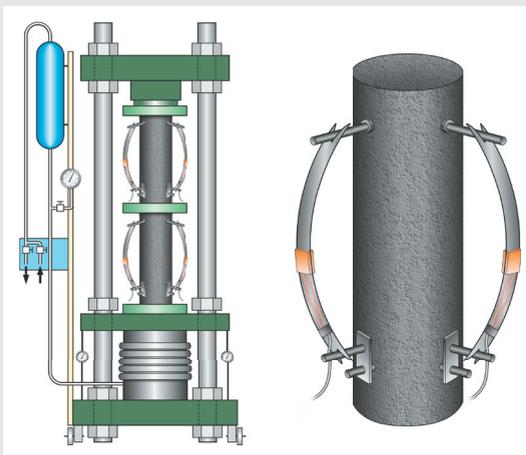


Massivbau Baustofftechnologie Materialprüfung

VLADISLAV KVITSEL

Zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnung



Vladislav Kvitsel

**Zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von
normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton
mit Blähtongesteinskörnung**

Karlsruher Reihe

Massivbau
Baustofftechnologie
Materialprüfung

Heft 80

Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, MPA Karlsruhe

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Harald S. Müller
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

Zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnung

von
Vladislav Kvitsel

Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
Tag der mündlichen Prüfung: 19. Juli 2010
Hauptreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. S. Müller
Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. L. Stempniewski

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark of Karlsruhe
Institute of Technology. Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover, pictures and graphs – is licensed
under the Creative Commons Attribution-Share Alike 3.0 DE License
(CC BY-SA 3.0 DE): <http://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/de/>*



*The cover page is licensed under the Creative Commons
Attribution-No Derivatives 3.0 DE License (CC BY-ND 3.0 DE):
<http://creativecommons.org/licenses/by-nd/3.0/de/>*

Print on Demand 2017

ISSN 1869-912X

ISBN 978-3-7315-0521-1

DOI 10.5445/KSP/1000054333

Kurzfassung

Während der heutige Kenntnisstand zum zeitabhängigen Verformungsverhalten von normalfesten und hochfesten Betonen als hinreichend geklärt angesehen werden darf, sind in Bezug auf das Kriech- bzw. Schwindverhalten von Leichtbetonen, insbesondere von hochfestem Leichtbeton, Kenntnislücken vorhanden.

Vor diesem Hintergrund wurde in der vorliegenden Arbeit das Schwind- und Kriechverhalten von normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnungen experimentell und analytisch untersucht, mit dem Ziel, die Grundlage für die Herleitung eines analytischen Modellansatzes für das Schwinden und Kriechen von Leichtbeton zu schaffen.

In einem breit angelegten Versuchsprogramm wurden die Schwind- und Kriechverformungen einer großen Anzahl von Probekörpern unter verschiedenen Versuchsbedingungen z. T. über eine Messdauer von rund fünf Jahren kontinuierlich erfasst. Um den gestellten Anforderungen an die Messgenauigkeit, die hohen Datenerfassungsraten und die Handhabung zu genügen, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein neuartiges Messverfahren zur automatischen Erfassung der axialen Verformungen entwickelt und erfolgreich eingesetzt.

Die Messergebnisse zum Schwindverhalten von versiegelten und unversiegelten Probekörpern zeigten deutliche Unterschiede zwischen den Schwindverformungen von Leichtbeton und normalschwerem Beton. Dem entgegen war das Kriechverhalten beider Betone vergleichbar.

Auf der Grundlage der erzielten Versuchsergebnisse wurde ein praxisorientiertes Ingenieurmodell zur Vorhersage der Schwind- und Kriechverformungen entwickelt, das hinsichtlich des stoffmechanischen Grundkonzeptes und der mathematischen Darstellung eng an die Vorhersagemodelle der Norm DIN 1045-1 bzw. des Eurocode 2 angelehnt ist.

Abstract

While the present state of knowledge on the time dependent deformation behaviour of normal and high-strength concrete may be considered as sufficiently determined, the creep and shrinkage of lightweight aggregate (LWA) concrete, particularly of high-strength LWA concrete, can only be specified inadequately.

Hence, the creep and shrinkage behaviour of normal and high-strength structural lightweight aggregate concrete with expanded clay aggregate was determined by means of experimental and analytical investigations. Investigations aimed at the creation of an extensive data base for the derivation of an analytical prediction model for shrinkage and creep of LWA concrete.

The shrinkage and creep deformations of numerous concrete specimens stored in different climate conditions were measured continuously partly over a period of about five years. In order to meet the requirements for the accuracy of measurements as well as the recording of data a novel measuring method was successfully developed which allows for the automated recording of the axial strain of cylindrical specimens.

The analysis of the measured results showed distinctive differences between the shrinkage deformations of LWA concrete and ordinary normal weight concrete. In contrast thereto, the creep behaviour of both types of concretes was comparable.

On the basis of the experimental results a prediction model for shrinkage and creep of structural lightweight aggregate concrete was developed. With regard to its general constitutive concept and its mathematical composition it is in close analogy to the prediction models given in the German design code DIN 1045-1 and in the Eurocode 2 respectively.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie des Karlsruher Instituts für Technologie (ehemals Universität Karlsruhe).

Das Thema der Arbeit ergab sich aus der Bearbeitung des vom Deutschen Beton- und Bautechnik-Verein (DBV) bzw. von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke e.V.“ (AIF) sowie vom Deutschen Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb) finanzierten Forschungsvorhaben zur Untersuchung des Langzeit-Verformungsverhaltens von normalfesten und hochfesten Konstruktionsleichtbetonen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. S. Müller für die fachliche Betreuung der vorliegenden Dissertation. Mit seiner steten Diskussionsbereitschaft und menschlichen Unterstützung, mit seinen Ratschlägen und kritischen Anmerkungen hat er wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Herzlich bedanken möchte ich mich bei ihm an dieser Stelle aber auch für seine wohlwollende Förderung und die Ausbildung, die ich am Institut erfahren habe.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski danke ich für die Übernahme des Korreferats, seine Hinweise und Anregungen.

Dank und Anerkennung gelten auch den Mitarbeitern des Instituts im Werkstatt- und Laborbereich und den studentischen Mitarbeitern für ihre wertvolle Unterstützung sowie meinen Kollegen für ihre Diskussionsbereitschaft, ihre fruchtbaren Anregungen und für ihren fachlichen und menschlichen Beistand.

Bei meinen Eltern, Verwandten und Freunden bedanke ich mich herzlichst für ihre allseitige Unterstützung.

Besonders herzlich danke ich aber auch meiner lieben Frau Marina und meinem Sohn Ivan für ihre Liebe, ihr Verständnis, ihre Nachsicht und ihre Geduld.

Karlsruhe, Juli 2010

Vladislav Kvitsel

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract.....	ii
Vorwort	iii
Bezeichnungen	vii
1 Einführung und Zielsetzung	1
2 Literatursichtung.....	5
2.1 Verformungsverhalten von Beton	5
2.1.1 Verformungskomponenten	5
2.1.2 Schwinden	7
2.1.3 Kriechen	11
2.2 Leichtbeton.....	16
2.2.1 Ausgangsstoffe und Zusammensetzung.....	16
2.2.2 Schwinden	20
2.2.3 Kriechen	26
2.3 Vorhersagemodelle für das Schwinden und Kriechen	32
3 Experimentelle Untersuchungen	39
3.1 Zielsetzung der Versuche.....	39
3.2 Überblick über das Versuchsprogramm	39
3.3 Zusammensetzung, Frischbetoneigenschaften und Probenherstellung.....	41
3.3.1 Mischungszusammensetzung	41
3.3.2 Herstellung der Mischungen.....	44
3.3.3 Frischbetonuntersuchungen.....	44
3.3.4 Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung der Probekörper	46
3.4 Untersuchungsmethoden	48
3.4.1 Betondruckfestigkeit.....	48
3.4.2 E-Modul.....	49
3.4.3 Rohdichte und Porosität	49
3.4.4 Langzeitverformungsverhalten	50
3.4.4.1 Prinzip der Verformungsmessung	50
3.4.4.2 Schwinden	53
3.4.4.3 Kriechen	55
3.4.5 Datenaufbereitung	57
3.4.6 Extrapolation der gemessenen Schwind- bzw. Kriechverformungen	59
4 Untersuchungsergebnisse.....	63
4.1 Festigkeit und Festigkeitsentwicklung	63
4.2 E-Modul und elastisches Verformungsverhalten.....	65

4.3 Rohdichte und Porosität.....	67
4.4 Schwinden.....	69
4.5 Kriechen.....	76
5 Diskussion	85
5.1 Festigkeitseigenschaften	85
5.2 Elastisches Verformungsverhalten	89
5.3 Schwinden.....	96
5.4 Kriechen.....	102
6 Neuer Ansatz zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von Leichtbeton	109
6.1 Vorbemerkungen	109
6.2 Ansatz für die Berechnung der mittleren Schwindverformungen	109
6.3 Ansatz für die Ermittlung der Kriechzahl.....	120
6.4 Konsequenzen der Modifikation des Grundansatzes der DIN 1045-1 zur Ermittlung des Kriechens	128
6.5 Validierung der Ansätze für das Schwinden und Kriechen	136
6.5.1 Statistische Kenngrößen	136
6.5.2 Vorhersage der Schwindverformungen	140
6.5.3 Vorhersage des Kriechens	144
7 Zusammenfassung	151
8 Literatur	157

Anhang

A1 Angaben zur Zusammensetzung der untersuchten Leichtbetone	A-1
A2 Mechanische Eigenschaften der untersuchten Leichtbetone	A-3
A3 Messmethode zur Ermittlung der Schwind- bzw. Kriechverformungen	A-6
A4 Schwind- und Kriechverformungen von Leichtbeton	A-9
A4.1 Schwindverformungen	A-9
A4.2 Approximation der gemessenen Schwindverformungen bei versiegelt gelagerten Proben	A-15
A4.3 Extrapolation des Schwindens nach Ross (s. Gl. (13)) ...	A-17
A4.4 Extrapolation der Schwindverkürzung nach dem Abklingen der Quellphase mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion nach Gl. (14)	A-26
A4.5 Extrapolation der Kriechmaße mit Hilfe der modifizier- ten Hyperbelfunktion nach Gl. (14) bzw. der logarithmi- schen Funktion nach Gl. (15)	A-35
A5 Analyse der Spannungslinearität der untersuchten Leichtbetone	A-47

Bezeichnungen

Lateinische Großbuchstaben

A	Fläche [mm ²]; Beiwert der linearen Regression
B	Beiwert der linearen Regression
C	Symbol für die Festigkeitsklasse bei Normalbeton
D	Rohdichteklasse bei Leichtbeton
E	Elastizitätsmodul allgemein [N/mm ²]
E _a	Elastizitätsmodul der Gesteinskörnung [N/mm ²]
E ₀	Elastizitätsmodul, Tangentenmodul bei Erstbelastung [N/mm ²]
F	Kraft [N]; Funktion allgemein; Abweichung [%]; mittlerer Fehler
FA	Flugasche
GK	Gesteinskörnung
J	Kriechfunktion [10 ⁻⁶ /(N/mm ²)]
J ₀	Kriechfunktion bei Belastungsbeginn [10 ⁻⁶ /(N/mm ²)]
K	Beiwert
LGK	leichte Gesteinskörnung
M	statistischer Kennwert
N	Anzahl
P	Porosität [%]
R ²	Bestimmtheitsmaß
RH	relative Feuchte [%]
RH ₀	Bezugswert = 100 [%]
S	Standardschätzfehler
SF	Silicastaub
T	Temperatur [K] bzw. [°C]
V	Volumen allgemein [dm ³] bzw. [m ³]; Variationskoeffizient [%]
Z	Zement

Lateinische Kleinbuchstaben

a	Beiwert; Gesteinskörnung
b	Bindemittel
d	Durchmesser [mm]; Beiwert
f	Festigkeit [N/mm ²]; Flugaschegehalt [kg/m ³]; Fehler
f _{cm0}	Bezugswert = [N/mm ²]
h	wirksame Bauteildicke [mm]; Höhe [mm]
h ₀	Bezugswert = 100 [mm]
i, j	Laufvariable
k	Multiplikationsfaktor
l	Länge; Kantenlänge [mm]
m, n	natürliche Zahlen

Bezeichnungen

r	Radius [mm]; Multiplikationsfaktor
sf	Silicastaubgehalt [kg/m ³]
t	Zeit [Tage]
t ₀	Belastungsalter [Tage]
t ₁	Bezugswert = 1 [Tage]
u	Umfang [mm]
w	Wassergehalt [kg/m ³]
z	Zementgehalt [kg/m ³]

Griechische Buchstaben und Symbole

α, β	Beiwerte; Zeitfunktion
Δ	Differenz
ε	Dehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\bar{\varepsilon}$	Kriechmaß [$10^{-6}/(\text{N}/\text{mm}^2)$]
ε_{cas}	Grundschrumpfen (Schrumpfen) [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\varepsilon_{\text{casw}}$	autogenes Quellen [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{cc}	Kriechen [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{ccb}	Grundkriechen [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{ccd}	Trocknungskriechen [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{cd}	verzögert elastische Dehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{cds}	Trocknungsschrumpfen [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{cip}	Setzverformung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{ci}	elastische Verformung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{cf}	Fließdehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{cs}	Schrumpfen [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{T}	Temperaturdehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
η	Korrekturbeiwert
φ	Kriechzahl [-]
ρ	Rohdichte [kg/m ³] bzw. [g/cm ³]
ρ_0	Reindichte [kg/m ³]
ρ_{tr}	Trockenrohndichte [kg/m ³]
σ	Spannung [N/mm ²]; Standardabweichung
$\bar{\sigma}$	Belastungsgrad [-] bzw. [%]

Indizes

c	Beton; Druck; Kriechen
cal	berechneter Wert
e	Entlastung
eq	äquivalent

ges	gesamt
i, j	Zählvariable
k	charakteristisch
korr	korrigierter Wert
l	Leichtbeton
m	Mittelwert
max	Maximum
min	Minimum
M	Messbeginn
obs	gemessener Wert
R	Rückverformung
T	Temperatur
∞	unendlich bzw. Endwert

Zementchemische Abkürzungen

A	Aluminat; Al_2O_3
C	Kalk; CaO
C_3A	Tricalciumaluminat; $3\text{CaO Al}_2\text{O}_3$
C_4AF	Tetracalciumaluminatferrit; $4\text{CaO Al}_2\text{O Fe}_2\text{O}_3$
C_2S	Dicalciumsilikat; 2CaO SiO_2
C_3S	Tricalciumsilikat; 3CaO SiO_2
CSH	Calciumsilikathydrat
F	Eisenoxid; Fe_2O_3
H	Wasser; H_2O
S	Kieselsäure; SiO_2

1 Einführung und Zielsetzung

Gefügedichter Leichtbeton zeichnet sich gegenüber Normalbeton durch verschiedene technische Vorzüge, wie vor allem ein günstiges Verhältnis von Festigkeit zu Rohdichte, eine hohe Wärmedämmwirkung und eine geringe Wärmedehnung, aus [64]. Den Vorteilen stehen als Nachteile ein geringerer E-Modul und eine geringere Zugfestigkeit, aber auch ein erhöhter Aufwand beim Einbau des Leichtbetons im Vergleich zu normalschwerem Beton, gegenüber.

Ähnlich wie bei Normalbeton zeigt sich im Ingenieurbau auch bei Konstruktionsleichtbetonen eine Entwicklung hin zu höheren Festigkeitsklassen, d. h. zu hochfestem Leichtbeton [49]. Zutreffender ist es, wenn für diese Betone der Begriff Hochleistungs-Leichtbeton verwendet wird. Damit soll zum Ausdruck gebracht werden, dass mit der hohen Festigkeit ein geringes Eigengewicht, aber auch eine hohe Dauerhaftigkeit verbunden ist. Gleichzeitig können auch Leichtbetone geringerer Festigkeit den Hochleistungs-Leichtbetonen zugerechnet werden, nämlich dann, wenn diese hinsichtlich ihrer Rohdichte optimiert sind, d. h. wenn der Quotient aus Festigkeit und Rohdichte besonders groß ist [59].

Die eingeschränkte Verwendung von gefügedichten Leichtbetonen im konstruktiven Ingenieurbau lässt sich bislang vor allem auf Schwierigkeiten beim Herstellen, Fördern und Verarbeiten des Frischbetons zurückführen. Durch neue Hilfsstoffe und Verfahren kann diesen Problemen wirksam begegnet werden. Auch der hohe Energieeinsatz durch das Brennen der leichten Gesteinskörnung ist unter dem Blickwinkel der Nachhaltigkeit durchaus kritisch zu sehen. Der Anwendung hochfester Konstruktionsleichtbetone in der Praxis stehen aber vor allem die noch unzureichenden Kenntnisse zum stoffgesetzlichen Verhalten, insbesondere zum Langzeitverhalten, entgegen.

Für die Bemessung und Ausführung von Bauwerken aus normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton ist die Kenntnis des Last-Verformungsverhaltens von großer Bedeutung. Neben dem Kurzzeitverhalten sind dabei vor allem auch die zeitabhängigen Verformungen mit und ohne Lasteinwirkung von Interesse. Diesbezüglich liegen jedoch erhebliche Kenntnislücken vor.

Die Norm DIN 1045-1 [30] enthält in Abschnitt 9.1.4 Nomogramme zur Abschätzung der Endwerte der Schwind- und Kriechverformungen von Be-

ton unter trockenen (Innenräume) und feuchten (Außenluft) Umgebungsbedingungen. Die Grundlage für diese Nomogramme bilden die an der Universität Karlsruhe (TH) für Normalbeton hergeleiteten analytischen Beziehungen [71], welche sich hinsichtlich des stoffmechanischen Grundkonzepts und der mathematischen Darstellung eng an die entsprechenden Vorhersagemodelle des Eurocode 2 [40] anlehnen. Sie erlauben eine Berechnung des Schwindens und Kriechens von Normalbeton bei beliebigem Beton- bzw. Belastungsalter sowie unter verschiedenen Umgebungsbedingungen [28].

Für Leichtbetone wird in der DIN 1045 die Abschätzung des zeitabhängigen Verformungsverhaltens durch die Anwendung multiplikativer Faktoren ermöglicht, die lediglich eine Vorhersage der Verformungsendwerte erlauben. Diese Faktoren wurden in Ermangelung genauerer Kenntnisse und aufgrund fehlender neuer theoretischer und experimenteller Untersuchungen der DIN 4219 (Ausgabe 1979) [32] entnommen. Die dort gemachten Angaben sind jedoch strittig und entbehren insbesondere für hochfeste Leichtbetone einer experimentellen Absicherung.

Vor diesem Hintergrund wurde im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit das Schwind- und Kriechverhalten normalfester und hochfester Konstruktionsleichtbetone eingehend untersucht. Den Schwerpunkt des Forschungsprojekts bildeten dabei experimentelle bzw. analytische Untersuchungen zum Last-Verformungsverhalten von drei ausgewählten Leichtbetonen der Güte LC20/22 D1,4, LC45/50 D1,6 und LC70/77 D2,0.

Die an diesen drei Betonen durchgeführten Versuche gliedern sich in Untersuchungen zum lastabhängigen und zum lastunabhängigen Verformungsverhalten.

Im Rahmen der Hauptversuche wurde das last- und zeitabhängige Festigkeits- und Verformungsverhalten erfasst. Begleitet wurden diese Untersuchungen von Nebenversuchen, in denen die Betonausgangsstoffe sowie die Frisch- und Festbetoneigenschaften der untersuchten Leichtbetone charakterisiert wurden. Hierzu gehörten insbesondere auch Versuche zur Ermittlung der zeitlichen Entwicklung des E-Moduls und der Druckfestigkeit der Leichtbetone.

Auf der Grundlage der Daten der durchgeführten Schwind- und Kriechversuche an den eingangs erwähnten Betonen wurden die relevanten Kenn-

größen abgeleitet. Diese bildeten wiederum die Grundlage für die Herleitung eines im Weiteren vorgestellten Ingenieurmodells.

Nachfolgend werden zunächst die bei Beton zu beobachtenden Verformungen erläutert bzw. deren Komponenten definiert (s. Kapitel 2), weil auch im aktuellen Schrifttum leider keine Einheitlichkeit der Definitionen gegeben ist. Weiterhin wird auf die Unterschiede in den Mechanismen des Schwindens und Kriechens zwischen Normalbeton und Leichtbeton eingegangen. Der Kenntnisstand zum zeitabhängigen Verformungsverhalten von Leichtbeton sowie die wichtigsten Vorhersagemodelle für das Kriechen und Schwinden von Beton werden dargestellt. Einen Überblick über das gesamte Versuchsprogramm und die eingesetzten Untersuchungsmethoden gibt Kapitel 3. Die Ergebnisse der Versuche sind in Kapitel 4 aufgeführt und werden in Kapitel 5 diskutiert. Kapitel 6 beschreibt schließlich das vorgestellte Ingenieurmodell zur Vorhersage der Schwind- und Kriechverformungen von normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton. Die Arbeit schließt in Kapitel 7 mit einer Zusammenfassung.

2 Literatursichtung

Das Verformungsverhalten von Normalbeton ist in der internationalen Literatur umfassend dokumentiert und untersucht (s. z. B. [24], [25]). Dies gilt jedoch nicht für Leichtbeton und insbesondere für das Langzeitverformungsverhalten von Leichtbeton. Die hierzu vorliegenden Quellen wurden im Rahmen dieser Arbeit systematisch ausgewertet, um eine Grundlage für die eigenen experimentellen Untersuchungen zu schaffen. Die wesentlichen Ergebnisse dieser Literatursichtung werden im vorliegenden Kapitel zusammengefasst. Zunächst wird dabei auf das Verformungsverhalten von Beton im Allgemeinen eingegangen. Da auch im Schrifttum zum Kriech- und Schwindverhalten von Normalbeton unterschiedliche Definitionen der einzelnen Verformungsmechanismen und Anteile vorliegen, wird die in der Literatur vorherrschende Lehrmeinung zusammengefasst wiedergegeben. Des Weiteren werden in diesem Kapitel die Merkmale der wichtigsten Modelle zur Vorhersage des Schwind- und Kriechverhaltens von Beton und Leichtbeton dargestellt. Anschließend wird eingehend auf die Besonderheiten von Leichtbeton im Vergleich zu Normalbeton in Bezug auf das Verformungsverhalten eingegangen. In allen Teilkapiteln wird dabei jeweils der Bezug zur Norm DIN 1045-1 hergestellt, in der die Verwendung von Leichtbeton geregelt und die Modelle zur Abschätzung der einzelnen Verformungskennwerte bereitgestellt sind.

2.1 Verformungsverhalten von Beton

2.1.1 Verformungskomponenten

Bei Beton und anderen hydraulisch gebundenen Stoffen lassen sich als Folge einer mechanischen Beanspruchung (Spannungen) und der Zeit verschiedene Verformungen voneinander unterscheiden. Außer den zeitabhängigen und lastabhängigen Verformungen, die teils reversibler, teils irreversibler Natur sind, unterliegen die angesprochenen Werkstoffe noch physikalisch und chemisch bedingten Formänderungen. In Tabelle 1 sind diese Verformungen unter dem Gesichtspunkt der Spannungsabhängigkeit und der Reversibilität zusammengestellt.

Tabelle 1: Gebräuchliche Klassifizierung der Verformungskomponenten von Beton nach [73]

	lastabhängig		lastunabhängig
	zeitunabhängig	zeitabhängig	zeitabhängig
reversibel	elastische Verformung, $\varepsilon_{ci}(t_0)$	Kriechen, $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ bzw. verzögert elastische Dehnung, $\varepsilon_{cd}(t, t_0, t_e)$	Temperaturdehnung, $\varepsilon_T(t)$ Trocknungsschwinden, $\varepsilon_{cds}(t, t_s)$
irreversibel	Setzverformung, $\varepsilon_{cip}(t_0)$	Fließdehnung, $\varepsilon_{cf}(t, t_0, t_e)$	Grundswinden (Schrumpfen), $\varepsilon_{cas}(t)$

Die bei konstanten Umgebungsbedingungen an einem Betonkörper unter Dauerlast zum Zeitpunkt t beobachtbare Gesamtdéhnung $\varepsilon_c(t)$ wird üblicherweise in die additiven Komponenten Schwinddehnung $\varepsilon_{cs}(t, t_s)$, elastische Déhnung $\varepsilon_{ci}(t_0)$ und Kriechdehnung $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ aufgespalten [71]:

$$\varepsilon_c(t) = \varepsilon_{cs}(t, t_s) + \varepsilon_{ci}(t_0) + \varepsilon_{cc}(t, t_0) \quad (1)$$

In Gl. (1) bezeichnet t_s den Zeitpunkt des Beginns der Trocknung und t_0 das Belastungsalter des Betons. Die mit der Belastung unmittelbar einhergehende, vergleichsweise kleine Setzdehnung $\varepsilon_{cip}(t_0)$, die im Wesentlichen als plastische (bleibende) Verformungskomponente eintritt, wird bei dieser Definition als Teil der Kriechdehnung aufgefasst $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ (siehe Bild 1).

Bei einer Entlastung des Probekörpers zum Zeitpunkt t_e stellt sich nach der augenblicklichen elastischen Rückverformung $\varepsilon_{ci}(t_e)$ die sich allmählich entwickelnde verzögert elastische Verformung $\varepsilon_{cd}(t, t_0, t_e)$ ein. Sie strebt, wie in Bild 1 dargestellt, dem Endwert $\varepsilon_{cd\infty}$ entgegen.

Nach gängiger Definition stellt das Schwinden jene Volumenabnahme von Beton bzw. Verkürzung eines Bauteils dar, die sich ohne die Einwirkung einer äußeren Last bei konstanter Temperatur allein durch die Feuchtigkeitsabgabe des Betons in einer Umgebung mit einer relativen Feuchte kleiner 100 % vollzieht. Dieser Verformungsvorgang muss bei genauerer Betrachtung der zugrundeliegenden Mechanismen jedoch präziser als Trocknungsschwinden $\varepsilon_{cds}(t, t_s)$ bezeichnet werden, welches nur eine von mehreren Schwindkomponenten von Beton darstellt (siehe Abschnitt 2.1.2).

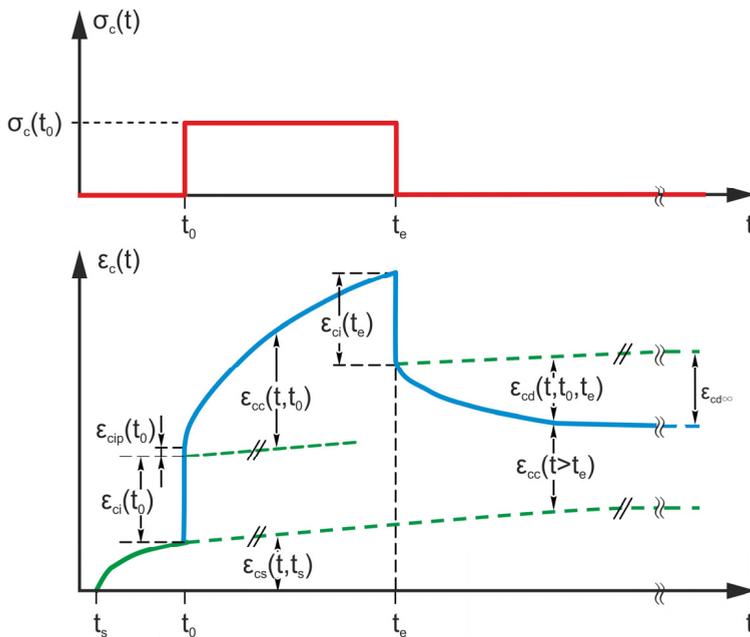


Bild 1: Übliche Definition der Verformungskomponenten von Beton im Einstufenbelastungsversuch

An belasteten Betonkörpern können nur Gesamtverformungen $\varepsilon_c(t)$, nicht aber die einzelnen Verformungskomponenten direkt ermittelt werden. Daher sind bei der Durchführung von Kriechversuchen auch Begleitversuche an unbelasteten Parallelproben erforderlich, um die Größe der Schwinddehnung $\varepsilon_{cs}(t, t_s)$ zu ermitteln. Mit diesen Daten kann rechnerisch die Kriechdehnung $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ (s. Abschnitt 2.1.3) von der Gesamtdehnung abgespalten werden. Oftmals wird in Parallelversuchen auch das genaue Maß der elastischen Dehnung $\varepsilon_{el}(t_0)$ erfasst.

2.1.2 Schwinden

Betrachtet man die weitgehend geklärten Ursachen und die zeitlichen Abläufe von Schwindvorgängen in zementgebundenen Baustoffen (s. z. B. [44], [76], [98]), so lassen sich im Wesentlichen vier Schwindkomponenten voneinander unterscheiden:

- das **Kapillarschwinden**, welches auch als plastisches Schwinden bezeichnet wird und im frischen, noch verarbeitbaren Beton auftritt. Ursache ist ein früher Wasserverlust an der Oberfläche;
- das **Grundschrumpfen** (in der DIN 1045-1 [30] als **Schrumpfen** bezeichnet), welches sich im Zuge der chemischen Reaktion des Zements und der Ausbildung der Zementgelstruktur vollzieht. Ursachen sind sowohl das geringere Volumen der Reaktionsprodukte aus Zement und Wasser im Vergleich zu den Ausgangsprodukten (chemisches Schwinden) als auch Verformungen, die durch die innere Austrocknung der Zementsteinmatrix ausgelöst werden;
- das **Trocknungsschwinden**, welches durch einen Feuchtigkeitsverlust, d. h. durch Wasserabgabe an die Umgebung, hervorgerufen wird;
- das **Karbonatisierungsschwinden**, welches sich durch die Reaktion der Hydratationsprodukte des erhärteten Zementsteins mit dem Kohlendioxid der Luft in Anwesenheit von Feuchtigkeit vollzieht.

Die additive Überlagerung dieser Schwindkomponenten ergibt die an Versuchskörpern aus zementgebundenen Baustoffen zu beobachtende **Gesamtschwindverformung** $\epsilon_{cs}(t, t_s)$.

Während das Kapillarschwinden bei Normalbeton durch eine geeignete Mischungszusammensetzung und eine ordnungsgemäße Nachbehandlung vollständig vermieden werden kann, können die Verformungskomponenten des Grund-, Trocknungs- und Karbonatisierungsschwindens unter üblichen Einsatzbedingungen des Betons nur bedingt beeinflusst werden. Dabei ist der Verformungsbeitrag des Karbonatisierungsschwindens, welches sich nur auf die Randzone beschränkt, gegenüber dem Beitrag des Grund- und des Trocknungsschwindens bei üblichen Bauteilabmessungen von untergeordneter Bedeutung (s. a. [43]).

Die maßgebenden Einflussparameter auf das Schwindverhalten von Beton lassen sich in zwei Gruppen – innere (d. h. betontechnologische) und äußere – unterteilen. Zu den inneren, betontechnologischen Einflussparametern gehören die Zusammensetzung der Zementsteinmatrix (Wasserbindemittelwert, Zementart und Zusatzstoffe wie Silicastaub, Flugasche bzw. Hüttensand), der Zementleimgehalt und die mechanisch-physikalischen Eigenschaften der Gesteinskörnung (Steifigkeit und Porosität). Zu den äußeren Einflüssen zählen die relative Umgebungsfeuchte, die Temperatur

und die Bauteilabmessungen. Die Wirkung der genannten Einflussgrößen auf das Schwindverhalten von Beton muss differenziert für die zwei praxisrelevanten Schwindarten (Grund- und Trocknungsschwinden) betrachtet werden.

Das Grundschrwinden ist ein chemisch-physikalischer Prozess, der im Wesentlichen durch betontechnologische Parameter beeinflusst wird und, aufgrund der zugrundeliegenden Mechanismen, nicht von der Umgebungfeuchte und den Bauteilabmessungen abhängig ist. Mit sinkendem Wasserbindemittelwert (w/b), vor allem ab Werten $w/b < 0,40$, nimmt das Grundschrwinden deutlich zu. Zemente mit einem hohen Gehalt der Mineralphase C_2S und niedrigem Gehalt an C_3A und C_4AF führen zu einer Verminderung des Grundschrwindens [10]. Während Silicastaub und vor allem feingemahlene Hüttensande im Bindemittel das Grundschrwinden sichtlich erhöhen [86], führt das Zumischen von Flugaschen zu einer Reduktion des Grundschrwindens [67].

Das Trocknungsschrwinden tritt als Folge des Trocknungsvorgangs auf, bei dem es sich in erster Näherung um einen durch Feuchtegradienten hervorgerufenen Diffusionsprozess handelt. Somit können die Gesetzmäßigkeiten der Diffusionstheorie zur Beschreibung des Trocknungsschrwindens herangezogen werden. Durch den sich entwickelnden Wasserverlust des Betons werden die Größe und die zeitliche Entwicklung des Trocknungsschrwindens maßgeblich bestimmt. Mit sinkender relativer Luftfeuchte der Umgebung und zunehmendem ursprünglichen Wassergehalt des Betons nehmen die Schrwindverformungen zu. Der zeitliche Verlauf des Trocknungsschrwindens wird überwiegend durch die Bauteilabmessungen, die Zementsteinporosität (Wasserbindemittelwert) und den Feuchtegradienten zwischen der Umgebungs- und der Betonfeuchte beeinflusst. Zunehmende Bauteilabmessungen und höhere Luftfeuchte verlangsamen die Schrwindgeschwindigkeit. Analog zum Grundschrwinden steigen die Trocknungsschrwindverformungen mit zunehmendem Zementsteingehalt eines Betons und sinkender Steifigkeit der Gesteinskörnung an [75]. Darüber hinaus wird die Größe des Trocknungsschrwindens durch die Zementart beeinflusst. Fein gemahlene Zemente, ein hoher Gehalt an Alkalien und ein hoher C_3A -Gehalt vergrößern das Schrwindmaß [25]. Ein Austausch von Portlandzementklinker gegen Flugasche und Gesteinsmehle führt unter sonst gleichen Bedingungen zu verminderten, die Verwendung von Hüttensand zu etwas erhöhten Schrwindverformungen [44].

Das Trocknungsschwinden ist bei einer Feuchtlagerung des Betons teilweise reversibel [5], [87]. Der reversible Anteil – als **Quellen** bezeichnet – sinkt mit zunehmendem Wasserzementwert und abnehmendem Alter des Betons. Vor allem hängen die Quellmaße bei Feuchtlagerung aber vom zuvor erreichten mittleren Trocknungszustand eines Bauteils ab. Bei lang andauernder Vortrocknung und anschließender Feuchtlagerung werden deutlich größere Quellmaße erreicht, als bei einem Beton, der am Ende der Nachbehandlung einer Feuchtlagerung unterworfen wird. Als grober Anhaltswert kann davon ausgegangen werden, dass bei üblichem Konstruktionsbeton etwa die Hälfte der erreichten Schwindverformungen reversibel ist.

Das Trocknungsschwinden bei normalfesten Betonen stellt sich ein, wenn die Umgebungsfeuchte am Ende der Nachbehandlung Werte kleiner 99 % besitzt. Andernfalls, d. h. bei fortgesetzter Feucht- oder Wasserlagerung, treten Quellverformungen auf. Da in hochfesten Betonen mit sinkendem Wasserzementwert die innere relative Feuchte infolge des Hydratationsvorganges Werte weit unter 100 % annimmt, können Umgebungsfeuchten, die größer sind als die Feuchte des Betons (z. B. ≥ 85 % r. F.), Quellverformungen verursachen [86].

Hinsichtlich des Grundswindens ist anzumerken, dass diese Verformungskomponente bei Betonen üblicher Festigkeit meist nur ca. 10 bis maximal 20 % der gesamten Schwindverformung beträgt und in der Praxis vereinfachend dem Trocknungsschwinden zugerechnet wird. Diese Vereinfachung ist jedoch nicht mehr zulässig, wenn hochfeste Betone betrachtet werden [89]. Mit zunehmender Festigkeit des Betons, d. h. mit den damit einhergehenden mikrostrukturellen Veränderungen im Gefüge des Betons, wachsen die Grundswindverformungen erheblich an. Bild 2 veranschaulicht, wie sich die wesentlichen Verformungskomponenten der Schwindverformungen bei normal- und hochfesten Betonen, nämlich das Grund- und Trocknungsschwinden, entwickeln. Während bei normalfestem Beton der Anteil des Trocknungsschwindens den Gesamtschwindvorgang dominiert, übersteigt bei hochfestem Beton die Größe des Grundswindens deutlich die des Trocknungsschwindens.

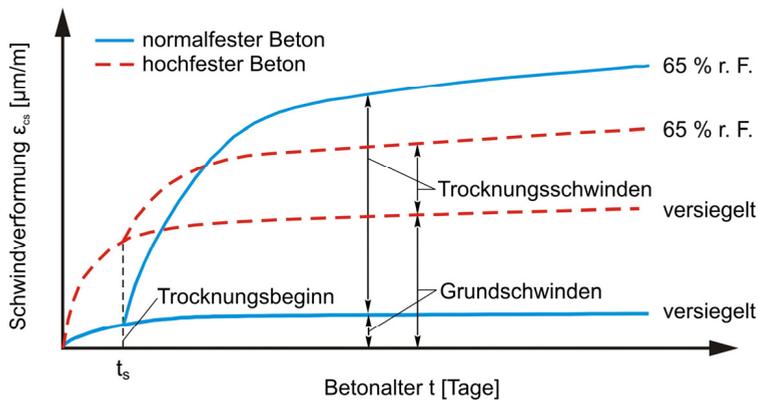


Bild 2: Schematische Darstellung des zeitlichen Verlaufs des Grund- und Trocknungsschwindens für normal- und hochfesten Beton in trockener Umgebung (relative Luftfeuchte 65 %) bzw. bei versiegelter Lagerung (verhinderter Feuchteaustausch mit der Umgebung), analog zu [71]

Im Hinblick auf die experimentelle Bestimmung des Schwindverhaltens von Beton ist noch anzumerken, dass die Komponente des Trocknungsschwindens, im Gegensatz zum Grundswinden, nicht für sich allein an einem einzigen Versuchskörper erfasst werden kann. Die Verformungskomponente Trocknungsschwinden kann nur durch Differenzbildung der Verformungsmessungen des Gesamtschwindens und des Grundschwindens an Parallelproben ermittelt werden (s. Kapitel 3).

2.1.3 Kriechen

Unter Kriechen versteht man das Auftreten nicht elastischer, mit der Zeit zunehmender und durch eine konstante Spannung verursachter Verformungen.

Über die Ursachen des Kriechens liegt in der internationalen Literatur eine Reihe z. T. widersprüchlicher Vorstellungen vor (s. z. B. [74], [76], [91], [93]). Dieser Dissens spiegelt sich auch in den zur Beschreibung des zeitlichen Verlaufs des Kriechens angewendeten Modellen wider (s. [14], [47], [99]). Die zur Ermittlung der Kriechmechanismen eingesetzten Versuche sind sowohl für Normal- als auch für Leichtbeton weitgehend empirischer Natur. Eine analytische Untersuchung der Werkstoffveränderungen infolge

einer mechanischen Belastung ist bis heute an der Komplexität der beteiligten Mechanismen gescheitert, siehe auch [73].

Eine sehr verbreitete Vorstellung über die möglichen physikalischen Ursachen des Kriechens von Beton basiert auf der Annahme, dass der Zementstein selbst ein starres Gel darstellt und unabhängig vom Wasserzementwert und dem Hydratationsgrad eine Porosität von ca. 40 % bis 55 % besitzt (s. a. [73]). Bei der Hydratation der Klinkerphasen wird nur ein Teil des Anmachwassers in Hydratphasen chemisch gebunden. Das verbleibende Wasser befindet sich in den Poren und unterliegt dort, je nach Porengröße, Oberflächenkräften und ist somit auf atomarer Ebene gebunden (van der Waals'sche Kräfte). Hierdurch verliert es die Eigenschaften des freien Wassers. Dieses physikalisch gebundene Wasser spielt eine entscheidende Rolle beim Kriechvorgang.

Untersuchungen von Powers [77] belegen, dass der Abstand zwischen den einzelnen CSH-Phasen und damit die Porosität dieser nadelförmigen Struktur auf Mikro- bzw. Nanoebene durch betontechnologische Maßnahmen nicht beeinflusst werden kann. Diese sogenannten Gelporen sind stets mit Wasser gefüllt, das, wie bereits erläutert, chemisch-physikalisch an die Oberfläche der CSH-Phasen gebunden ist. Wittmann [100] konnte in seinen Untersuchungen an Zementstein jedoch zeigen, dass diese nanoskaligen Strukturen bestrebt sind, Wasser an ihren Oberflächen zu adsorbieren und somit ihren gegenseitigen Abstand zu vergrößern. Zementstein saugt daher im Kontakt mit Wasser dieses auf und lagert es zwischen den einzelnen CSH-Phasen an. Analog wird bei der Erklärung der Mechanismen des Kriechvorgangs davon ausgegangen, dass durch die äußere Last der Abstand zwischen den Gelbestandteilen reduziert und infolgedessen Platzwechselfvorgänge der Wassermoleküle in den adsorbierten Wasserschichten des Gels ausgelöst werden. Dieser Prozess wird von Gleit- und Verdichtungs Vorgängen in der Gelstruktur sowie von Auflösungs- und Rekristallisationsvorgängen der Zementsteinphasen begleitet. Mit der Veränderung des Abstands zwischen einzelnen CSH-Phasen gehen auch Veränderungen in der Kettenstruktur der Phasen einher. Stellenweise entstehen neue, festere Primärbindungen innerhalb und zwischen den Phasen, die eine Rückverformung bei Entlastung verhindern [17]. Die beschriebenen Vorgänge äußern sich makroskopisch in Kriechverformungen im Zementstein, die je nach Bindungsart teils reversibler, teils irreversibler Natur sind.

In Normalbeton werden die Kriechverformungen des Zementsteins durch die i. d. R. steifere Gesteinskörnung behindert. Bereits im unbelasteten Beton (verursacht durch das Schwinden der Zementsteinmatrix) sind Mikrorisse im Zementstein und vor allem in der Kontaktzone zwischen dem Zementstein und der Gesteinskörnung vorhanden. Diese Mikrorissbildung begünstigt das Kriechen und erhöht den irreversiblen Anteil der Kriechverformungen von Beton. Aufgrund der geringeren Steifigkeit von leichten Gesteinskörnungen im Vergleich zu normalschweren Körnungen sind hier potentielle Unterschiede zwischen beiden Betonarten zu erwarten (s. Abschnitt 2.2.3).

Die oben beschriebenen Vorgänge laufen in einem einer mechanischen Belastung ausgesetzten Beton unabhängig davon ab, ob eine Trocknung stattfindet oder nicht. Mit Einsetzen der Trocknung werden die genannten Effekte verstärkt. Darüber hinaus führt der Wasserverlust zu einer zunehmenden Verringerung des Gelphasenabstands. Hierdurch wird die Ausbildung zusätzlicher chemischer Bindungen zwischen den einzelnen Phasen bzw. innerhalb von diesen zusätzlich begünstigt [22].

Die wichtigsten technologischen Einflussgrößen des Kriechens sind die Betonfestigkeit (Betonzusammensetzung), das Belastungsalter (Reifegrad des Betons), die Umgebungsfeuchte und die Bauteil- bzw. Probekörperabmessungen (s. Tabelle 2). Im Weiteren kann der Belastungsgrad (s. Gl. (2)) die Größe des Kriechens beeinflussen. In Tabelle 2 sind die Einflussgrößen und deren Auswirkungen auf die Kriechverformung ε_{cc} normalschwerer Betone zusammengestellt.

Der Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0)$ bei Kriechproben ist definiert als der Quotient aus der kriecherzeugenden Spannung $\sigma_c(t_0)$ und der mittleren Betonfestigkeit zum Zeitpunkt der Belastung $f_{cm}(t_0)$ (s. Gl. (2)):

$$\bar{\sigma}_c(t_0) = \sigma_c(t_0) / f_{cm}(t_0) \quad (2)$$

Soweit das Kriechen spannungslinear erfolgt – dies ist üblicherweise bis zu Belastungsgraden von $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,3$ sichergestellt – hat der Belastungsgrad keinen Einfluss auf die Kriechzahl (s. Abschnitt 3.4.5), wohl aber auf die Kriechverformung. Um den Übergang von linearem zu nichtlinearem Kriechen zu erfassen, wurden in der vorliegenden Arbeit auch Kriechversuche mit Belastungsgraden von $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$ durchgeführt. Dieser Belastungsgrad kennzeichnet die üblicherweise vorliegende Obergrenze des Gebrauchsspannungsbereichs (s. a. [25]).

Tabelle 2: Zusammenstellung der wesentlichsten Einflussgrößen und ihrer Wirkungsweise auf das Betonkriechen

Einflussgrößen		Einfluss auf das Betonkriechen, ϵ_{cc}	
innere	Wasserzementwert w/z	$w/z \downarrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
	volumenbezogener Gesteinskörnung-Zementwert a/z	$a/z \uparrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
	Zementart: langsam erhärtende Zemente (SL), schnell erhärtende hochfeste Zemente (RS)	SL, \dots, RS	$\epsilon_{cc}(SL) > \epsilon_{cc}(RS)$
	Silikastaub SF	$SF \uparrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
	Steifigkeit der Gesteinskörnungen E_a	$E_a \uparrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
äußere	relative Feuchte der Umgebung RH	$RH \uparrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
	effektive Bauteildicke bei möglicher Trocknung h	$h \uparrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
	Temperatur der Umgebung während der Belastung T	$T \downarrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$
	Belastungsalter (Hydratationsgrad) t_0	$t_0 \uparrow$	$\epsilon_{cc} \downarrow$

Um eine zutreffendere Beschreibung des Kriechens zu ermöglichen, die den verschiedenen Mechanismen des Kriechprozesses Rechnung trägt, wird die Kriechverformung normalerweise in additive Komponenten aufgespalten. Dabei lassen sich zwei Grundarten unterscheiden [71]:

$$\epsilon_{cc}(t, t_0) = \epsilon_{cd}(t, t_0) + \epsilon_{cf}(t, t_0) \quad (3)$$

$$\epsilon_{cc}(t, t_0) = \epsilon_{ccb}(t, t_0) + \epsilon_{ccd}(t, t_0) \quad (4)$$

In Gl. (3) stellt $\epsilon_{cd}(t, t_0)$ die verzögert elastische Dehnung dar (s. a. Bild 1). Die Dehnung $\epsilon_{cf}(t, t_0)$ repräsentiert den irreversiblen Anteil des Kriechens, der als Fließen bezeichnet wird. Die Dehnung $\epsilon_{ccb}(t, t_0)$ in Gl. (4) beschreibt das **Grundkriechen**, welches sich unter Dauerlast bei verhiertem Feuchteausaustausch mit der Umgebung (z. B. bei sehr hoher Umgebungsfeuchte oder einem sehr massigen Bauteil) einstellt. Das **Trocknungskriechen** $\epsilon_{ccd}(t, t_0)$ erfasst die infolge einer Austrocknung zusätzlich entstehende Kriechdehnung.

Ein Vergleich experimentell beobachteter Kriechmaße von normalfestem und hochfestem Beton zeigt, dass die Größe der Kriechverformung beim hochfesten Beton erheblich kleiner ist. Betrachtet man die Verformungskomponenten Grund- und Trocknungskriechen, so ist festzustellen, dass das Trocknungskriechen des hochfesten Betons wesentlich kleiner als bei üblichem Konstruktionsbeton ausfällt, während die Größe des Grundkriechens nicht im selben Maße abnimmt. Daher sinkt das Verhältnis aus Trocknungskriechen und Grundkriechen mit zunehmender Betonfestigkeit [66]. Diese Zusammenhänge sind schematisch in Bild 3 aufgezeigt.

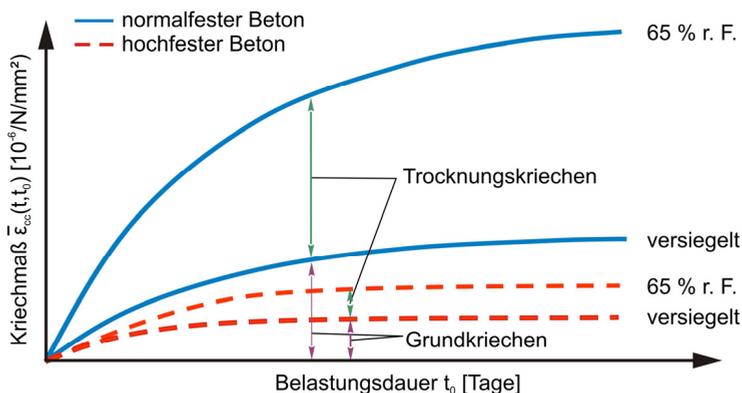


Bild 3: Schematische Darstellung des zeitlichen Verlaufs des Kriechens von normalfestem und hochfestem Beton in trockener Umgebung (relative Luftfeuchte 65 %) bzw. bei versiegelter Lagerung (verhinderter Feuchteaustausch mit der Umgebung), analog zu [71]

Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen wurde das lastabhängige Verformungsverhalten normalfester und hochfester Leichtbetone unter konstanter Dauerlast untersucht. Neben den Versuchen in trockener Umgebung (Luftfeuchte = 65 %), bei denen die unter Last stehenden Proben Feuchte abgeben konnten, wurden stets auch Parallelversuche an gleichen, versiegelten Probekörpern durchgeführt. Daher wird für weitere Betrachtungen die Aufspaltung der Kriechverformung nach Gl. (4) erfolgen (s. a. Kapitel 3).

2.2 Leichtbeton

Leichtbeton weist aufgrund seiner Ausgangsstoffe und seiner Zusammensetzung deutliche Unterschiede zum normalschweren Beton auf. In diesem Abschnitt wird auf die wesentlichen Unterschiede und die daraus resultierenden Folgen insbesondere für das Langzeitverformungsverhalten eingegangen.

2.2.1 Ausgangsstoffe und Zusammensetzung

Als Leichtbeton wird Beton mit einer Trockenrohddichte kleiner 2000 kg/m^3 bezeichnet. Die gegenüber normalschwerem Beton reduzierte Betonrohddichte wird durch gezielte Einführung von Luftporen in den Verbundwerkstoff erreicht. Dies kann prinzipiell durch den Einsatz einer porösen leichten Gesteinskörnung (Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge), durch Verwendung von Schaum- bzw. Luftporenbildnern zur Porosierung der Zementsteinmatrix (Porenbeton) oder durch die Herstellung eines haufwerksporigen Gefüges im Beton erreicht werden. Auch Kombinationen aus den drei genannten Möglichkeiten sind denkbar. Für den Einsatz im konstruktiven Ingenieurbau sind i. d. R. Leichtbetone mit geschlossenem Gefüge und poröser leichter Gesteinskörnung – sogenannte Konstruktionsleichtbetone – geeignet. Alle nachfolgenden Ausführungen beschränken sich auf diese Art von Leichtbeton. Nach [30] bzw. [41] werden als Konstruktionsleichtbeton Betone mit einer Trockenrohddichte ρ_{tr} zwischen 800 und 2000 kg/m^3 und einer mittleren Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} von 20 bis 88 N/mm^2 bezeichnet. Analog zu normalschwerem Beton (Normalbeton) wird bei Konstruktionsleichtbeton zwischen normal- und hochfesten Leichtbetonen unterschieden. Als hochfest werden Leichtbetone mit einer Druckfestigkeit $f_{\text{cm}} \geq 63 \text{ N/mm}^2$, d. h. Betone der Güte LC55/60 und höher, bezeichnet. Zusätzlich zur Festigkeitsklasse sind Leichtbetone auch durch eine Rohdichteklasse spezifiziert. Diese wird durch die Bezeichnung D gefolgt von einem Zahlenwert in kg/m^3 angegeben. Nähere Informationen zu den Rohdichteklassen der Leichtbetone sind in der DIN 1045-1 [30] enthalten.

Für die Herstellung von Konstruktionsleichtbeton wird leichte Gesteinskörnung nach DIN EN 13055-1 [36] verwendet, die entweder natürlich vorkommt (Bims, Lava) oder, wie in den meisten Fällen, künstlich hergestellt wird. Künstlich hergestellte leichte Gesteinskörnungen lassen sich wiederum in zwei Gruppen einteilen. Der ersten Gruppe liegen natürliche Aus-

gangsprodukte zu Grunde (Ton, Tonschiefer oder Schieferton). Aus ihnen werden beispielsweise Blähton und Blähschiefer hergestellt. Die zweite Gruppe umfasst künstlich hergestellte Leichtzuschläge, die als Nebenprodukte bei industriellen Fertigungen anfallen, z. B. gesinterte Flugasche und Kesselsand [9]. Einen Überblick über die auf dem europäischen Markt verfügbaren leichten Gesteinskörnungen findet man in [41]. Neben der oben genannten Unterteilung nach den Ursprungs- und Herstellungsmerkmalen wird bei leichter Gesteinskörnung, ausgehend von deren Struktur, zwischen geschlossen- und offenporigen leichten Gesteinskörnungen unterschieden. Dieses Merkmal ist für das Langzeitverhalten des Leichtbetons von besonderer Bedeutung (s. a. Abschnitte 2.2.2 und 2.2.3).

Zur Gruppe von Gesteinskörnungen mit geschlossenporiger Struktur gehören alle durch einen Bläh- bzw. Sinterprozess künstlich hergestellten Körnungen, wie beispielsweise Blähton, Blähschiefer oder Blähglas. Diese Körnungen bestehen aus einem mehr oder weniger stark porösen Kern, der ein vernetztes Porensystem besitzt und mit einer vergleichsweise dichten Sinterhaut umgeben ist. Das Porensystem der Sinterhaut besteht aus Poren, deren Radien zwischen 0,01 und 40 μm liegen und aufgrund ihrer Größe in der Lage sind, beim Kontakt mit Wasser hohe Kapillarkräfte zu entwickeln und das Wasser ins Korninnere zu absorbieren [72]. Aufgrund der beschränkten Porosität und damit des beschränkten Transportvermögens der Sinterhaut verläuft der Adsorptionsvorgang vergleichsweise langsam [68].

Infolge des Absorptionsvorgangs kann die Konsistenz des Frischbetons beim Einsatz trockener leichter Gesteinskörnung deutlich herabgesetzt werden. Zur Vermeidung starker Konsistenzschwankungen bei der Leichtbetonherstellung wird der porösen leichten Gesteinskörnung vor dem Anmischen gezielt Wasser zugeführt – dieser Vorgang wird oft als Vornässen bezeichnet – und somit die Saugfähigkeit der Gesteinskörnung verringert. Ein weiteres Merkmal leichter Gesteinskörnung mit dichter Sinterhaut besteht darin, dass das im porösen Kern vorhandene Wasser nur langsam an die Umgebung (d. h. an die Zementsteinmatrix) abgegeben werden kann. Dieser Vorgang beeinflusst in hohem Maße das Kurz- und Langzeitverhalten von Leichtbeton und wird im Hinblick auf das Schwindverhalten von Leichtbeton in Abschnitt 2.2.2 sowie 5.3 ausführlich diskutiert.

Als offenporige leichte Gesteinskörnungen werden Körnungen, die eine über den gesamten Kornquerschnitt gleichmäßig verteilte Porosität auf-

weisen, bezeichnet. Hierzu gehören neben den natürlichen (Bims, Lava) bzw. künstlich hergestellten (Blähschiefer- und Kesselsand) leichten Gesteinskörnungen auch Blähtonsande, die durch Brechen von Blähtongrobkorn hergestellt werden. Typisch für diese Gruppe der leichten Gesteinskörnungen ist die Fähigkeit innerhalb sehr kurzer Zeit bis zum Erreichen des maximalen Sättigungsgrades große Mengen Wasser aufzunehmen [9]. Wegen der fehlenden dichten Sinterhaut kann die offenporige Gesteinskörnung das aufgenommene Wasser jedoch nicht dauerhaft im Korninneren halten und gibt dieses während des Misch- bzw. Verdichtungsvorgangs unkontrolliert ab. Dieser Vorgang kann insbesondere bei hohem Sättigungsgrad der leichten Gesteinskörnung zum Entmischen des Betons führen und somit die Frisch- und Festbetoneigenschaften, wie Festigkeit und das Verformungsverhalten (s. Abschnitt 2.2.2), negativ beeinflussen. Durch eine richtige Dosierung des Vornässwassers und das Einhalten eines für die jeweilige offenporige Gesteinskörnung optimalen Sättigungsgrades kann die unkontrollierte Wasserabsonderung während der Betonherstellung und somit die Entmischungsgefahr minimiert werden.

Die Herstellung von Konstruktionsleichtbeton wird durch die Norm DIN 1045-1 [30] bzw. DIN EN 206-1 [38] geregelt. Für die Herstellung von Konstruktionsleichtbeton dürfen die gleichen Binde- bzw. Zusatzmittel und Zusatzstoffe wie für Normalbeton verwendet werden.

Aufgrund großer Unterschiede in den mechanisch-physikalischen Eigenschaften leichter und normalschwerer Gesteinskörnungen ergeben sich deutliche Unterschiede in der Zusammensetzung von Leicht- und Normalbeton. Wegen der geringeren Festigkeit der leichten Gesteinskörnungen muss die Festigkeit der Zementsteinmatrix im Vergleich zum Normalbeton deutlich erhöht werden, wenn die gleiche Betonfestigkeit erzielt werden soll. Dies wird durch die Erhöhung des Zement- bzw. Bindemittelgehalts sowie die Reduzierung des Wasserbindemittelwertes erreicht. In Bild 4 sind exemplarisch die Rezepturen für einen Normalbeton C30/37 und zwei Leichtbetone mit Natursand- und Leichtsandmatrix dargestellt. Nach diesem Bild muss beim Leichtbeton mit Leichtsandmatrix der Bindemittelgehalt um 16 % erhöht und der Wasserbindemittelwert um 16 % reduziert werden, um die Festigkeit eines Normalbetons zu erreichen. Die Unterschiede in der Zusammensetzung von Normal- und Leichtbeton gehen zurück, wenn anstelle von Leichtsand Natursand als feine Gesteinskörnung (fGK) verwendet wird. Zugleich führt der Einsatz der normalschweren Feingesteinskörnung zu einer deutlichen Zunahme der Trockenrohdichte des Leichtbetons [68]. Im Hinblick auf das Langzeitverformungsverhalten

ist anzumerken, dass eine Veränderung des Zementleimgehalts bzw. des Wasserbindemittelwerts unmittelbar das Schwinden und Kriechen von Beton beeinflusst und somit zu einem gegenüber Normalbeton abweichenden zeitabhängigen Verformungsverhalten von Leichtbeton führt [72].

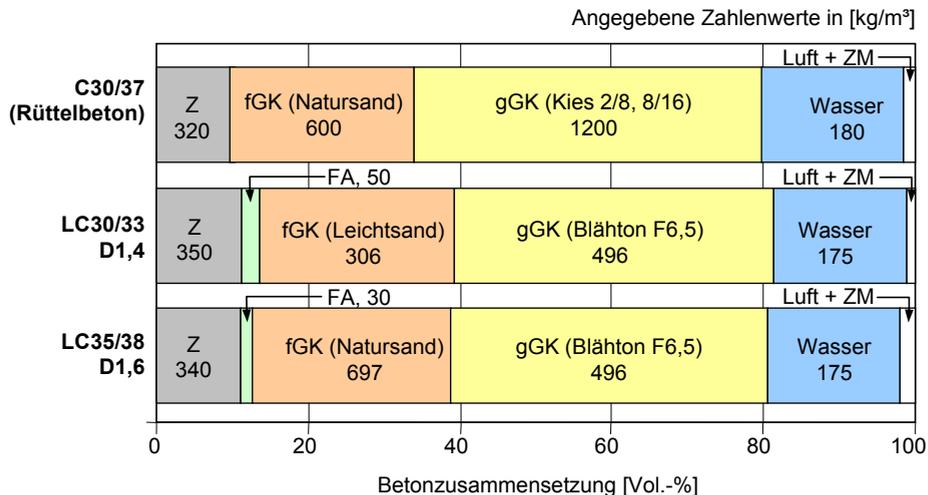


Bild 4: Exemplarischer Vergleich der Zusammensetzung eines normal-schweren Betons C30/37 mit zwei Leichtbetonen mit Leichtsand- (LC30/33 D1,4) bzw. Normalsandmatrix (LC35/38 D1,6)

Schwieriger als bei Normalbeton gestaltet sich die Aufstellung eines Mischungsentwurfs für Konstruktionsleichtbeton. Da die Festigkeit sowie die Steifigkeit der porösen leichten Gesteinskörnung i. d. R. unterhalb der Festigkeit bzw. Steifigkeit der Zementsteinmatrix im Alter von 28 Tagen liegt, d. h. außerhalb der Grenzfestigkeit, müssen bei der Abschätzung der Zieldruckfestigkeit von Leichtbeton nicht nur der w/z-Wert und die Zementart (nach Walz-Kurve), sondern auch die Festigkeit (Steifigkeit) und Art der leichten Gesteinskörnung berücksichtigt werden. Nach [45] ist die Grenzfestigkeit dann erreicht, wenn der E-Modul der Zementsteinmatrix den E-Modul der Gesteinskörner überschreitet. Abhilfe schafft eine von Faust [41] entwickelte modifizierte Walz-Kurve, die eine Abschätzung des erforderlichen w/z-Wertes in Abhängigkeit von der Kornrohddichte der groben Gesteinskörnung (gGK), der Art der Feingesteinskörnung (fGK) und der angestrebten Leichtbetondruckfestigkeit für unterschiedliche Zementarten erlaubt (s. a. [72]). Die erhöhte Anzahl an Mischungsentwurfparametern erschwert insbesondere auch die Möglichkeiten der Vorhersage des Kurz- und Langzeitverformungsverhaltens von Leichtbeton. Die Vielzahl der Ein-

flussparameter ermöglicht es dem ausführenden Betontechnologen einen Leichtbeton mit festgelegter Druckfestigkeit und Rohdichte auf verschiedene, z. T. vollkommen unterschiedliche Arten herzustellen. Insbesondere in Fällen, in denen eine bestimmte Rohdichte- und Festigkeitsklasse entweder mit oder aber auch ohne die Verwendung von Leichtsand hergestellt werden kann, sind Probleme bei der korrekten Vorhersage des Verformungsverhaltens zu erwarten (s. Abschnitte 2.2.2 und 2.2.3).

Ein weiteres Problem für die Leichtbetonherstellung stellt das Adsorptionsverhalten der leichten Gesteinskörnung, der die Frischbetoneigenschaften maßgebend beeinflusst, dar. Hier ist die genaue Kenntnis des Wassergehalts (Prüfung nach DIN EN 1097-5 [33]) und des Wasseraufnahmevermögens (Prüfung nach bzw. in Anlehnung an DIN 1097-6 Anhang C [34]) der Gesteinskörnung erforderlich, um zielsicher die Frischbetoneigenschaften zu erreichen.

2.2.2 *Schwinden*

Leichtbeton unterscheidet sich im Schwindverhalten erheblich von Normalbeton. Dies ist neben den in Abschnitt 2.2.1 erläuterten Unterschieden in der Zusammensetzung von Normal- und Leichtbeton insbesondere auf die Eigenschaften der verwendeten leichten Gesteinskörnung zurückzuführen [50]. Im Vergleich zu konventioneller normalschwerer Gesteinskörnung besitzen leichte Gesteinskörnungen aufgrund ihrer mehr oder weniger stark ausgeprägten Kornporosität eine deutlich geringere Steifigkeit bzw. Festigkeit und leisten somit einen geringeren Widerstand gegenüber den Schwindverformungen der Zementsteinmatrix im Beton. Des Weiteren ist nicht auszuschließen, dass, im Gegensatz zu normalschwerer Gesteinskörnung, poröse leichte Gesteinskörnungen selbst Schwind- bzw. Quellvorgängen unterliegen und somit das Schwindverhalten zusätzlich beeinflussen. Hierzu liegen in der einschlägigen Literatur kaum Untersuchungsergebnisse vor. Für die in der vorliegenden Arbeit zur Leichtbetonherstellung verwendeten Blähtongesteinskörnungen (s. Abschnitt 3.3) konnten nach [84] jedoch keine signifikanten Dehnungsänderungen infolge von Schwind- bzw. Quellvorgängen der Körnung selbst nachgewiesen werden.

Neben den in Abschnitt 2.1.2 genannten Komponenten der Schwindverformung können bei Leichtbeton weitere spezifische lastunabhängige Verformungen beobachtet werden.

Wie bereits erläutert, können poröse leichte Gesteinskörnungen, soweit diese trocken bzw. mit niedrigem Wassersättigungsgrad zur Betonherstellung eingesetzt werden, dem Frischbeton Anmachwasser entziehen und im Korninneren speichern [41]. Dieser Saugvorgang kann neben dem Kapillarschwinden zu einer weiteren Volumenabnahme des Betons im frischen bzw. im Übergang vom frischen zum erhärteten Zustand führen. Die Größe des Kapillarschwindens von Leichtbeton kann daher gegenüber der von normalschwerem Beton deutlich ansteigen. Eine Quantifizierung des Kapillarschwindens von Leichtbeton ist jedoch auf der Grundlage der vorliegenden Datenbasis nicht möglich.

Es ist offensichtlich, dass der oben beschriebene Vorgang nicht durch eine konventionelle feuchte Nachbehandlung der Betonoberfläche beeinflusst werden kann. Eine Reduzierung bzw. Vermeidung der Volumenabnahme des frischen, noch verarbeitbaren Leichtbetons infolge des Saugvorgangs der leichten Gesteinskörnung kann nur durch geeignete betontechnologische Maßnahmen erreicht werden. Zu solchen Maßnahmen zählen die Wassersättigung bzw. das gezielte Vornässen der leichten Gesteinskörnung vor dem Anmischen des Betons sowie die Verwendung leichter Gesteinskörnungen mit niedrigem Wasseraufnahmekoeffizient (z. B. Blähglas). Dabei ist zu beachten, dass der Einsatz wassergesättigter leichter Gesteinskörnungen eine Reihe negativer Aspekte mit sich bringt. Neben der Erhöhung der Frischbetonrohddichte ist in diesem Fall mit einer starken Erhöhung des Trocknungsschwindens und mit der Reduzierung des Brand- und Frost-Tau-Widerstands des Festbetons zu rechnen (s. a. [41], [94]).

Neben der Fähigkeit Wasser im Frischbeton zu adsorbieren und somit das Kapillarschwinden zu erhöhen, können die leichten Gesteinskörnungen das im Korninneren gespeicherte Wasser an die Zementsteinmatrix abgeben. Dieser Vorgang hat einen großen Einfluss sowohl auf das Grund- als auch auf das Trocknungsschwinden und soll im Folgenden näher erläutert werden.

Das Grundschwinden von Leichtbeton wird einerseits durch die gegenüber Normalbeton gleicher Druckfestigkeit geringere Steifigkeit der leichten Gesteinskörnung in Verbindung mit einem niedrigeren Wasserbindemittelwert der Zementsteinmatrix begünstigt. Andererseits wirkt der Wassertransport aus dem porösen Gesteinskorn in die hydratisierende Zementsteinmatrix dem Prozess der inneren Austrocknung in der Zementsteinmatrix entgegen und reduziert somit die Größe bzw. verlangsamt die zeitliche Entwicklung der Grundschwindverformungen. Zur Abschätzung der

resultierenden Grundswindverformung infolge der genannten gegenläufigen Prozesse können Ergebnisse von Grundswinduntersuchungen an hochfesten Normal- und Leichtbetonen, bei denen normalschwere Gesteinskörnung durch poröse, wassergesättigte leichte Gesteinskörnungen teilweise ausgetauscht wurde, herangezogen werden. In Bild 5 sind die zeitlichen Verläufe der autogenen Verformungen von Betonmischungen, die mit unterschiedlichem Gehalt von wassergesättigten Blähtongesteinskörnungen auf der Basis eines Normalbetons der Güte C55/67 mit einem Wasserzementwert von 0,33 hergestellt wurden, dargestellt [21].

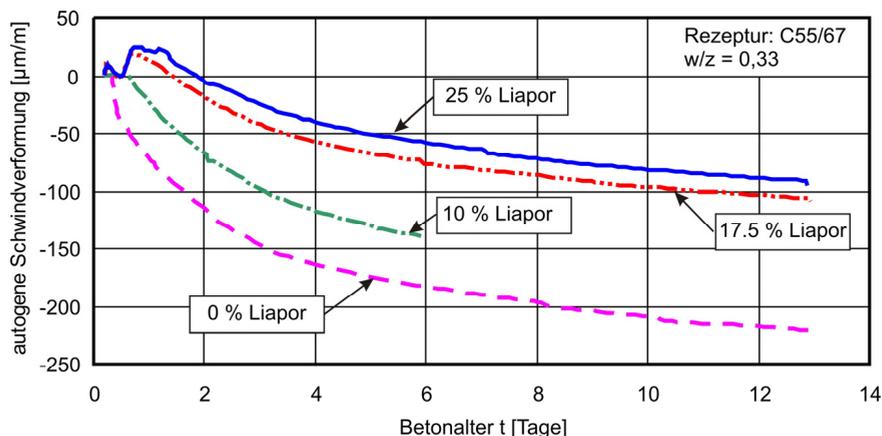


Bild 5: Einfluss des Gehalts wassergesättigter Blähtongesteinskörnung (Liapor) auf die autogene Schwindverformung [21]

Die dargestellten Versuchsergebnisse zeigen, dass das Einbringen einer wasserhaltigen porösen Gesteinskörnung in die hochfeste Zementsteinmatrix eine drastische Reduzierung des Grundswindens bewirkt. Mit steigendem Gehalt der wassergesättigten Gesteinskörnung, d. h. mit steigendem freiem Wassergehalt im Beton, nimmt das Grundswinden ab. Der beobachtete positive Effekt wird als innere Nachbehandlung des Betons bezeichnet und wird zur Reduzierung der Rissgefahr im jungen Alter bei hochfestem Normalbeton genutzt [18].

Der oben beschriebene Effekt ist bei Leichtbeton aufgrund des hohen Anteils dieser Gesteinskörnung im Beton deutlich stärker ausgeprägt als bei hochfesten Normalbetonen. Der Wassertransport aus dem porösen Korn in den Zementstein führt bei Leichtbeton unter bestimmten Bedingungen zu Quellverformungen (s. a. [88], [95]), die sowohl an versiegelt als auch an unversiegelt gelagerten Betonproben beobachtet werden können. An die-

ser Stelle sei bereits angemerkt, dass diese Verformungskomponente in der vorliegenden Arbeit als **autogenes Quellen** – Zunahme des Volumens einer Betonprobe bei einem verhinderten Feuchteaustausch mit der Umgebung – bezeichnet und in Kapitel 5 ausführlich erläutert wird.

Zur Größe und zum zeitlichen Verlauf des autogenen Quellens findet man in der Literatur nur wenige Untersuchungsergebnisse. In [60], [61] wurden u. a. Schwindmessungen an versiegelt gelagerten Proben aus hochfesten Konstruktionsleichtbetonen LC60/66 und LC70/77 durchgeführt. Für die Betonherstellung wurde eine poröse leichte Blähtongesteinskörnung verwendet. In Bild 6 sind die gemessenen Schwindverformungen gleich zusammengesetzter Leichtbetone mit einem Wasserzementwert von $w/z = 0,37$ und unterschiedlich stark gesättigten Blähtongesteinskörnungen (60 % bzw. 100 %) dargestellt. Als 100 % Sättigung wurde in [60] die Sättigung der lufttrockenen Gesteinskörnung nach 24 Stunden Wasserlagerung definiert. Mit der Dehnungsmessung wurde sofort nach der Betonherstellung begonnen.

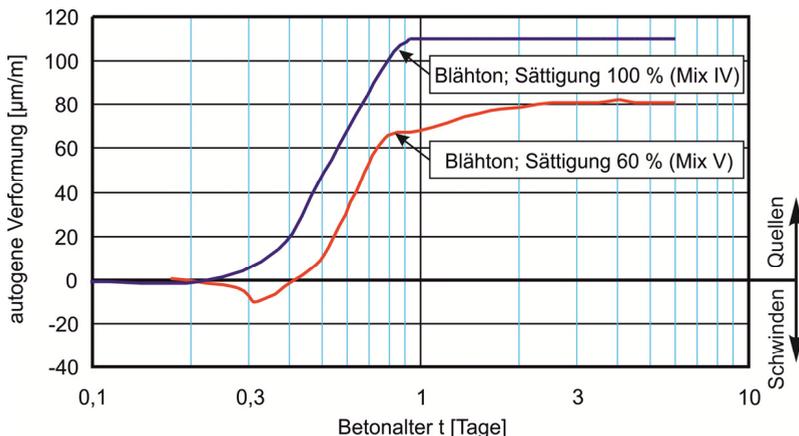


Bild 6: Autogene Verformungen versiegelt gelagerter Leichtbetone in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad der Blähtongesteinskörnung nach [60]; Mischungen mit Wasserzementwert $w/z = 0,37$; Versuchsaufbau s. [20]

Bei beiden in Bild 6 dargestellten Leichtbetonen wurden nach einer kurzen Einleitungsphase über die gesamte Messdauer von 6 Tagen Quellverformungen in der Größenordnung von 80 bis 110 $\mu\text{m/m}$ anstelle der zu erwartenden Verkürzungen infolge des Grundswindens gemessen. Mit steigendem Wassersättigungsgrad der leichten Gesteinskörnung nahm die

Größe der Quellverformungen zu (vgl. Bild 6). Diese Ergebnisse wurden auch durch Experimente von Kitsutaka et al. [57] bestätigt. In [57] wurden Schwindmessungen an versiegelten Leichtmörtelproben mit hochfester Zementsteinmatrix (Wasserbindemittelwert 0,2) und leichter Gesteinskörnung durchgeführt. Auch bei diesen Versuchen wurden die autogenen Verformungen der Leichtmörtelproben unmittelbar nach dem Erstarrungsende des Zementmörtels erfasst. Bei der leichten Gesteinskörnung handelte es sich um eine neuartige, aus rezykliertem Glas hergestellte Blähglas-Gesteinskörnung, die, zur Vermeidung einer Alkali-Zuschlag-Reaktion mit der Zementsteinmatrix, mit einer Hülle aus gebranntem Ton versehen war. Diese sinterhautähnliche Hülle war in der Lage, das Wasser ins Porensystem zu transportieren und es, analog zu einer Blähtongesteinskörnung, an die hydratisierende Zementsteinmatrix abzugeben (s. a. [58]).

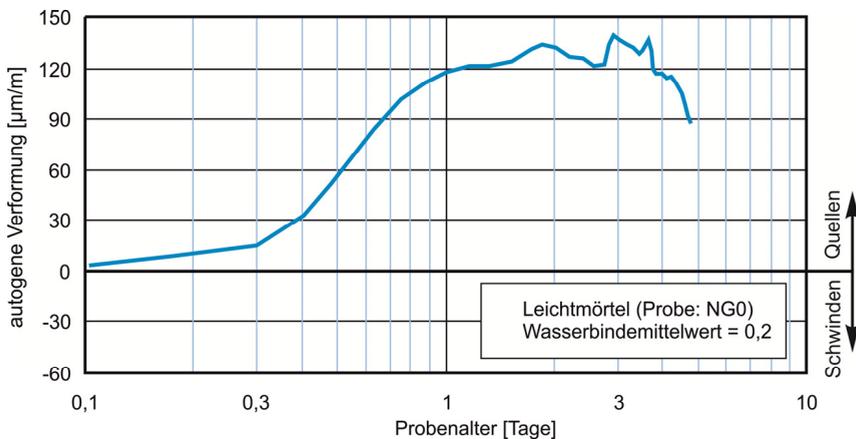


Bild 7: Autogene Verformung eines versiegelt gelagerten Leichtbetonmörtels nach [57]

In Bild 7 ist die zeitliche Entwicklung der Quellverformung des in [57] untersuchten Leichtmörtels dargestellt, die wenige Tage nach der Probenherstellung den maximalen Wert von ca. 150 $\mu\text{m}/\text{m}$ erreicht. In Anschluss an die Quellphase, d. h. nach dem Erreichen des Maximalwertes der Quellverformung, wurden an der Leichtmörtelprobe wieder die Schwindverkürzungen gemessen. Der in Bild 7 abgebildete zeitliche Verlauf der autogenen Verformung deutet darauf hin, dass das autogene Quellen und das Grundschwinden sich zeitgleich in der Zementsteinmatrix vollziehen und überlagern. Offensichtlich können bei der Leichtmörtelprobe Quellverformungen nur solange eintreten, wie das im Porensystem der leichten Gesteinskörnung gespeicherte Wasser in einer ausreichenden Menge vorhanden ist

und kontinuierlich an die hydratisierende Zementsteinmatrix abgegeben wird. Danach werden die autogenen Verformungen durch das sich im Zementstein weiter entwickelnde Grundschrinden dominiert, was zu dem im Versuch beobachteten Abknicken im zeitlichen Verlauf der autogenen Verformung führt.

Die oben beschriebenen Wassertransportvorgänge aus der porösen leichten Gesteinskörnung in die Zementsteinmatrix beeinflussen neben dem Grundschrinden auch das Trocknungsschrinden von Leichtbeton. Wie bereits in Abschnitt 2.1.2 erläutert, sind die Mechanismen des Trocknungsschrindens auf Diffusionsprozesse im Beton zurückzuführen, deren Größe und Geschwindigkeit sehr stark durch den Gehalt und die Porosität der Zementsteinmatrix beeinflusst werden. Beim Leichtbeton wird der Trocknungsschrindvorgang zusätzlich durch die Korneigenschaften, wie die Steifigkeit und die Porosität, sowie durch den Wassergehalt der leichten Gesteinskörnung beeinflusst. Erwartungsgemäß nimmt das Trocknungsschrinden mit sinkendem E-Modul der leichten Gesteinskörnung bzw. steigendem Wasserzementwert des Leichtbetons zu (s. [79], [80]).

Wie die in [83] durchgeführten Schrinduntersuchungen zeigen (s. Bild 8), bewirkt die Erhöhung des Sättigungsgrads (Wassergehalts) der porösen leichten Gesteinskörnung eine deutliche Verlangsamung der zeitlichen Entwicklung des Trocknungsschrindens.

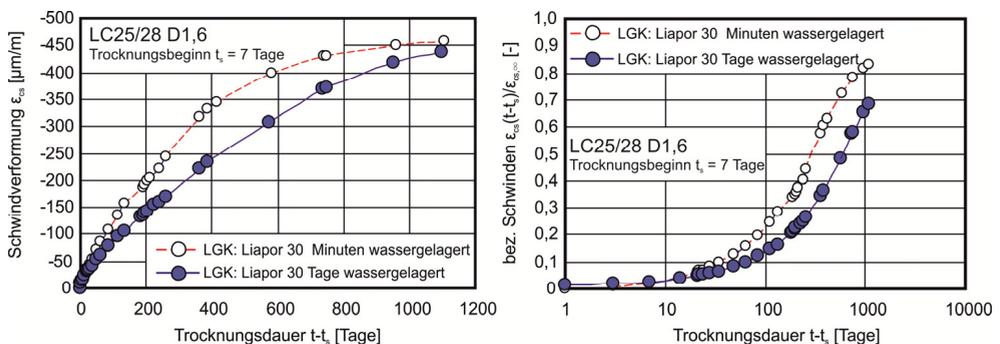


Bild 8: Einfluss des Sättigungsgrads der leichten Blähtongesteinskörnung auf das Trocknungsschrinden von Leichtbeton [83]; Trocknungsbeginn $t_s = 7$ Tage

In Bild 8 sind exemplarisch die Schrindverformungen von Leichtbetonen, die mit einer 30 Minuten bzw. 30 Tage lang wassergelagerten Blähton-

steinskörnung hergestellt und, nach einer feuchten Nachbehandlung, ab einem Betonalter von 7 Tagen bei 20 °C und 65 % r. F. trocken gelagert wurden, dargestellt [83]. Aus dem Bild wird deutlich, dass durch den hohen Sättigungsgrad das Schwinden des Leichtbetons innerhalb der ersten zwei Jahre verzögert wird und nach einer Trocknungsdauer von 3 Jahren bei weitem noch nicht zum Stillstand kommt.

In Hinblick auf Schwindeigenspannungen und eine daraus resultierende Rissgefahr ist anzumerken, dass der hohe Wassergehalt der leichten Gesteinskörnung zwangsläufig zu einem Feuchtigkeitsgefälle über den Querschnitt, vor allem bei massigen Bauteilen führt und somit die Schwindrissgefahr erhöht. Deswegen wird in [83] der Einsatz wassergesättigter leichter Gesteinskörnungen für die Leichtbetonherstellung als nachteilig betrachtet.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Schwindverhalten von Leichtbeton durch viele z. T. gegenläufige Prozesse beeinflusst wird. Anhand der aus der Literatur bekannten Ergebnisse (s. a. [55], [93]) kann angenommen werden, dass beim Konstruktionsleichtbeton ein gegenüber vergleichbarem Normalbeton höheres Schwinden zu erwarten ist. Diese Annahme stellt nur eine grobe Schätzung für die Größe der Schwindverformungen dar, die durch weitere experimentelle Untersuchungen an den normal- und hochfesten Leichtbetonen präzisiert werden muss. Klärungsbedarf besteht auch in der Frage des zeitlichen Verlaufs des Schwindens von Konstruktionsleichtbeton (s. Kapitel 3).

2.2.3 *Kriechen*

Die vorangegangenen Ausführungen zum Kriechen von Normalbeton (s. Abschnitt 2.1.3) können uneingeschränkt auf das Kriechverhalten von Konstruktionsleichtbeton übertragen werden. Beim Leichtbeton muss jedoch beachtet werden, dass die Zahl der das Betonkriechverhalten beeinflussenden Parameter deutlich größer als bei Normalbeton ist [4]. Insbesondere müssen bei der Betrachtung des Kriechverhaltens von Leichtbeton die mechanisch-physikalischen Eigenschaften der verwendeten leichten Gesteinskörnung berücksichtigt werden, deren Einfluss auf die Kriechverformungen deutlich stärker ausgeprägt ist als bei Normalbeton (s. [48], [78]).

Während bei Normalbeton die Kräfte im Betongefüge vorwiegend über die gegenüber dem Zementstein deutlich steifere Gesteinskörnung abgetragen werden, übernimmt bei Leichtbeton mit abnehmender Dichte die Zementsteinmatrix einen zunehmenden Anteil der Lastabtragung. Infolge ihrer geringeren Steifigkeit entzieht sich die leichte Gesteinskörnung der Lastaufnahme und kann somit die lastinduzierten Verformungen der Zementsteinmatrix weniger stark behindern (s. a. [45]). Diesen im Hinblick auf das Kriechen negativen Auswirkungen der leichten Gesteinskörnung wirkt, wenn man Normal- und Leichtbetone gleicher Druckfestigkeit miteinander vergleicht, ein niedriger Wasserzementwert und somit eine geringere Kriechwilligkeit der Zementsteinmatrix des Leichtbetons entgegen. Nach Untersuchungen von [78] wurden für Konstruktionsleichtbetone der Güte LC25/30 D1,8 bzw. D2,0 mit einem Normalbeton vergleichbare Kriechverformungen gemessen. Diese Ergebnisse wurden auch durch Kriechuntersuchungen an festen bzw. hochfesten Konstruktionsleichtbetonen (Festigkeitsklasse > LC25/30) bestätigt, bei denen die untersuchten Leichtbetonproben ein gegenüber Normalbeton gleich großes und in einigen Fällen sogar kleineres Kriechen aufwiesen (s. [50], [88]). Dagegen zeigten die niederfesten Leichtbetone der Güte LC12/16 D1,6 bzw. D1,8 ein je nach verwendeter Gesteinskörnung 10 bis 40 % höheres Kriechen als Normalbeton (s. [78]). Die größten Kriechverformungen wurden dabei bei Leichtbetonen mit einer Leichtsandmatrix beobachtet. Durch den teilweisen bzw. vollständigen Austausch der feinen leichten Gesteinskörnungen durch Normalsand wurde eine z. T. deutliche Abnahme des Kriechens registriert. Generell lässt sich feststellen, dass mit sinkender Steifigkeit und steigendem Gehalt der leichten Gesteinskörnung die Kriechverformungen von Leichtbeton zunehmen (s. a. [94]).

Neben der Steifigkeit sind auch die Porosität und der Sättigungsgrad der leichten Gesteinskörnung für das Kriechverhalten von Bedeutung. Durch die kontinuierliche Abgabe des im porösen Korninneren evtl. vorhandenen Wassers an die Zementsteinmatrix während der Belastung werden die in Abschnitt 2.1.3 beschriebenen Abgleit- und Verdichtungsvorgänge in der Gelstruktur des Zementsteins begünstigt und damit der Kriechprozess beschleunigt. Untersuchungsergebnisse zeigen, dass die Größe der Kriechverformungen mit steigendem Sättigungsgrad der Gesteinskörnung zunimmt (s. [50], [83]).

In [50] wurde u. a. der Einfluss des Wassergehalts einer Blähschiefergesteinskörnung auf das Kriechen von Leichtbeton der Güte LC16/18 D1,6 untersucht (s. Bild 9). Für die Herstellung der Betonprobekörper wurde

ofentrockener bzw. feuchter Blähschiefer (Feuchtigkeitsgehalt von etwa 15 Gew.-%) verwendet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Bild 9 dargestellt. Wie aus dem linken Teil dieses Bilds abzulesen ist, führt die Erhöhung des Wassergehalts der porösen leichten Blähschiefergesteinskörnung zu einer Zunahme der auf die kriecherzeugende Spannung bezogenen Kriechverformung – des sogenannten Kriechmaßes $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0)$ (s. a. Gl. (9) in Abschnitt 3.4.5). Neben der Größe wird auch der zeitliche Verlauf der Kriechverformungen durch unterschiedliche Wassergehalte der Gesteinskörnung beeinflusst. Trägt man in einem Diagramm die auf den extrapolierten Endwert $\bar{\epsilon}_{cc\infty}$ bezogenen Kriechmaße über die Belastungsdauer $(t-t_0)$ auf (s. Bild 9 rechts), wird ersichtlich, dass durch den Wassertransport aus dem Gesteinskorn in die Zementsteinmatrix die zeitliche Entwicklung des Kriechmaßes verzögert wird. Dieser Sachverhalt lässt sich damit erklären, dass trotz des Verdunstungsprozesses (d. h. Wasserabgabe aus dem Porensystem des Betons an die trockene Umgebung) der Feuchtigkeitsgehalt in den Poren des Zementsteins im Inneren der Probe durch eine stetige Wasserzufuhr aus dem wassergesättigten porösen Gesteinskorn nur langsam abnimmt und somit der mit der Belastungsdauer einhergehenden Geschwindigkeitsabnahme des Trocknungskriechens entgegenwirkt. Der beschriebene Vorgang kann nur stattfinden, solange noch Wasser im Korninneren vorhanden ist. Diese Ergebnisse wurden durch die Untersuchungen von Rostasy et al. [83] bestätigt (s. Bild 10).

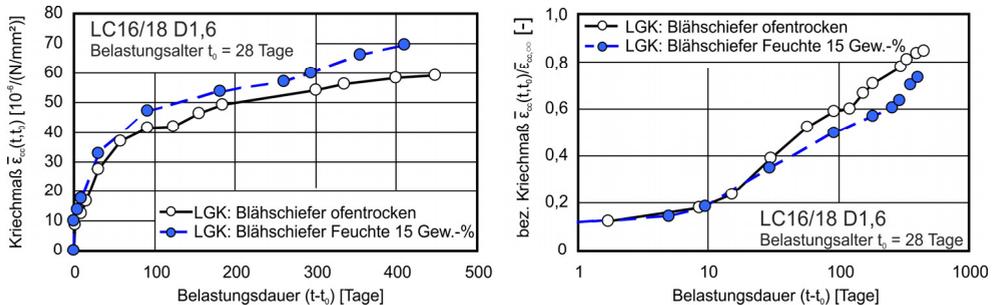


Bild 9: Einfluss des Sättigungsgrades einer Blähschiefergesteinskörnung auf die Größe und die zeitliche Entwicklung des Kriechens von Leichtbeton LC16/18 D1,6 nach [50]; Belastungsalter $t_0 = 28$ Tage; Lagerung: 20 °C, 65 % r. F.

In Bild 10 sind exemplarisch die Ergebnisse der Kriechuntersuchungen an zwei identisch zusammengesetzten Leichtbetonen, jedoch mit unterschiedlich vorbehandelter leichter Liapor-Blähtongesteinskörnung (30 Mi-

nuten bzw. 30 Tage lang im Wasser gelagert) hergestellt wurden, dargestellt (s. [83]). Es wird deutlich, dass der höhere Sättigungsgrad der leichten Gesteinskörnung zu einer fast 20 %-igen Erhöhung des Kriechmaßes führt (vgl. Bild 10 links). Bezieht man die Werte auf das nach einer Belastungsdauer von ca. 1000 Tagen ermittelte Kriechmaß, so ist festzustellen, dass die Kriechgeschwindigkeit der Betone mit unterschiedlich stark gesättigten Gesteinskörnungen annähernd gleich ist (vgl. Bild 10 rechts). Dieser Sachverhalt kann damit erklärt werden, dass bei beiden Betonen die Wasserabgabe aus dem porösen Korninneren an die Zementsteinmatrix nach drei Jahren trockener Lagerung scheinbar noch nicht abgeschlossen ist und den Kriechprozess beider Betonproben in gleicher Weise beeinflusst.

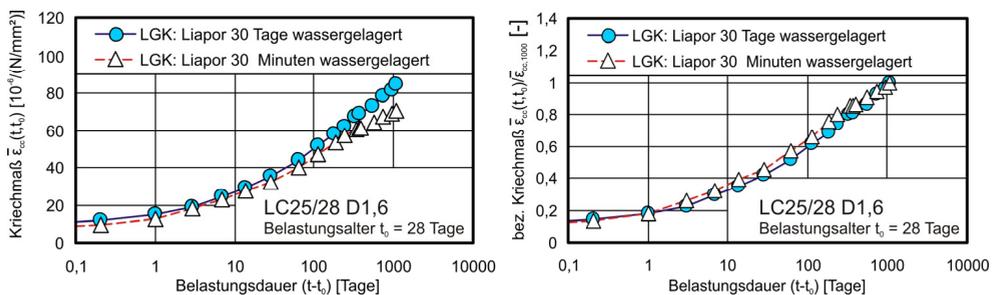


Bild 10: Einfluss des Sättigungsgrades einer Blähtongesteinskörnung auf das Kriechverhalten eines Leichtbetons LC25/28 D1,6 [83]; Belastungsalter $t_0 = 28$ Tage; Lagerung: 20 °C, 65 % r. F.

In der gleichen Studie [83] wurde der Einfluss der Kornfeuchte auf das altersabhängige Kriechen untersucht. Aus Kriechuntersuchungen von Normalbeton (s. z. B. [62]) ist bekannt, dass die Größe der Kriechverformung mit steigendem Belastungsalter, d. h. höherem Reifegrad des Betons, abnimmt. Dieser Einfluss konnte auch bei Leichtbeton, unabhängig von der Art und dem Wassergehalt der leichten Gesteinskörnung, festgestellt werden (s. a. [55]).

In Bild 11 sind die nach einer Belastungsdauer von 1000 Tagen gemessenen, auf das Belastungsalter $t_0 = 28$ Tage bezogenen Kriechmaße $\bar{\epsilon}_{cc}(t,t_0)$ für Leichtbetone LC25/28 D1,6 mit unterschiedlich stark wassergesättigten Blähton- und Blähschiefergesteinskörnungen dargestellt. Daraus lässt sich erkennen, dass der Einfluss des Sättigungsgrads leichter Gesteinskörnungen auf das altersabhängige Kriechen gering ist.

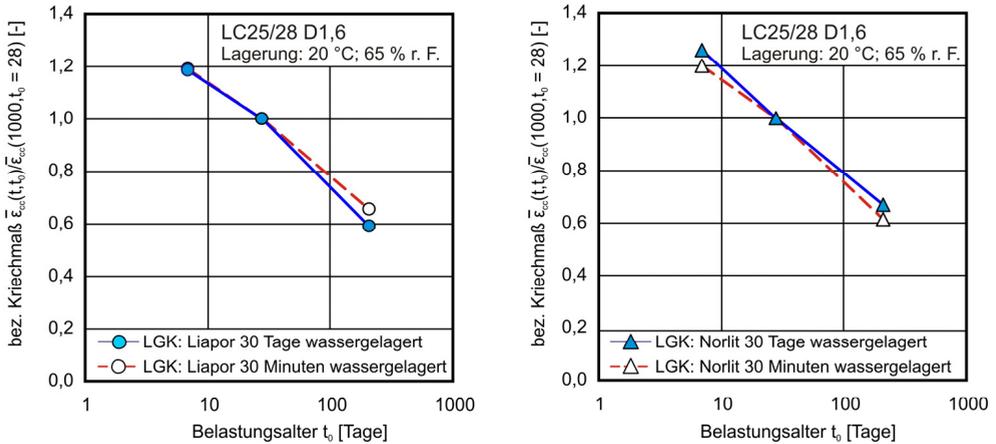


Bild 11: Einfluss des Sättigungsgrads einer Blähton- (links) und Blähschiefergesteinskörnung (rechts) auf das altersabhängige Kriechen nach [83]

Der Einfluss weiterer, in Abschnitt 2.1.3 beschriebener Parameter des Kriechens von Normalbeton lässt sich, wie die Literatursichtung zeigt, auch auf das Kriechverhalten von Leichtbeton übertragen.

Von Normalbeton ist bekannt, dass Änderungen der Bauteilabmessungen ausschließlich den zeitlichen Verlauf des Trocknungskriechens beeinflussen. Dieser Sachverhalt ist auf die unterschiedliche Verdunstungsrate bei sehr dünnen bzw. massigen Betonquerschnitten zurückzuführen, die die Beweglichkeit der Wassermoleküle in den kriechwirksamen Poren bestimmt und somit den Kriechprozess unmittelbar beeinflusst. Die Größe des Trocknungskriechens sowie das Grundkriechen hingegen sind von den Bauteilabmessungen weitgehend unabhängig. Diese Zusammenhänge sind auch im Kriechverhalten von Leichtbeton festzustellen (s. [8]).

In [8] wurde u. a. das Kriechen von prismatischen Proben mit einer wirk-samen Bauteildicke $h = 25$ mm (Prisma $50 \times 50 \times 320$ mm³), $37,5$ mm (Prisma $75 \times 75 \times 370$ mm³) bzw. 50 mm (Prisma $100 \times 100 \times 420$ mm³) untersucht. Als wirksame Bauteildicke h wird in [25] der Quotient aus der doppelten Querschnittsfläche A_c und dem Umfang des Querschnitts, welcher der Trocknung ausgesetzt ist, definiert. Die Kriechproben wurden aus Leichtbeton mit einem Wasserzementwert von $0,6$ und wassergesättigter Lytag-Gesteinskörnung (gesinterte Flugasche) hergestellt und im Alter von 7 Tagen belastet. Leider macht [8] keine Angaben zu der Druckfestigkeit

und der Trockenrohdichte der untersuchten Betone. Aus den Angaben zur Größe der elastischen Verformung und der kriecherzeugenden Spannung errechnet sich für den Leichtbeton ein E-Modul von rund 12.500 N/mm^2 . Unter Annahme der Rohdichteklasse D1,8 kann somit die Druckfestigkeitsklasse dieses Leichtbetons mit LC8/9 abgeschätzt werden.

In Bild 12 links sind die zeitlichen Verläufe der Kriechmaße für trocken gelagerte Betonproben dargestellt. Erwartungsgemäß entwickeln sich die Kriechverformungen der Probe mit der kleinsten wirksamen Bauteildicke am schnellsten. Bei den versiegelt gelagerten Proben (vgl. Bild 12 rechts) wurden keine signifikanten Unterschiede im zeitlichen Verlauf des Kriechens festgestellt.

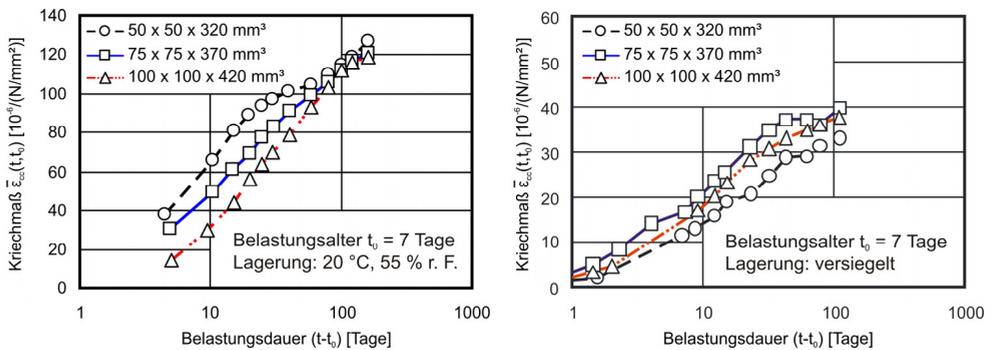


Bild 12: Einfluss der Bauteilabmessungen auf das Kriechen von Leichtbeton nach [8] bei trockener (links) und versiegelter (rechts) Lagerung; Belastungsalter $t_0 = 7$ Tage

Ein Vergleich der Kriechverformungen der versiegelt und unversiegelt gelagerten Probekörper in Bild 12 lässt auch erkennen, dass die Trocknungskriechkomponente des niederfesten Leichtbetons das Grundkriechen des Betons deutlich übersteigt. Dieser Sachverhalt ist auch bei niederfestem Normalbeton festzustellen. Es ist zu erwarten, dass mit steigender Festigkeit das Verhältnis aus Grund- und Trocknungskriechen bei Konstruktionsleichtbeton sinken wird (s. a. [95]). Zur Größe und dem zeitlichen Verlauf dieser Verformungskomponenten sind in der Literatur, insbesondere bei hochfestem Konstruktionsleichtbeton, nur wenige Versuchsergebnisse dokumentiert (s. [88]).

Generell kann auf der Grundlage der vorliegenden Versuchsergebnisse festgehalten werden, dass das Kriechverhalten von Konstruktionsleichtbe-

ton gegenüber dem von Normalbeton spezifische Merkmale aufweist. Trotz dieser Unterschiede lässt ein Vergleich der Kriechmaße beider Betonarten jedoch den Schluss zu, dass das Kriechen von Leichtbeton sich in der Größe und im zeitlichen Verlauf nicht grundlegend von dem des Normalbetons unterscheidet. Zur Quantifizierung dieser Aussage bedarf es allerdings eines umfassenden Versuchsprogramms, in dem das lastabhängige Verformungsverhalten sowohl für normal- als auch für hochfeste Konstruktionsleichtbetone systematisch untersucht wird.

2.3 Vorhersagemodelle für das Schwinden und Kriechen

Die exakte Kenntnis der Größe und des zeitlichen Verlaufs der Schwind- und Kriechverformungen von Beton ist für die Bemessung von Konstruktionsbauteilen und insbesondere von Spannbetonbauteilen von zentraler Bedeutung. In der Vergangenheit wurden daher zahlreiche Vorhersagemodelle für das Schwinden und Kriechen entwickelt, die sich hinsichtlich ihrer mathematischen Formulierung und stoffgesetzlichen Grundkonzepten deutlich von einander unterscheiden [51]. Im vorliegenden Abschnitt werden die wichtigsten Modelle zur Vorhersage des Schwind- und Kriechverhaltens von Normal- bzw. Leichtbeton, die Eingang in die internationale bzw. nationale Normen und Richtlinien gefunden haben, diskutiert. Dazu gehören das ACI 209-R2.92-Modell [2], das B3-Modell von Bazant et al. [13], das GL2000-Modell von Gardner und Lockman [42] und die Ansätze der DIN 1045-1 [30], die als eine Weiterentwicklung der international anerkannten Modelle des CEB MC 90 [24], [71] anzusehen sind. Die Ansätze in der aktuellen Norm DIN 1045-1 werden in Kapitel 6 der vorliegenden Arbeit eingehend diskutiert, da diese die Grundlage für die Entwicklung eigener Modelle für Konstruktionsleichtbeton bilden.

In Tabelle 3 sind die Angaben zum Gültigkeitsbereich der genannten Modelle angegeben. Detaillierte Angaben zu den Eingangsparametern, den wesentlichen Merkmalen und der Vorhersagegenauigkeit der Modelle können [1], [6] und [72] entnommen werden.

Tabelle 3: Gültigkeitsbereich der Vorhersagemodelle für das Schwinden und Kriechen von Beton nach [1]

Parameter	ACI	B3-Modell	GL2000	DIN 1045-1
Druckfestigkeit f_{cm}	k. A.	17 – 70	16 – 82	15 – 120
Zementgehalt (z) [kg/m ³]	279 – 446	160 – 720	k. A.	k. A.
Wasserzementwert (w/z) [-]	k. A.	0,35 – 0,85	0,40 – 0,60	k. A.
Zuschlag / Zement (a/z) [-]	k. A.	2,5 – 13,5	k. A.	k. A.
relative Luftfeuchte [%]	40 - 100	40 - 100	20 - 100	40 - 100
Zementtyp [-]	R, RS	SL, R, RS		
Belastungsbeginn t_0 [Tage]	≥ 7	$t_0 \geq t_n$	$t_0 \geq t_n \geq 1$	≥ 1
Nachbehandlungsdauer t_n : feucht t_{nf} [Tage] mit Dampf t_{nd} [Tage]	≥ 1 1 – 3	≥ 1	< 14	≥ 1

Schwinden

Bei allen hier betrachteten Vorhersageverfahren wird das Schwinden als Produkt eines Grundwerts und einer Zeitfunktion beschrieben. Der Grundwert – ebenfalls durch einen Produktansatz dargestellt – wird durch Multiplikation unterschiedlicher Korrekturfaktoren gebildet, die die bereits in Abschnitt 2.1 aufgeführten maßgeblichen Einflussparameter des Schwindens berücksichtigen. Als Zeitfunktion wird in allen hier betrachteten Modellen eine hyperbolische Funktion bzw. zur Beschreibung des Grundschwindens in DIN 1045-1 eine Exponentialfunktion, die einem Endwert entgegenstreben, verwendet.

Die oben genannten Verfahren unterscheiden sich nicht nur in der Größenordnung der zu erwartenden Schwinddehnung, deren zeitlichen Verlauf und in der Anzahl der Eingangsparameter, sondern auch in ihrem Grundkonzept. So wird nur in der Norm DIN 1045-1 das Schwinden als Summe aus zwei Verformungskomponenten, des Grund- und Trocknungsschwindens mit jeweils unterschiedlichen Zeitfunktionen formuliert. Ein großer Vorzug dieser Formulierung besteht darin, dass sie – im Gegensatz zu anderen hier betrachteten Modellen – das Verformungsverhalten normalfester und hochfester Betone in einem geschlossenen Modell wiedergibt. Damit ist das Modell vom Grundsatz her auch sehr gut zur Beschreibung des Schwindverhaltens von Leichtbeton geeignet, die bei gleicher Festigkeit wie Normalbeton i. d. R. eine deutlich höherfeste Zementsteinmatrix aufweisen und somit hochfesten Betonen ähneln.

Zur Beschreibung des Schwindverhaltens von Leichtbeton liegen in den hier diskutierten Ansätzen nur zwei Modelle, nämlich nach ACI 209R-92 [2] und DIN 1045-1 [30] vor.

In [2] wird die Größe des Schwindmaßes von Leichtbeton in Abhängigkeit von der Art der verwendeten Gesteinskörnung und der Art der Nachbehandlung (feuchte Nachbehandlung oder Dampf-Behandlung) abgeschätzt (s. a. [3]). Danach ist das Trocknungsschwinden von Leichtbeton gegenüber dem von Normalbeton gleicher Festigkeit umso größer, je geringer die Druckfestigkeit und je höher der Anteil der leichten Gesteinskörnung (Leichtsand, grobe leichte Gesteinskörnung) am Beton ist. Für einen Leichtbeton LC20/22 mit Leichtsandmatrix kann das Schwinden nach einem Jahr trockener Lagerung um den Faktor 1,6 über dem eines gleichfesten Normalbetons liegen. Das Modell in [2] macht keine Angaben zum Schwindverhalten hochfester Konstruktionsleichtbetone.

In der Norm DIN 1045-1, deren Gültigkeitsbereich sich für Leichtbeton bis zu einer Druckfestigkeitsklasse von LC60/66 ($f_{icm} = 68 \text{ N/mm}^2$) erstreckt, wird das Schwindverhalten von Leichtbeton insofern berücksichtigt, als gegenüber normalschweren Betonen der Endwert des Trocknungsschwindens für Leichtbetone ab einer Druckfestigkeitsklasse LC20/22 um 20 % und für niederfeste Leichtbetone (LC12/13 und LC16/18) um 50 % erhöht werden muss. Dies ermöglicht allerdings nur eine grobe Abschätzung des tatsächlich auftretenden Schwindmaßes.

Kriechen

Beton kann mit guter Näherung der Gruppe der linear-viskoelastischen Werkstoffe zugeteilt werden. Diese Werkstoffe kennzeichnet ein linearer Zusammenhang zwischen der Größe der Kriechverformung und der sie erzeugenden Spannung. Die gebräuchlichste Formulierung des zugehörigen Materialgesetzes im Bereich des Betonbaus ist in Gl. (5) wiedergegeben:

$$\varepsilon_o(t, t_0) = J(t, t_0) \cdot \sigma(t_0) + \int_{t_0}^t J(t, \tau) \cdot \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} \cdot d\tau \quad (5)$$

Dabei stellt $\varepsilon_o(t, t_0)$ die gesamte lastabhängige Dehnung des Betons zum Zeitpunkt t dar, die durch den Spannungsverlauf $\sigma(t)$, der zum Zeitpunkt t_0 mit der Spannungshöhe $\sigma(t_0)$ seinen Ausgang nimmt, ausgelöst wird.

Die Funktion $J(t, t_0)$ wird als Kriechfunktion bezeichnet und ist eine charakteristische Materialeigenschaft. Für die Berechnung der Kriechfunktion existieren mehrere Ansätze, die in der Literatur schon häufig vergleichend diskutiert wurden (s. [1], [25]).

Der erste Ansatz zur Abschätzung der Auswirkungen der Kriechverformungen wurde in den 30er Jahren des letzten Jahrhunderts von Dischinger entwickelt und begründet [39]. Dieser richtungweisende, weltweit bekannt gewordene Ansatz bildete Grundlage für eine Reihe von Vorhersagemodellen für das Kriechen von Beton.

Die heute bekannten Ansätze zur Beschreibung des Kriechens lassen sich, aus mathematischer Sicht, in zwei wesentliche Ansatztypen, den sogenannten Summations- und den Produktansatz unterscheiden.

Beim Summationsansatz wird das Kriechen aus der Summe der Komponenten verzögert elastische Verformung und Fließverformung gebildet (s. Gl. (3)). Dieser Ansatztyp fand schon 1953 Eingang in die damalige Spannbetonnorm DIN 4227 und wurde auch in CEB MC78 zur Beschreibung des Betonkriechens gewählt. Damit lässt sich die Größe der Kriechverformungen bei abnehmenden Dehnungen und Entlastung zutreffend beschreiben. Nicht zutreffend ist allerdings die in diesen Regelwerken getroffene Annahme, dass der Einfluss des Belastungsalters auf das Fließen und dessen zeitlichen Verlauf durch dieselbe Funktion beschrieben werden können. Dadurch werden die Kriechverformungen von Beton vor allem nach einer kurzen Belastungsdauer bzw. bei Erstbelastung in hohem Alter systematisch unterschätzt. Auch die Annahme einer altersabhängigen verzögert elastischen Verformung traf nicht zu. Um diese Schwächen des Summationsansatzes zu eliminieren, wurde im Revised Summation Model (RSM) von Müller [73] die Kriechzahl als Summe aus einem alternden, verzögert elastischen Anteil sowie dem Grund- und Trocknungsfließen mit jeweils unterschiedlichen Zeitfunktionen definiert. Des Weiteren wurde in diesem Modell der Einfluss des Belastungsalters und der Belastungsgeschichte auf die resultierenden Kriechverformungen berücksichtigt. Ein weiterer Vorteil der Summationsansätze besteht darin, dass ihre Verwendung in Gl. (5) eine geschlossene Umwandlung der Integralgleichung in eine Differentialgleichung erlaubt (s. [73], [92]).

Beim Produktansatz hingegen wird das Kriechen durch eine Zeitfunktion, die mit einer Reihe das Kriechen beeinflussender Faktoren multiplikativ verknüpft ist, darunter insbesondere die Funktion für den Einfluss des Be-

lastungsalters, beschrieben. Die Modelle nach [2], [13], [42] und das Modell der Norm DIN 1045-1 sind diesem Ansatztyp zuzuordnen. Die meisten Produktansätze zeichnen sich durch eine einfache und übersichtliche Handhabung aus, führen aber im Gegensatz zu den Summationsansätzen dazu, dass bei Verwendung von Gl. (5) diese nicht in eine Differentialgleichung umgewandelt und somit geschlossen gelöst werden kann [16].

Mit dem Produktansatz können die Kriechverformungen bei Belastung zutreffend beschrieben werden. Als Nachteil dieses Ansatztyps ist jedoch die widersprüchliche und im Allgemeinen überschätzte Vorhersage der Rückverformungen nach Entlastung zu nennen [25].

Eine Ausnahme bildet das B3-Modell von Bazant [13]. Obwohl das B3-Modell formal dem Produktansatz zuzuordnen ist, werden in diesem Modell zunächst die Verformungsanteile des Grund- und Trocknungskriechens getrennt erfasst. Somit wird der Tatsache Rechnung getragen, dass diese Kriechanteile durch unterschiedliche physikalische Prozesse hervorgerufen werden (s. Abschnitt 2.1). Mit dem B3-Modell lassen sich weiterhin die Kriechverformungen sowohl bei Belastung als auch nach vollständiger Entlastung widerspruchsfrei beschreiben, was auch für den oben erwähnten RSM-Ansatz gilt. Als Nachteil ist insbesondere die im Vergleich zu den anderen genannten Modellen hohe Komplexität und große Anzahl der Eingangsparameter zu nennen.

Weitere Angaben zu den zu Beginn dieses Abschnitts genannten Modellen können [1] entnommen werden.

Ähnlich zur Beschreibung des Schwindens, sind nur in den Normen ACI 209R-92 [2] und DIN 1045-1 [30] Angaben zum Kriechverhalten von Leichtbeton enthalten.

In Analogie zu den Angaben zum Schwindverhalten von Leichtbeton in [2], sind in [1] die Streubereiche für die Größe des Kriechmaßes (Quotient aus der Kriechdehnung und kriecherzeugender Spannung) für Leichtbetone nach einer Belastungsdauer von einem Jahr in Abhängigkeit von der Art der verwendeten Gesteinskörnung und der Art der Nachbehandlung angegeben. Danach kann das Kriechmaß bei einem niederfesten Leichtbeton ($f_{cm} < 21 \text{ N/mm}^2$) mit Leichtsandmatrix nach einer einjähriger Belastungsdauer einen im Vergleich zu gleichfestem Normalbeton doppelt so hohen Wert erreichen. Diese Unterschiede in der Größe des Kriechmaßes nehmen mit steigender Druckfestigkeit des Betons deutlich ab. Wie beim

Schwinden, sind in [2] keine Angaben zum Kriechverhalten von hochfestem Konstruktionsleichtbeton enthalten.

In der Norm DIN 1045-1 wird angenommen, dass die Kriechverformungen $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ von Normal- und Leichtbeton ab einer Druckfestigkeitsklasse LC20/22 in der gleichen Größenordnung liegen. Lediglich für die niederfesten Leichtbetone der Festigkeitsklassen LC12/13 und LC16/18 wird das Kriechen um 30 % gegenüber dem eines Normalbetons gleicher Festigkeit erhöht.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass ein einheitlicher Modellansatz zur Bestimmung der Schwind- und Kriechverformungen von normal- und hochfesten Leichtbetonen, wie er für normalschwere Betone existiert, noch nicht vorliegt. Dabei bietet die DIN 1045-1, trotz der zuvor erläuterten Schwächen, eine gute Ausgangsbasis für die Erweiterung der dort enthaltenen Ansätze um die Vorhersage des Schwindens und Kriechens von normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton.

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Zielsetzung der Versuche

Zielsetzung der experimentellen Untersuchungen war es, das zeitabhängige Verformungsverhalten typischer Leichtbetone und insbesondere hochfester Leichtbetone zu charakterisieren und so eine Datenbasis für das in Kapitel 6 vorgestellte Materialmodell zu schaffen.

Das erste Teilziel bestand daher in der Entwicklung eines geeigneten Versuchsaufbaus, mit dem an einer großen Anzahl der Proben zeitgleich die Schwind- und Kriechverformungen von Leichtbetonen bereits in möglichst jungem Betonalter erfasst werden konnten (siehe Abschnitt 3.4.4).

Im nächsten Schritt (Teilziel 2) mussten geeignete Betonrezepturen entwickelt werden, die eine möglichst große Bandbreite an Konstruktionsleichtbetonen über den gesamten Festigkeitsbereich zwischen LC20/22 und LC70/77 abdeckten.

Das dritte Teilziel bestand in der Untersuchung des Einflusses äußerer Randbedingungen, wie z. B. der relativen Feuchte, dem Belastungsgrad bzw. Trocknungsbeginn und der Probenabmessungen auf das last- und zeitabhängige Verformungsverhalten.

Alle gewonnenen Ergebnisse dienen als Grundlage für Teilziel 4, nämlich der Entwicklung eines Modells zur Prognose des Schwind- und Kriechverhaltens von Konstruktionsleichtbetonen (siehe Kapitel 6).

3.2 Überblick über das Versuchsprogramm

Tabelle 4 gibt einen Überblick über die im Rahmen der Untersuchungen zum Schwind- und Kriechverhalten von normal- und hochfestem Leichtbeton durchgeführten Versuche. Neben der zu untersuchenden Verformungskomponente sind darin jeweils auch Angaben zu den Abmessungen der Prüfkörper, den Lagerungsbedingungen (s. a. Tabelle 7), der Nachbehandlungsdauer sowie den Prüf- bzw. Belastungsaltern enthalten. Für die Kriechproben wird zudem der Belastungsgrad, angegeben. Für jeden in Tabelle 4 angegebenen Versuchsparameter wurden stets zwei gleichartige Probekörper hergestellt und untersucht.

Tabelle 4: Überblick über das Versuchsprogramm zum Schwind- und Kriechverhalten von normal- und hochfestem Leichtbeton

Untersuchte Betone	Verformungskomponente	Prüfkörperabmessungen Zyl. $\varnothing \times h$ [mm]	Lagerungsbedingungen ¹⁾	Trocknungsbeginn t_s [Tage]	Belastungsalter t_0 [Tage]	Belastungsgrad [-]
LC20/22 D1,4, LC45/50 D1,6, LC70/77 D2,0	Schwinden	75 x 225	20 °C, 65 % r. F.	2	-	-
		150 x 450	20 °C, 65 % r. F.	2		
			versiegelt	7		
	Kriechen	75 x 225	20 °C, 65 % r. F.	2	2	0,40
		150 x 450	20 °C, 65 % r. F.	7	2	0,20 / 0,40
				versiegelt	-	28, 180
			versiegelt	-	2, 28	0,40
		Anzahl der Probekörper: 78				

1) Nähere Angaben zur Lagerung bzw. Nachbehandlung sind in Abschnitt 3.3.4 enthalten

2) Messbeginn

Tabelle 5: Überblick über die Festbetonuntersuchungen im Rahmen der Begleitversuche

Untersuchte Betone	mechanische Eigenschaft	Prüfkörperabmessungen [mm]	Lagerung ¹⁾	Prüfalter [Tage]	Anzahl der Proben je Prüfalter
LC20/22 D1,4, LC45/50 D1,6, LC70/77 D2,0	Druckfestigkeit	Zyl. 150 x 300	trocken	2, 7, 28, 90	3
		150 x 150 x 150	trocken	2, 7, 28, 90, 365	3
		40 x 40 x 160	trocken im Wasser	2, 7, 28, 90, 365	3 3
	E-Modul	Zyl. 150 x 300	trocken	2, 7, 90	3
	σ - ϵ Verhalten	Zyl. 150 x 300	trocken	28	3
	Anzahl der Probekörper: 162				

1) Nähere Angaben zur Lagerung der Versuchskörper werden in Abschnitt 3.3.4 gegeben

Begleitet wurden die in Tabelle 4 angegebenen Untersuchungen zum Langzeitverformungsverhalten von Leichtbeton von Frisch- (siehe dazu Abschnitt 3.3.3) bzw. Festbetonuntersuchungen, die in Tabelle 5 zusammengestellt sind. Das Ziel dieser Untersuchungen bestand in der Ermittlung der für die Entwicklung bzw. Optimierung der Schwind- bzw. Kriechmodelle von Leichtbeton relevanten Parameter, wie der Druckfestigkeit, des Elastizitätsmoduls und der Trockenrohdichte des Betons. Des Weiteren dienten die Ergebnisse der genannten Begleituntersuchungen der Charakterisierung der hergestellten Leichtbetone sowie der Kontrolle von maßge-

benden Frisch- und Festbetoneigenschaften während des gesamten Zeitraums der Betonherstellung (s. a. Abschnitt 3.3.4).

Die Anzahl der geprüften Proben belief sich auf insgesamt 240 (s. Tabelle 4 und 5). Hierunter waren 54 Kriechproben und 24 Schwindproben. Zur Bewältigung des umfangreichen Versuchsprogramms wurden parallel 8 hydraulische Kriechstände (s. a. Abschnitt 3.4.4.3) mit jeweils zwei übereinander eingebauten Probekörpern betrieben.

Die das Hauptversuchsprogramm begleitenden Nebenversuche umfassten folgende Untersuchungen:

- Betonausgangsstoffe: Siebversuche, Zementanalyse, Rohdichte und Wasseraufnahme der leichten Gesteinskörnung;
- Frischbetonuntersuchungen: Ausbreitmaß, Frischbetonrohichte;
- Festbetonuntersuchungen (soweit nicht in Tabelle 5 genannt): Rohdichte, Ermittlung des Masseverlustes an Schwindproben.

3.3 Zusammensetzung, Frischbetoneigenschaften und Probenherstellung

3.3.1 Mischungszusammensetzung

Im Rahmen umfangreicher Voruntersuchungen wurden repräsentative Leichtbetonrezepturen entwickelt, die ohne größere technische Probleme auch in einem Betonwerk zur Herstellung von normal- und hochfesten Konstruktionsleichtbetonen Verwendung finden können. Auf dieser Grundlage wurden drei Leichtbetone der Güte LC20/22 D1,4, LC45/50 D1,6 und LC70/77 D2,0 mit den nachfolgend in Tabelle 6 angegebenen Rezepturen ausgewählt. Im Folgenden wird auf die vollständige Bezeichnung der Betone mit Druckfestigkeits- und Rohdichteklasse verzichtet und lediglich die Festigkeitsklasse angeführt. Bei allen Rezepturen handelt es sich um Mischungen auf Blähtonbasis, da die Gesteinskörnung Blähton als einzige leichte Gesteinskörnung auch für die Herstellung hochfester Leichtbetone geeignet ist und somit der gesamte Festigkeitsbereich zwischen LC20/22 und LC70/77 abdeckt werden kann. Die erreichbare Druckfestigkeit ist dabei eng mit der Rohdichteklasse der Betone verknüpft. Diese ist ebenfalls in Tabelle 6 angegeben.

Tabelle 6: Mischungszusammensetzung und Frischbetonkennwerte der untersuchten Leichtbetone

Zusammensetzung / Kennwerte		LC70/77 D2,0	LC45/50 D1,6	LC20/22 D1,4	
Zementart		CEM I 42,5 R	CEM I 42,5 R	CEM I 32,5 R	
Zement	[kg/m ³]	450	450	300	
Wasser	[kg/m ³]	120	152	201	
Zusatzstoffe	Silikastaub	[kg/m ³]	34	34	-
	Flugasche	[kg/m ³]	-	-	99
Zusatzmittel	Fließmittel	[kg/m ³]	36	27	3
Äquivalenter Wasserbindemittelwert ¹⁾		[-]	0,32	0,37	0,60
Gesteins- körnung ²⁾	Rheinkies, 2/8 mm	[kg/m ³]	140	-	-
	Liapor F9.5, 4/8 mm	[kg/m ³]	735	-	-
	Liapor F8, 4/8 mm	[kg/m ³]	-	570	-
	Liapor F6, 4/8 mm	[kg/m ³]	-	-	440
	Liapor-Sand K, 0/2 mm	[kg/m ³]	-	340	360
	Mainsand, 0/2 mm	[kg/m ³]	555	130	-
Betonrohddichte ³⁾	frisch	[kg/m ³]	2000	1660	1460
	trocken	[kg/m ³]	1950	1600	1290
Ausbreitmaß ³⁾		[cm]	47	48	45
Luftgehalt ³⁾		[Vol.-%]	2,0	3,5	3,5

1) Äquivalenter Wasserbindemittelwert wurde nach Gl. (6) berechnet

2) Trocken, Vornässwasser ggf. erforderlich

3) Nähere Angaben zu den Frischbetonuntersuchungen s. Abschnitt 3.3.3

Bei den Angaben zur verwendeten Gesteinskörnung in Tabelle 6 sind jeweils die Fraktionen bzw. die Spannweiten der Korngrößen aufgeführt. Die Angabe F9.5, F8 bzw. F6 bezeichnet die Schüttdichte der Gesteinskörnung in 10² kg/m³. Danach besitzt das ofentrockene Material F9.5 eine Schüttdichte von 950 ± 25 kg/m³, F8 von 800 ± 25 kg/m³ und F6 von 600 ± 25 kg/m³. Der Liapor-Sand K stellt eine Gesteinskörnung dar, welche durch das Brechen der Liapor Blähtongesteinskörnungen gewonnen wird. Der in Tabelle 6 ebenfalls benannte Kies entstammt einer Grube des nördlichen Oberrheingebiets und der Mainsand aus dem Raum Frankfurt a. M. Nähere Angaben zu den Eigenschaften der Gesteinskörnungen sind Anhang A1 zu entnehmen.

Ausführliche Angaben zu den eingesetzten Zementen CEM I 42,5 R-HS (E. Schwenk Zementwerke KG, Allmendingen) und CEM I 32,5 R (HeidelbergCement AG, Leimen) und Angaben zu dem eingesetzten Fließmittel FM 30 sowie den Zusatzstoffen ELKEM MICROSILICA (SF) und SAFAMENT® HKV können ebenfalls Anhang A1 entnommen werden.

Für die Herstellung des LC20/22 kam die Flugasche SAFAMENT® HKV als Zusatzstoff zum Einsatz. Bei der Dosierung dieses Zusatzstoffs wurden die Vorgaben der DIN 1045 eingehalten. Dies bedeutet, dass die Zugabemasse an Flugasche stets der Bedingung: Flugasche/Zement $\leq 0,33$ entsprach. Die Anrechnung des Feststoffanteils in der Silicastaubsuspension ELKEM MICROSILICA (SF) und der Flugasche SAFAMENT® HKV auf den äquivalenten Wasserzementwert erfolgte auf der Grundlage der DIN 1045-2 mit den Faktoren $k_{sf} = 1,0$ bzw. $k_f = 0,4$ gemäß der Beziehung:

$$w/z_{eq} = w/(z + k_{sf} \cdot sf + k_f \cdot f) \quad (6)$$

mit: w/z_{eq} = äquivalenter Wasserzementwert;
 w = Wassergehalt [kg/m^3];
 z = Zementgehalt [kg/m^3];
 sf = Silicastaubgehalt [kg/m^3];
 f = Flugaschegehalt [kg/m^3];
 k_{sf} = 1,0 Faktor zur Anrechnung des Silicastaubs;
 k_f = 0,4 Faktor zur Anrechnung der Flugasche.

Der Wassergehalt w , welcher der Hydratation der Bindemittel zur Verfügung steht, beinhaltet auch sämtliche Wasseranteile in der Silicastaubsuspension und den Zusatzmitteln.

Die eingesetzten leichten Blähtongesteinskörnungen waren ofentrocken (getrocknet bei ca. 80 °C). Um zu vermeiden, dass die trockenen porösen Gesteinskörnungen dem Frischbeton beim Mischen das für die Hydratation des Zements bzw. für die Verarbeitbarkeit des Frischbetons erforderliche Wasser entziehen, wurden die Gesteinskörnungen Liapor F8 bzw. F6 jeweils mit 3 % ihres Trockengewichts und der Liapor-Sand K mit 12 % seines Trockengewichts vorgehängt. Diese Wassermenge wurde bei der Bestimmung des in Tabelle 6 aufgeführten äquivalenten Wassergehalts nicht berücksichtigt, d. h. sie ist nicht im Parameter w in Gl. (6) enthalten, da davon auszugehen ist, dass dieser Wasseranteil nicht zur Hydratation des Zements beiträgt. Die durchgeführten Schwind- und Kriechversuche belegen jedoch, dass der Vornässgrad der leichten Gesteinskörnung ggf. einen signifikanten Einfluss auf das zeitabhängige Verformungsverhalten hat.

3.3.2 Herstellung der Mischungen

Gemischt wurde stets in einem Tellermischer (Chargenvolumen 100 bis 150 dm³) mit exzentrisch angeordnetem Mischwerkzeug und gegenläufigem Trog nach folgendem Regime:

- Zugabe und Homogenisierung der trockenen Gesteinskörnungen, Zeitdauer 30 s;
- Vornässen der leichten Gesteinskörnung (bei LC20/22 und LC45/50), Zeitdauer 30 s;
- Zugabe des Zements, der Flugasche und der restlichen trockenen Zusatzmittel (Stabilisierer);
- Zugabe der flüssigen Komponenten: Silicastaubsuspension, Wasser, Fließmittel bzw. Verzögerer bei laufendem Mischer;
- Mischen, Zeitdauer 120 s.

Danach wurden der frischen Mischung Proben für die Durchführung der Frischbetonuntersuchungen (s. Abschnitt 3.3.3) entnommen. Anschließend erfolgte nach nochmaligem kurzem Aufmischen des Frischbetons die Herstellung der Probekörper. Der Beton einer Charge wurde innerhalb eines Zeitraumes von max. 30 Minuten verarbeitet.

Um sicherzustellen, dass während des gesamten Zeitraumes der Betonherstellung stets gleiche Betonausgangsstoffe eingesetzt werden, wurde die für das Versuchsprogramm erforderliche Materialmenge im Gesamten vorgehalten und trocken gelagert.

3.3.3 Frischbetonuntersuchungen

Die Grundlage für die durchgeführten Frischbetonuntersuchungen bildete die Norm DIN 1048-1 [31].

Im vorliegenden Versuchsprogramm wurde direkt nach dem Anmischen die Konsistenz entsprechend DIN 1048-1 mit Hilfe des Ausbreitmaßversuchs bestimmt.

Die Frischbetonrohddichte wurde an verdichtetem Beton nach DIN 1048-1 im 8-dm³-Topf des Luftgehalt-Prüfgerätes und zusätzlich auch nach dem Befüllen und Verdichten von mindestens drei Würfelschalungen (Volumen $V_{\text{Würfel}} = 3,375 \text{ dm}^3$) bestimmt.

Der Luftgehalt der Frischbetone wurde nach dem Druckausgleichverfahren nach DIN 1048-1 bestimmt. Günstiger wäre die Bestimmung des Luftgehalts von Leichtbetonen mit dem sog. Roll-a-meter-Verfahren nach ASTM C173:2001 (s. [23]). Nachträglich durchgeführte Vergleichsuntersuchungen für die Betone LC45/50 und LC70/77 ergaben allerdings keine signifikanten Unterschiede zwischen beiden Verfahren.

Die Ergebnisse der Frischbetonprüfungen sind in Tabelle 6 zusammengestellt. Neben den Angaben zur Konsistenz der hergestellten Leichtbetone sind in Tabelle 6 die Angaben zu den unmittelbar nach Betonherstellung ermittelten Werten für die Frischbetonrohichte sowie für den Luftgehalt des Betons enthalten.

Wie bereits in Abschnitt 3.3.2 erläutert, wurde der in einem Tellermischer mit 150 dm³ Nenninhalt hergestellte Leichtbeton innerhalb von max. 30 Minuten verarbeitet. Während dieser Zeit änderte sich der Konsistenzbereich des Frischbetons von weich in plastisch. Trotz dieser Änderung blieb der Leichtbeton bis zum Schluss gut verarbeitbar, so dass keine nachträgliche Dosierung von Fließmittel erforderlich war.

Wie man Tabelle 6 entnehmen kann, nimmt die Frischbetonrohichte mit sinkender Schütt- bzw. Rohichte der leichten Gesteinskörnung erwartungsgemäß ab.

Nach den Ergebnissen der Frischbetonuntersuchungen bewirkt die Wasseraufnahme der verwendeten Blähtongesteinskörnung, dass Betonmischungen mit dieser Gesteinskörnung eine steifere Konsistenz aufweisen als Mischungen mit dichter normalschwerer Gesteinskörnung. Ein Vornässen der leichten Gesteinskörnung oder eine erhöhte Wasserzugabe ist daher unumgänglich, um eine praxisgerechte Konsistenz zu erhalten. Folglich weicht der im Mischungsentwurf festgelegte Wasserzementwert von dem tatsächlich in der Matrix der hergestellten Betonmischung vorliegenden Wasserzementwert z. T. stark ab, was insbesondere die Herstellung von hochfestem Leichtbeton mit festgelegten Frischbetoneigenschaften erschwert. Die durchgeführten Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass die Festbetoneigenschaften der hochfesten Leichtbetone relativ unempfindlich gegen eventuelle Schwankungen der Frischbetonkonsistenz sind. Damit können bei hochfestem Leichtbeton mit Blähtongesteinskörnung die Festbetoneigenschaften über den Mischungsentwurf ebenso ziel-sicher eingestellt werden, wie dies bei normalschwerem Beton der Fall ist.

3.3.4 Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung der Probekörper

Die Herstellung der Probekörper erfolgte in zwei Abschnitten. Zunächst wurden die Probekörper zur Ermittlung mechanischer Kennwerte (Begleitversuche) der Leichtbetone LC20/22, LC45/50 bzw. LC70/77 hergestellt. Im Anschluss daran wurden die Probekörper zur Untersuchung des Schwind- bzw. Kriechverhaltens von Leichtbeton gefertigt. Hierzu mussten teilweise mehrere Chargen des Betons angemischt werden. Um sicherzustellen, dass Art und Güte des Betons für die Verformungsversuche mit jenen für die Begleitversuche identisch waren, wurden entsprechende Frischbetonuntersuchungen durchgeführt. Dieser Nachweis wurde auch anhand von Festigkeitsuntersuchungen an zusätzlichen Betonproben geführt.

Das Schwinden und Kriechen von Leichtbeton wurde an zylindrischen Probekörpern mit Durchmessern von 75 bzw. 150 mm und einer Proben-schlankheit von $h/\varnothing = 3$ untersucht. Alle Prüfkörper für die Untersuchungen zum Langzeitverformungsverhalten von Beton wurden stehend mit einer Überlänge von 200 mm in Stahlschalungen hergestellt. Die Überlänge wurde nach dem Abbindebeginn entfernt. Zum Verdichten des Betons in der Schalung wurden Rüttelflaschen mit einem Durchmesser von 40 mm (für die Zylinderschalungen mit 150 mm Durchmesser) bzw. von 25 mm (für die Zylinderschalungen mit 75 mm Durchmesser) verwendet.

Bei der Herstellung der Prüfkörper wurde stets darauf geachtet, dass die Schalungen nach der Befüllung mit Frischbeton mit PE-Folie abgedeckt wurden, um ein vorzeitiges Austrocknen des Leichtbetons zu vermeiden. Anschließend wurden die mit Frischbeton gefüllten Schalungen bei konstantem Klima von 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte mindestens 24 Stunden gelagert.

Nach dem Ausschalen wurden die Proben bis zu einem Alter von 2 bzw. 7 Tagen feucht und anschließend in einem Klimaraum bei 20 ± 1 °C und $65 \pm 2,5$ % r. F. gelagert (s. a. Tabelle 7).

Zur Quantifizierung des Grundswindens bzw. des Grundkriechens von normal- und hochfesten Konstruktionsleichtbetonen wurden Versuche an versiegelt gelagerten Probekörpern durchgeführt. Die Versiegelung der Proben erfolgte mit aluminiumkaschiertem Butylkautschukband, da dieses einen sicheren, dauerhaften Schutz gegen Austrocknung bietet.

Der Zeitpunkt des Ausschalens der Probekörper, ihre Nachbehandlung und ihre Lagerung vor und während der Prüfungen sind in Tabelle 7 zusammengestellt.

Tabelle 7: Nachbehandlung und Lagerungsbedingungen der Prüfkörper

Eigenschaft	Prüfkörper [mm]	Nachbehandlung	Lagerungsart
1	2	3	4
Druckfestigkeit	Zyl. 150 x 300	A	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
	Würfel 150 x 150 x 150	A	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
	Prisma 40 x 40 x 160	A B	trocken (20 °C, 65 % r. F.) im Wasser (20 °C)
E-Modul	Zyl. 150 x 300	A	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
Spannungs-Dehnungsverhalten	Zyl. 150 x 300	A	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
Schwinden	Zyl. 75 x 225	C	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
	Zyl. 150 x 450	C	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
		D	versiegelt (20 °C)
		A	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
Kriechen	Zyl. 75 x 225	C	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
	Zyl. 150 x 450	C	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
		A	trocken (20 °C, 65 % r. F.)
		D	versiegelt (20 °C)

Für die Nachbehandlung der einzelnen Probekörper entsprechend Tabelle 7 Spalte 3 gilt:

- A: Die Probekörper wurden im Alter von 24 Stunden ausgeschalt, weitere 6 Tage (bzw. bis zum Prüftag) bei 20 °C, 97 ... 99 % relativer Luftfeuchte (abgedeckt mit feuchter Jute und PE-Folie) und anschließend im Klimaraum bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte gelagert.
- B: Die Probekörper wurden im Alter von 24 Stunden ausgeschalt und anschließend bis zur Prüfung in Wasser gelagert (in Anlehnung an DIN EN 12390-2 [35]).
- C: Die Probekörper wurden im Alter von 24 Stunden ausgeschalt und anschließend bis zum Prüfzeitpunkt bei 20 °C und 97 ... 99 % relativer Luftfeuchte (abgedeckt mit feuchter Jute und PE-Folie) im Klimaraum bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte gelagert.
- D: Die Probekörper wurden im Alter von 24 Stunden ausgeschalt, mit aluminiumkaschiertem Butylkautschukband versiegelt und anschließend im Klimaraum bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte gelagert.

Zu Beginn des Forschungsvorhabens wurden zwei Betonserien LC45/50 und LC70/77 hergestellt und in die dafür vorgesehenen Schwind- bzw. Kriechstände eingebaut. Wegen der dabei aufgetretenen Probleme mit dem zur Erfassung der Verformungen anfangs vorgesehenen Messverfahren (s. Abschnitt 3.4.4.1) mussten die Messungen an den hergestellten Probekörpern unterbrochen werden. Zum Beheben dieser Probleme und Fortführung der Untersuchungen musste zunächst ein neuartiges Messverfahren zur Erfassung der Längenänderungen entwickelt werden, das den im Rahmen dieses Forschungsprogramms gestellten Anforderungen genügte (s. Abschnitt 3.4.4.1).

Nach erfolgreichem Abschluss der Entwicklungs- und Testphase für dieses Messverfahren wurden die zur systematischen Untersuchung des Kriechens und des Schwindens vorgesehenen Leichtbetone der Festigkeitsklassen LC20/22, LC45/50 und LC70/77 erneut hergestellt und in die Versuchsstände eingebaut.

3.4 Untersuchungsmethoden

3.4.1 *Betondruckfestigkeit*

Die **Druckfestigkeit** und ihre Entwicklung über einen Zeitraum von einem Jahr wurde an Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm, Zylindern mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von 300 mm sowie an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm untersucht (Prüfalter 2, 7, 28, 90, 365 Tage).

Die oben genannten Druckfestigkeitsprüfungen an Würfeln und Zylindern erfolgten unter zentrischem Druck mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $0,5 \pm 0,4$ N/mm² je Sekunde gemäß DIN 1048-5.

Die Druckfestigkeit der zuvor im Biegezugversuch gebrochenen Prismen mit den Abmessungen 40 mm x 40 mm x 160 mm wurde nach DIN EN 196-1 mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $2,4 \pm 0,2$ kN/s ermittelt, wobei die Prismenhälften auf der Seitenfläche liegend in die Druckprüfmaschine eingebaut wurden.

Bei der **Nachbehandlung** und der anschließenden Lagerung der Proben wurde zwischen einer sogenannten Trockenlagerung und einer Wasserlagerung unterschieden. Nähere Angaben zur Lagerungsart siehe Tabelle 7.

3.4.2 *E-Modul*

Die Entwicklung des statischen Sekanten-E-Moduls der Betone wurde über einen Zeitraum von einem Jahr an Zylindern mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von 300 mm untersucht (Prüfalter 2, 7, 28, 90, 365 Tage). Die Proben wurden im Alter von 24 Stunden ausgeschalt und anschließend einer Lagerung gemäß Tabelle 7 unterzogen. Die Prüfung erfolgte gemäß DIN 1048-5.

Zur Erfassung der elastischen Verformungen wurde an den Probekörpern ein Gestell mit drei induktiven Wegaufnehmern mit einer Auflösung von $\pm 0,001$ mm angebracht, die jeweils um 120° versetzt um die Probe angeordnet waren und deren Mitten sich in halber Höhe des Probekörpers befanden. Die Messlänge betrug 150 mm. Die Verformungen bzw. ihr arithmetischer Mittelwert über die drei Messstrecken wurden mittels eines digitalen Messverstärkers erfasst und auf dem Display angezeigt. Die Messgenauigkeit dieses Messverfahrens beträgt 1,0 %.

3.4.3 *Rohdichte und Porosität*

Die Bestimmung der **Festbetonrohichte** erfolgte nach DIN 1048-5. Die zeitliche Entwicklung der Rohdichte der untersuchten Leichtbetone wurde durch Wägung und Vermessung der zur Bestimmung der Würfeldruck- bzw. Prismenbiegezugfestigkeiten zum jeweiligen Prüfalter (2, 7, 28, 90, 365 Tage) vorbereiteten Proben ermittelt.

Für die Bestimmung der Gesamtporosität wurden die Trockenrohichte sowie die Reindichte mittels Helium-Pyknometer an Bruchstücken mit einem Volumen von mindestens 1 dm^3 ermittelt. Die Berechnung der **Porosität** P der Leichtbetone erfolgte nach Gl. (7):

$$P = \left(1 - \frac{\rho}{\rho_0}\right) \cdot 100 \quad (7)$$

mit: ρ = Rohdichte [g/cm³];
 ρ_0 = Reindichte [g/cm³].

Die Ermittlung der Gesamtporosität der Betone mit dem Verfahren gemäß [29] (Wasseraufnahme unter Druck bei 15 MPa im Alter von 28 Tagen) war nicht möglich, da das Verfahren nicht auf Leichtbetone angewendet werden kann. Nach der Entnahme der Proben aus dem Druckbehälter war ein teilweise beträchtlicher Wasseraustritt aus den Proben festzustellen (s. a. [46]).

3.4.4 Langzeitverformungsverhalten

3.4.4.1 Prinzip der Verformungsmessung

Wie bereits in Abschnitt 3.3.4 erwähnt, wurde bei der Konzipierung des Versuchsprogramms geplant, die Messung der axialen Verformungen an zylindrischen Betonproben mittels auf der Betonoberfläche applizierten Dehnmessstreifen (DMS) mit einer Länge von 150 mm durchzuführen. Bei den planmäßig angelaufenen Messungen wurde festgestellt, dass das gewählte Messverfahren (aufgeklebte DMS), entgegen den Erwartungen und Angaben des DMS-Herstellers, für die durchzuführenden Versuche ungeeignet war. Insbesondere versagten (Ablösung) an den versiegelten Proben die auf die präparierte Oberfläche der jungen Betone (Betonalter $t = 1$ Tag) aufgeklebten DMS nach relativ kurzer Versuchsdauer, so dass die Längenänderungen der Proben nicht mehr erfasst werden konnten. Zahlreiche Versuche und Bemühungen, auch in Zusammenarbeit mit dem DMS-Hersteller, das Verfahren für das Messen der Verformungen an den versiegelten Proben zu optimieren, führten zu keinen nennenswerten Verbesserungen. Hierbei wurden systematisch unterschiedliche Klebstoffe, Präparationsverfahren der Oberfläche sowie verschiedene Verfahren zum schnellen Applizieren der DMS auf die Betonoberfläche überprüft. Es war daher unumgänglich, ein völlig neues, für den speziellen Anwendungszweck geeignetes Messverfahren zur kontinuierlichen computergesteuerten Datenerfassung der Betonverformung mit hoher Datenerfassungsrate zu entwickeln, das den Anforderungen im Rahmen des Forschungsprogramms genüge.

Vor diesem Hintergrund wurde ein neuartiges Messverfahren zur Ermittlung der axialen Verformungen entwickelt und bei den hier durchgeführten Untersuchungen der Kriech- und Schwindeigenschaften von Leichtbetonen erfolgreich eingesetzt. Bei diesem Verfahren werden die Probenlängsverformungen durch in den Drittelpunkten des Probenumfangs angebrachte Biegestäbe aus Federstahl (im Weiteren als Messstab bezeichnet) erfasst (s. Bild 14). Bei jedem Messstab sind auf dessen Vorder- und Rückseite spiegelsymmetrisch jeweils zwei Dehnmessstreifen so angebracht, dass die DMS-Achsen in die Hauptspannungsrichtung weisen. Anschließend erfolgte die Schaltung der DMS als Vollbrücke (s. [54]). Bei dieser Art der Schaltung werden mögliche Störeinflüsse infolge temperaturbedingter Längenänderungen des Biegestabes während der Messung vollständig kompensiert und die Störeinflüsse durch brückeninterne Verbindungen weitestgehend unterdrückt (s. a. [53]). Das prinzipielle Schema für die elektrische Schaltung der DMS ist in Bild 13 dargestellt.

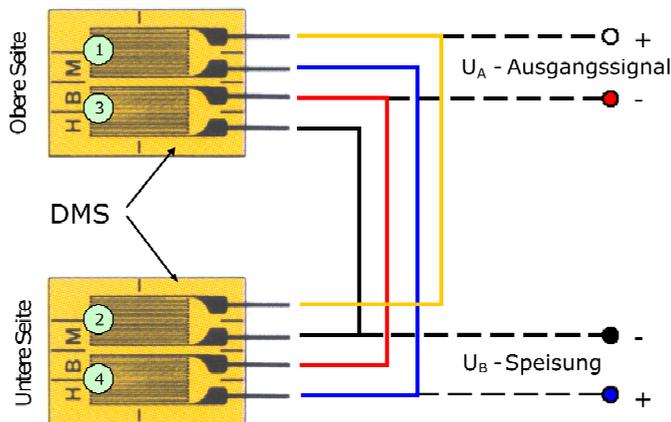


Bild 13: Prinzipielles Schema für die elektrische Schaltung der DMS

Bild 14 zeigt links schematisch den Probekörper mit den längs der Mantellinien eingezeichneten Messstrecken. Der rechte Teil der Abbildung zeigt ein Foto eines mit drei Messstäben bestückten Betonkörpers.

Zur Befestigung der Messstäbe am Versuchskörper dienen speziell dafür entwickelte und durch Kalibrierversuche optimierte Halterungen, die aus zwei Teilen bestehen: Einschraubmuttern (sog. Rampamuffen) mit Innengewinde – diese werden bei der Probekörperherstellung einbetoniert – und

gekerbte Schrauben, die erst nach dem Ausschalen an den Probekörpern angebracht werden (vgl. Bild 14, rechts).

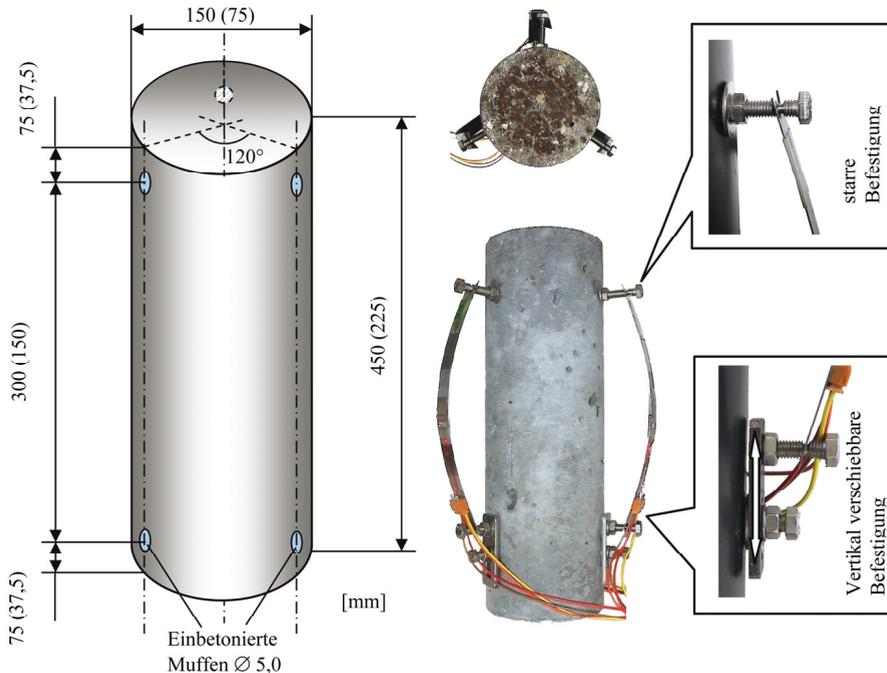


Bild 14: Messeinrichtung zur Erfassung axialer Verformungen an Proben mit den Abmessungen $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ (s. schematische Darstellung links bzw. Foto rechts). Die Maße in Klammern gelten für Probekörper mit $\varnothing \times h = 75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$

Wie bereits beschrieben, werden die Längsverformungen durch drei Federstahlbiegestäbe, die jeweils in drei um 120° versetzten Achsen an dem Probekörper befestigt werden, erfasst. In jeder Achse des Probekörpers befinden sich eine fest verankerte und eine verschiebbare Halterung. Damit ist es möglich, vor der Durchführung der Nullmessung an jedem Messstab eine durch vorangegangene Kalibrierung mittels eines speziell für diesen Zweck hergestellten Vergleichskörpers (s. Anhang A3 Bild 3.1) festgelegte Durchbiegung des Messstabes einzustellen.

Die für das vorgestellte Messverfahren entwickelte und optimierte Halterung ermöglicht eine schnelle und sichere Installation der Messmimik an die Versuchskörper, unabhängig davon, ob der Versuchskörper mit oder

ohne Versiegelung präpariert werden soll. Dadurch kann die Zeit zwischen dem Ausschalen bzw. der Versiegelung des Probekörpers und dem Messbeginn auf wenige Minuten reduziert werden. Des Weiteren erlaubt der Aufbau dieses Messverfahrens im Falle eines Ausfalls bzw. Überprüfungsbedarfs einzelner Messstäbe einen schnellen und reibungslosen Austausch der betroffenen Aufnehmer im laufenden Versuch.

In Abhängigkeit von den Probenabmessungen betrug die Messlänge 300 mm bzw. 150 mm für zylindrische Proben mit dem Durchmesser von 150 mm bzw. 75 mm. Die Auflösung des neuen Messverfahrens beträgt $\pm 0,001$ mm.

Die Messwertaufnahme erfolgte mit dem Vielstellenmessgerät UPM 100 "Centipede" der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH in Verbindung mit einer rechnergesteuerten Messanlage (s. Bild 15 in Abschnitt 3.4.4.2). Zum Anschluss der Aufnehmer standen insgesamt 100 Messkanäle zur Verfügung. Diese Anzahl der Kanäle reichte allerdings nicht aus, um alle erforderlichen Aufnehmer (insgesamt 294) einzeln an die Messanlage anzuschließen. Daher wurden die über die drei Achsen eines Probekörpers gewonnenen Messwerte elektronisch gemittelt und als Mittelwert an die Messanlage weitergeleitet.

3.4.4.2 Schwinden

Die Schwindversuche wurden unter Verwendung der zuvor beschriebenen Messtechnik an zylindrischen Proben mit den Abmessungen $\emptyset \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ und $75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$ durchgeführt.

Die Proben für die Grundswinduntersuchungen wurden gleich nach dem Ausschalen versiegelt, mit den Dehnungsaufnehmern bestückt (s. Abschnitt 3.4.4.1) und an die Messanlage angeschlossen. Somit wurde mit der Messung der Grundswindverformungen ab dem Betonalter von 24 Stunden begonnen.

Bei den Schwindproben, die erst ab einem Alter von 2 bzw. 7 Tagen trocken und bis dahin feucht lagerten, wurden die Verformungen schon ab dem ersten Tag, also auch in der Phase der Feuchtlagerung, gemessen.

Die Messwertaufnahme erfolgte automatisch mittels einer speziell konstruierten elektronischen Messanlage (s. Bild 15) in Zeitabständen, die

zwischen einer Sekunde (während der Belastung der Kriechproben) und maximal 8 Stunden (ab einem Probenalter von ca. 28 Tagen) lagen.

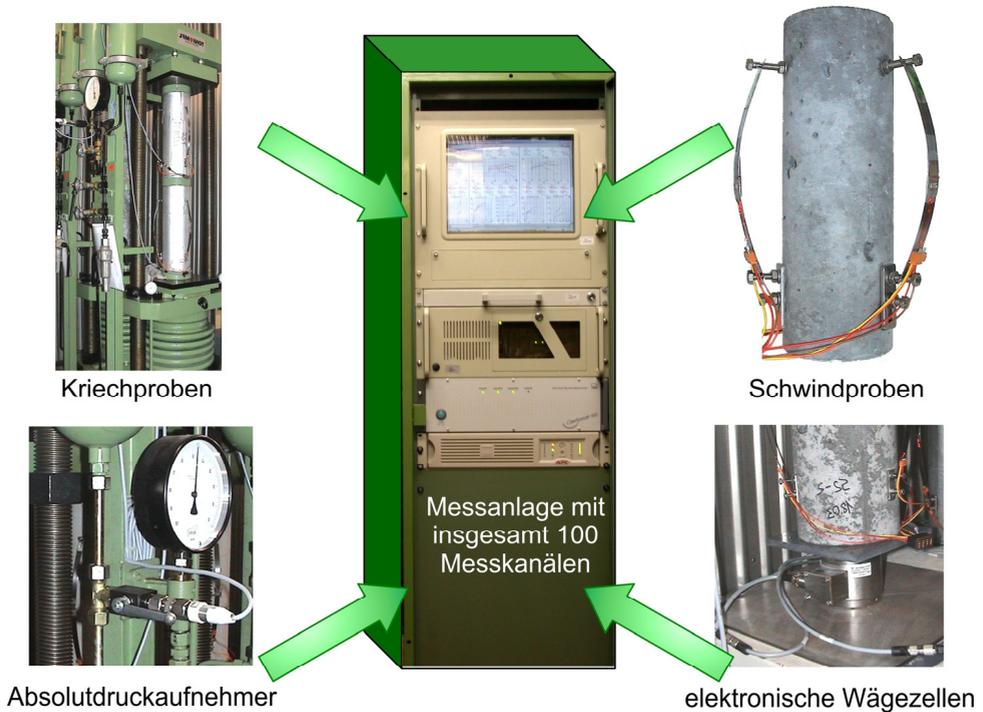


Bild 15: Aufbau der Messanlage zur Messung der Schwind- und Kriechverformungen. Neben den axialen Verformungsmessungen werden auch die Änderungen des Gewichts (s. Abschnitt 3.4.4.2) und des Drucks (s. Abschnitt 3.4.4.3) elektronisch erfasst

Um den Masseverlust während der Trocknung bei den Leichtbetonproben zu ermitteln und diesen mit den entsprechenden Schwindverformungen zu jedem beliebigen Zeitpunkt vergleichen zu können, wurden ausgewählte Schwindproben auf elektronischen Wägezellen des Typs Z3H3/R der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH platziert. Diese Wägezellen haben die Genauigkeitsklasse 0,02 und ermöglichen eine kontinuierliche Messung des Gewichts bis max. 50 kg. Die Wägezellen wurden an den gleichen Messverstärker wie die Schwindproben angeschlossen, so dass eine zeitgleiche Messung des Gewichts und der Verformung möglich war (s. Bild 15).

3.4.4.3 Kriechen

In den Kriechversuchen wurden wiederum zylindrische Probekörper mit Durchmessern von 75 mm bzw. 150 mm und einer Probenschlankheit von $h/\varnothing = 3$ verwendet.

Als Belastungseinrichtung für die hergestellten Betonprobekörper dienten hydraulische Dauerstandpressen, deren Aufbau Bild 16 zeigt.

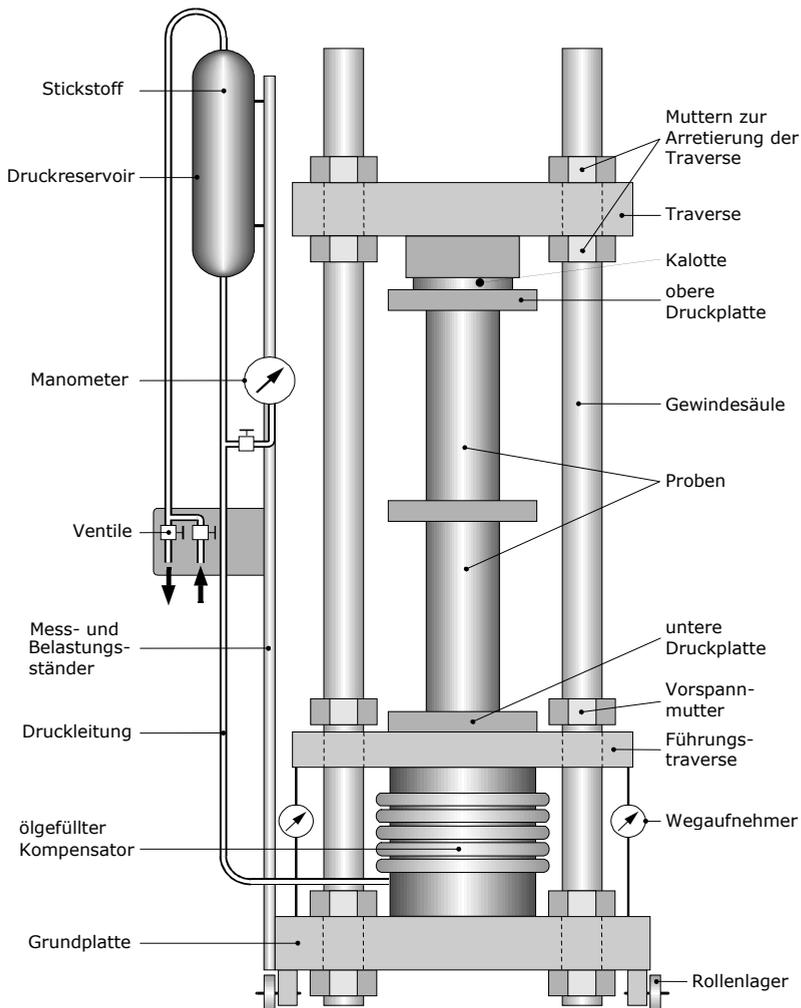


Bild 16: Hydraulischer Kriechstand mit zwei übereinander eingebauten Proben

Die Dauerstandpresse besteht aus einer mit Hydrauliköl gefüllten hohlen Stahlfeder (dem sog. Kompensator), dem Belastungsrahmen und der Druckleitung mit entsprechender Schnittstelle zu der Belastungseinrichtung (s. Bild 16). Der Kompensator selbst ist über eine mit einem Hydrauliköl-Stickstoff-Gemisch gefüllte Rohrleitung mit einem Druckreservoir (Druckflasche) verbunden. Die Gesamtbelastung der in die Dauerstandpresse eingebauten Proben setzt sich aus der Vorspannkraft der Stahlfeder (Kompensator) und einem durch Stickstoffzufuhr einzustellenden Druck zusammen. Für die Durchführung der Kriechuntersuchungen standen Dauerstandpressen mit zwei unterschiedlichen Kompensatortypen zur Verfügung: Typ I – Kompensator mit einer Fläche von 1000 cm^2 (entspricht einer maximalen Last von 1000 kN) und Typ II – Kompensator mit einer Fläche von 500 cm^2 (entspricht einer maximalen Last von 500 kN).

Zu Beginn der Probenbelastung ist die Anlage drucklos. Die Stahlfeder wird vor dem Einbau der Proben auf eine Last von ca. 40 kN (bei den Pressen mit dem Typ I – Kompensator) bzw. ca. 20 kN (bei den Pressen mit dem Typ II – Kompensator) vorgespannt. Anschließend werden die Proben auf die Führungstraverse gestellt (vgl. Bild 16). Die obere Traverse wird auf die Proben aufgelegt, mittels Muttern über den Proben horizontal ausgerichtet und an den Gewindesäulen festgeschraubt. Nach dem Lösen der Vorspannmutter wirkt der Federdruck des Kompensators auf die Proben. An den in Bild 16 gezeigten Wegaufnehmern wird der Federweg des Kompensators abgelesen und damit der benötigte Stickstoffdruck bis zum Erreichen des erforderlichen Prüfdruckes bestimmt. Danach wird Stickstoff in das Druckreservoir gepresst. Der aufgebaute Druck verändert den Federweg, so dass der Stickstoffdruck bis zum Erreichen des erforderlichen Prüfdruckes nachjustiert werden muss.

Der gesamte Belastungsvorgang dauert je nach Lastniveau zwischen 30 Sekunden und max. 120 Sekunden. Der Stickstoffvorrat in der Druckflasche verhindert, dass der vorhandene Prüfdruck schon bei kleinen Verformungen der Proben deutlich abfällt. Das Nachjustieren des Prüfdruckes erfolgt manuell, unmittelbar nach der Belastung in engen Zeitintervallen, durch Nachregeln mittels Stickstoffzufuhr. Nach einigen Tagen Belastungsdauer zeigten Kontrollen, dass nur noch in Ausnahmefällen ein Nachjustieren notwendig war.

Bei den Kriechversuchen wurden die Druckänderungen während der gesamten Messzeit mit Hilfe der in die Kriechstände eingebauten und an die Messanlage angeschlossenen Absolutdruckaufnehmer des Typs P8AP der

Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH elektronisch registriert (vgl. Bild 15). Die Genauigkeitsklasse der P8AP-Druckaufnehmer beträgt 0,3.

Für jeden Versuchsparameter (s. Tabelle 4) wurden zwei Parallelproben untersucht, die zusammen in einer Belastungseinrichtung übereinander eingebaut und zentrisch belastet wurden. Zur zeitlichen Erfassung der lastabhängigen Verformungen an den eingebauten Proben wurde das im Abschnitt 3.4.4.1 beschriebene Messverfahren eingesetzt.

3.4.5 Datenaufbereitung

Die Erfassung der Messwerte je Schwind- bzw. Kriechversuch erfolgte, wie bereits in Abschnitt 3.4.4 beschrieben, mittels einer einzigen zentralen Messanlage, d. h. die Einzelmessung wurde zeitgleich für alle an die Messanlage angeschlossenen Versuchsprobekörper durchgeführt und im Messrechner gespeichert.

Da die Schwind- bzw. die Kriechproben zu unterschiedlichen Zeitpunkten in die Versuchsstände eingebaut und an die Messanlage angeschlossen wurden, konnte bei den einzelnen Versuchsreihen keine einheitliche Zeitskala für die erfassten Messwerte eingehalten werden. Bei der Datenaufbereitung musste weiterhin berücksichtigt werden, dass infolge der hohen Datenerfassungsrate sowie einer langen Messdauer (z. T. über 4 Jahre) eine sehr große Anzahl der gemessenen Verformungswerte je Schwind- bzw. Kriechversuch vorlag.

Aus diesem Grund wurden mit Hilfe der in Gl. (8) angegebenen Funktion zur Erleichterung der weiteren Analyse bzw. um einzelne Versuchsreihen miteinander vergleichen zu können definierte, äquidistante Zeitabstände zwischen den einzelnen Messpunkten generiert und die gemessenen Versuchsdaten für diese Zeitpunkte ausgelesen.

$$\Delta t_i = \Delta t_{i-1} \cdot 10^{1/n} \quad (8)$$

wobei

Δt_i = Belastungs- bzw. Trocknungsdauer bis zum Zeitpunkt i ;

Δt_{i-1} = Belastungs- bzw. Trocknungsdauer bis zum Zeitpunkt $i-1$;

n = Ganzzahl (hier $n = 16$).

Die in Gl. (8) angegebene Funktion fand schon früher bei der Auswertung von Langzeitversuchen (s. a. [27]) Verwendung und ermöglicht eine opti-

male Darstellung der zeitlichen Verläufe der erfassten Schwind- und Kriechverformungen im halblogarithmischen Maßstab (vgl. Bild 17).

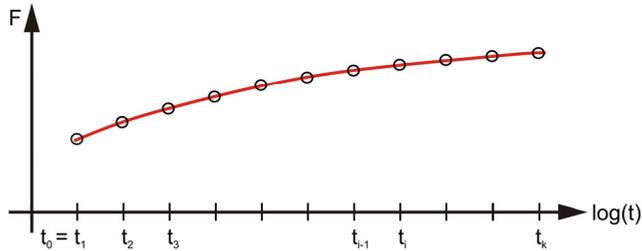


Bild 17: Darstellung der mit Hilfe von Gl. (8) generierten Zeitabstände für eine beliebige Funktion F und t_k Messpunkte im logarithmischen Maßstab

Bei der Auswertung der im Kriechstand gewonnenen Versuchsergebnisse wird unterstellt, dass die Kriechverformungen von Leichtbeton, ähnlich wie die von normalschwerem Beton, annähernd proportional zur kriecheerzeugenden Spannung sind, solange die Beanspruchung im Bereich der Gebrauchsspannungen liegt (s. a. Abschnitt 6.4). Daher wurde zur Beschreibung der Kriechverformung die auf die Spannung σ_c bezogene Kriechdehnung, das sogenannte Kriechmaß $\bar{\varepsilon}_{cc}(t, t_0)$ (s. Gl. (9)), verwendet. Für die statistische Auswertung des aus den Versuchsdaten abgeleiteten Vorhersageverfahrens für das Kriechen von Konstruktionsleichtbeton (s. Kapitel 6) wurde zusätzlich die sogenannte Kriechfunktion $J(t, t_0)$ bzw. Kriechzahl $\varphi(t, t_0)$ entsprechend der Vorgaben der RILEM Datenbank [69] eingesetzt. Unter Kriechfunktion wird die auf die Spannung σ_c bezogene gesamte lastinduzierte Verformung (Summe aus elastischer Dehnung $\varepsilon_{ci}(t_0)$ und der Kriechverformung $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$) des Betons (s. Gl. (10)) verstanden. Die Kriechzahl $\varphi(t, t_0)$ wird aus der Kriechdehnung bezogen auf die elastische Verformung im Alter von 28 Tagen nach Gl. (12) berechnet.

$$\text{Kriechmaß: } \bar{\varepsilon}_{cc}(t, t_0) = \frac{\varepsilon_{cc}(t, t_0)}{\sigma_c(t_0)} \quad (9)$$

$$\text{Kriechfunktion: } J(t, t_0) = \frac{\varepsilon_{ci}(t_0) + \varepsilon_{cc}(t, t_0)}{\sigma_c(t_0)} = \frac{1}{E_{c0m}} \left[\frac{E_{c0m}}{E_{c0}(t_0)} + \varphi(t, t_0) \right] \quad (10)$$

$$\text{mit: } E_{c0}(t_0) = \frac{\sigma_c(t_0)}{\varepsilon_{ci}(t_0)} \quad (11)$$

$$\text{Kriechzahl: } \varphi(t, t_0) = \frac{\varepsilon_{cc}(t, t_0)}{\varepsilon_{ci,28}} = [J(t, t_0) - J_0(t, t_0)] \cdot E_{c0m} \quad (12)$$

Dabei sind:

- $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ = Kriechverformung;
- $\varepsilon_{ci}(t_0)$ = elastische Augenblicksverformung bei Belastung;
- $\varepsilon_{ci,28}$ = elastische Verformung im Alter von 28 Tagen;
- $\sigma_c(t_0)$ = Kriechspannung bei Belastungsbeginn t_0 ;
- $E_{c0}(t_0)$ = Tangenten-Elastizitätsmodul des Betons zum Zeitpunkt der Belastung t_0 ;
- E_{c0m} = Tangenten-Elastizitätsmodul im Alter von 28 Tagen;
- $\bar{\varepsilon}_{cc}(t, t_0)$ = Kriechmaß;
- $J(t, t_0)$ = Kriechfunktion zum Zeitpunkt t ;
- $J_0(t, t_0)$ = Kriechfunktion bei Belastungsbeginn $t=t_0$;
- $\varphi(t, t_0)$ = Kriechzahl.

Die Bestimmung des Tangentenmoduls $E_{c0}(t_0)$ in Gl. (11) erfolgte anhand der bei der Belastung der Betonproben im Kriechstand ermittelten elastischen Augenblicksverformung $\varepsilon_{ci}(t_0)$ (s. Tabelle 11) und der dazugehörigen Spannung $\sigma_c(t_0)$ (s. dazu Abschnitt 5.2).

Die Verformungsmessungen an den im Betonalter von 28 Tagen belasteten versiegelten Proben konnten versuchstechnisch bedingt nicht zeitgleich mit denen an den versiegelt gelagerten unbelasteten Referenzproben (Grundswindproben) erfolgen. Zur Ermittlung der Kriechverformungen dieser Proben wurden daher die vorhandenen Messdaten der Grundswindverformung von Referenzproben durch eine geeignete Funktion approximiert, so dass zu beliebigen Zeitpunkten Grundswindwerte vorlagen. Die Grundswinddaten und die approximierte Funktion sind in Anhang A4, Bilder 4.13 bis 4.15 dargestellt.

3.4.6 Extrapolation der gemessenen Schwind- bzw. Kriechverformungen

Zur Extrapolation der Versuchsergebnisse des Schwind- und Kriechverhaltens von Beton stehen in der internationalen Literatur mehrere Verfahren zur Verfügung. Eines der bekanntesten Verfahren für die Extrapolation der Verformungen wurde von Ross [81] entwickelt. Diesem Verfahren liegt eine Hyperbelfunktion nach Gl. (13) zur Beschreibung des zeitlichen Verlaufs von Schwind- bzw. Kriechverformungen zugrunde, die einem End-

wert entgegenstrebt. Die Hyperbelfunktion nach Ross hat gegenüber anderen Extrapolationsverfahren den großen Vorteil, dass die Extrapolation der Daten auf grafischem Wege erfolgen kann (s. a. [93]). Als Nachteil ist zu nennen, dass eine hinreichend sichere Extrapolation der Messdaten erst nach dem Erreichen eines charakteristischen Abknickens im zeitlichen Verlauf der Verformungen, d. h. nach einer hinreichend langen Beobachtungsdauer, möglich ist. Des Weiteren ist aus früheren Untersuchungen bekannt, dass die Hyperbelfunktion nach Gl. (13) nicht den gesamten Schwind- bzw. Kriechverlauf zu beschreiben vermag, sondern sich erst nach einer anfänglichen Trocknungs- bzw. Belastungsdauer an die Versuchsergebnisse annähert (s. z. B. [73]). Daher blieben in vorliegender Arbeit bei der Durchführung der Extrapolation der Schwind- bzw. Kriechverformung nach Ross [81] die Messwerte bis zum 56. Tag der Belastungs- bzw. Trocknungsdauer unberücksichtigt. Unter Einhaltung der o. g. Randbedingungen kann mit diesem Verfahren ein vertrauenswürdiger, für praktische Belange zutreffender Endwert der Verformung extrapoliert werden (s. a. [52]).

$$\varepsilon_c(\bar{t}) = A \cdot \left(\frac{\bar{t}}{B + \bar{t}} \right) \quad (13)$$

mit

$\varepsilon_c(\bar{t})$ = Kriech- bzw. Schwindverformung;

\bar{t} = Belastungs- bzw. Trocknungsdauer;

A, B = Regressionsparameter.

Um den gesamten Verlauf der Schwind- bzw. Kriechverformung – d. h. einschließlich der Werte im Betonalter $t < 56$ Tage – zutreffender zu beschreiben, wurde die Hyperbelfunktion nach Gl. (13) modifiziert. Die in Gl. (14) dargestellte hyperbolische Funktion ist gegenüber dem Ansatz von Ross um einen Exponenten "C" erweitert worden, der eine weitere Beeinflussung des zeitlichen Funktionsverlaufs bzw. eine bessere Anpassung dieser Funktion an die experimentell ermittelten Schwind- und Kriechverformungen ermöglicht.

$$\varepsilon_c(\bar{t}) = A \cdot \left(\frac{\bar{t}}{B + \bar{t}} \right)^C \quad (14)$$

Analog zur Hyperbelfunktion nach Gl. (13) ergibt sich auch für die Funktion nach Gl. (14) ein endlicher Wert für die Betonverformungen $\varepsilon_c(\bar{t})$. Daher wurde in vorliegender Arbeit die Funktion nach Gl. (14) vorzugsweise

für die Extrapolation der Schwind- sowie Kriechbeiwerte (wie die Kriechfunktion $J(t, t_0)$, das Kriechmaß $\bar{\varepsilon}_{cc}(t, t_0)$ und die Kriechzahl $\phi(t, t_0)$) eingesetzt.

Bei einigen wenigen Versuchsreihen war es nicht möglich die Extrapolation der Messdaten unter Anwendung der Hyperbelfunktion nach Gl. (13) bzw. (14) mit ausreichender Genauigkeit durchzuführen. Zur Beschreibung des zeitlichen Verlaufs der Kriechverformung dieser Versuche, wie z. B. versiegelt gelagerter Proben (Grundkriechen) sowie der Versuche mit relativ kurzer Beobachtungsdauer, bei denen der charakteristische Abknickpunkt im zeitlichen Verlauf nicht erreicht bzw. nicht erkennbar ist (s. Bild 18), wurde eine logarithmische Funktion nach Hanson [47] (s. Gl. (15)) herangezogen (s. a. Anhang A4).

$$\varepsilon_c(\bar{t}) = A + B \cdot \ln(\bar{t} + 1) \quad (15)$$

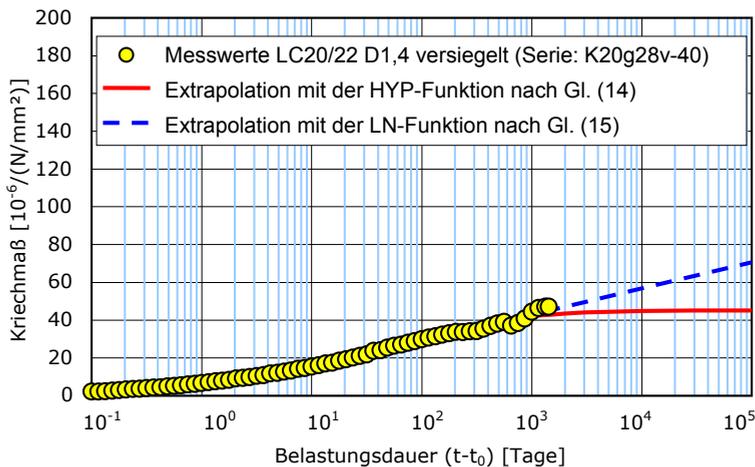


Bild 18: Zeitlicher Verlauf des Kriechmaßes für einen versiegelt gelagerten Leichtbeton LC20/22 D1,4 (Serie K20g28v-40 gemäß Tabelle 11) und zugehörige Regressionen gemäß den Funktionsgleichungen (14) und (15)

Im Gegensatz zur Hyperbelfunktion nach Gl. (14) strebt die logarithmische Funktion (s. Gl. (15) oben) keinem Endwert entgegen. Zur Ermittlung des rechnerischen Endwerts der zu erwartenden Kriechverformung solcher Betonserien wurde daher einheitlich die nach einer Belastungsdauer von

$t = 10.000$ Tagen ($\hat{=} t \rightarrow \infty$) nach Gl. (15) extrapolierte Endverformung angenommen (vgl. Bild 18).

In Bild 19 sind die Funktionen nach Gln. (13) bis (15) und der zeitliche Verlauf des Kriechmaßes eines trocken gelagerten LC20/22 D1,4 gegenübergestellt.

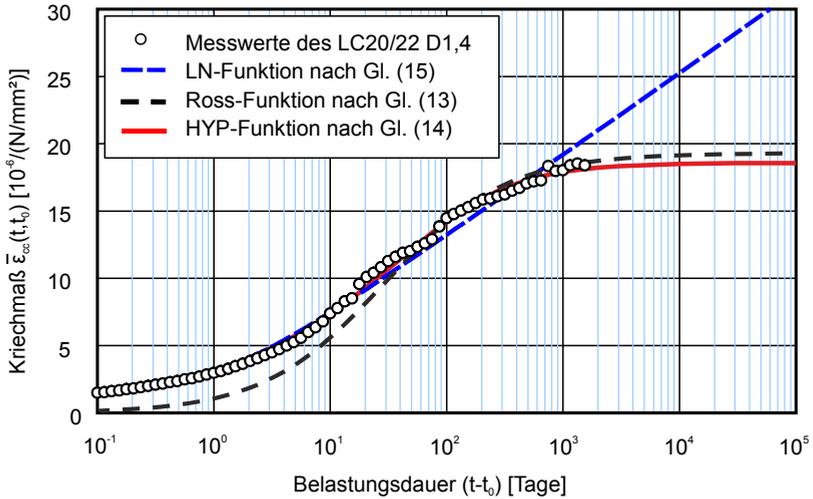


Bild 19: Zeitlicher Verlauf des Kriechmaßes für einen ausgewählten Leichtbeton LC20/22 D1,4 (trockene Lagerung) und zugehörige Regressionen gemäß den Funktionsgleichungen (13) bis (15)

Die Approximation der Funktionen nach Gln. (13) bis (15) erfolgte rechnergestützt nach der Methode der kleinsten Quadrate (s. z. B. [7]). Eine ausführliche Darstellung der Ergebnisse für die durchgeführten Extrapolationen kann Anhang A4 entnommen werden.

4 Untersuchungsergebnisse

4.1 Festigkeit und Festigkeitsentwicklung

Eine Zusammenstellung der Ergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der Druckfestigkeit von Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm zeigt Bild 20. Die zeitliche Entwicklung der im Rahmen der statischen E-Modul-Untersuchungen an Zylindern 150 mm x 300 mm ermittelten Druckfestigkeiten bis zu einem Alter von 90 Tagen ist in Bild 21 dargestellt.

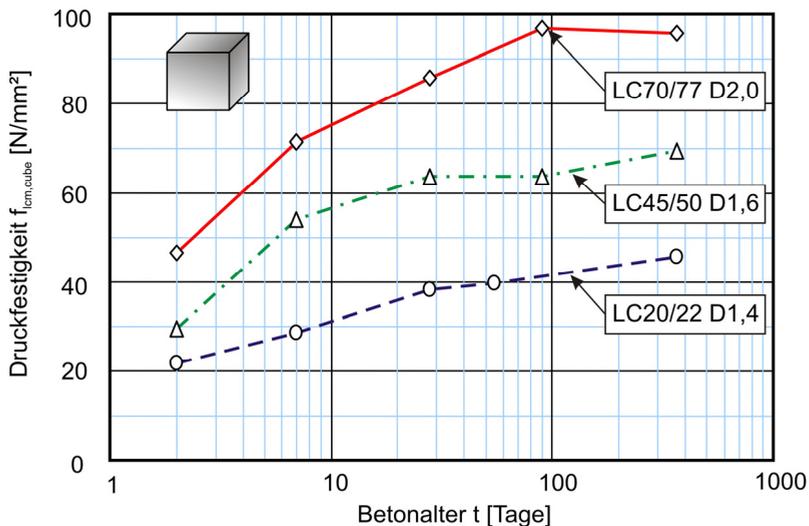


Bild 20: Zeitliche Entwicklung der Würfeldruckfestigkeit $f_{lcm,cube}$ (Mittelwert aus 3 Proben); Kantenlänge 150 mm

In den Bildern 20 und 21 sowie in nachfolgenden Bildern 22 bis 24 sind die Mittelwerte der jeweiligen Prüfungen dargestellt. Die Streumaße zu den einzelnen Werten können Anhang A2 entnommen werden. Der Variationskoeffizient betrug in Mittel 3,0 % und maximal 10,3 %.

Bilder 20 und 21 zeigen, dass beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 sowie beim Beton LC45/50 die zeitliche Entwicklung der Druckfestigkeit sehr ähnlich verläuft. Zunächst ist eine deutliche Steigerung der Festigkeit in den ersten 28 Tagen festzustellen. Im höheren Alter verlangsamt sich erwartungsgemäß die Druckfestigkeitsentwicklung deutlich.

Bei dem normalfesten Leichtbeton LC20/22, der unter Verwendung von Steinkohlenflugasche hergestellt wurde, war ein deutlicher Anstieg der Druckfestigkeit auch über ein Betonalter von 28 Tagen hinaus zu verzeichnen. Im Vergleich zu den 28-Tage-Werten war nach einem Jahr im Durchschnitt ein Druckfestigkeitszuwachs von 20 % festzustellen.

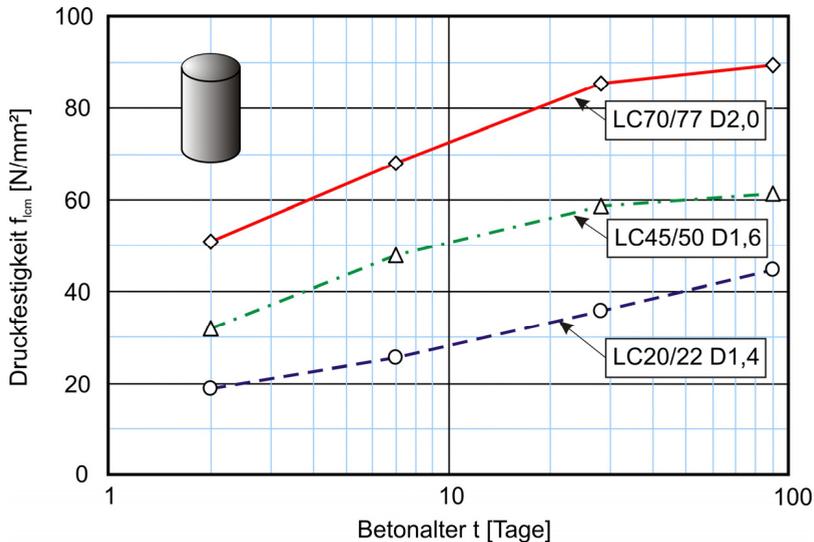


Bild 21: Zeitliche Entwicklung der Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} (Mittelwert aus mindestens 4 Proben)

Im Rahmen der Untersuchungen des Nachbehandlungs- bzw. Lagerungseinflusses auf die mechanischen Eigenschaften des Leichtbetons wurden an Prismenhälften (Gesamtpisma 40 mm x 40 mm x 160 mm) über einen Zeitraum von 365 Tagen die in Bild 22 dargestellten Druckfestigkeiten ermittelt.

Bis zu einem Alter von 90 Tagen ist bei den Prismen eine ähnliche Tendenz im zeitlichen Verlauf der Druckfestigkeit wie bei Würfeln bzw. Zylindern (vgl. Bilder 20 und 21) zu erkennen. Für ein Prüfalter von 365 Tagen zeigte sich sowohl bei den wasser- als auch bei den trocken gelagerten Proben kein weiterer Festigkeitsanstieg. Bei den meisten Proben wurde sogar eine geringfügige Abnahme der Druckfestigkeit beobachtet. Auf die möglichen Ursachen für dieses Verhalten von Leichtbeton wird in Abschnitt 5.1 eingegangen.

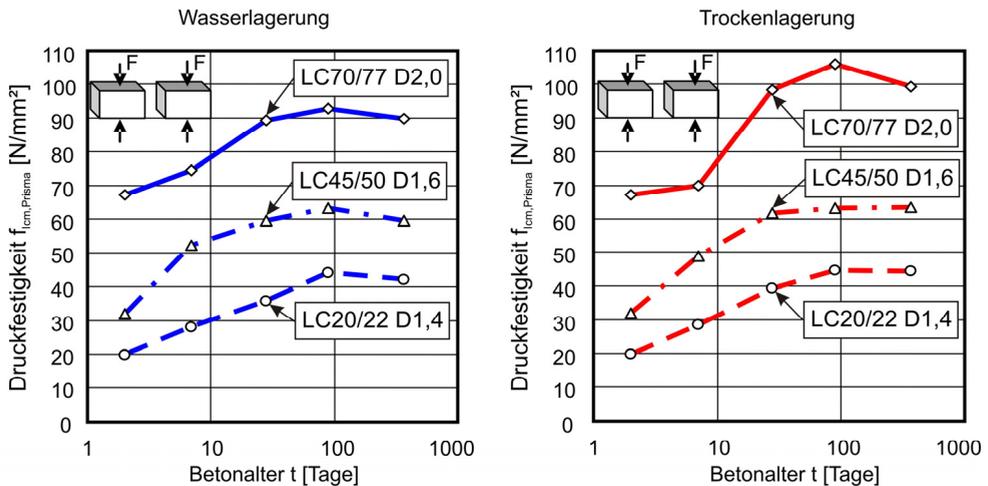


Bild 22: Zeitliche Entwicklung der Druckfestigkeit (Mittelwert aus 3 Proben) für Prismenhälften $f_{lcm,Prisma}$ (Gesamtprisma 40 mm x 40 mm x 160 mm) bei Wasserlagerung (links) bzw. Trockenlagerung (rechts)

Ausführliche Angaben zu den Ergebnissen der durchgeführten Festigkeitsuntersuchungen können Anhang A2 entnommen werden.

4.2 E-Modul und elastisches Verformungsverhalten

Aufgrund der vergleichsweise geringen Steifigkeit der verwendeten leichten Gesteinskörnungen ist der E-Modul bei gleicher Druckfestigkeit für Leichtbetone kleiner als für normalschweren Konstruktionsbeton. Dies zeigen die in Bild 23 zusammengestellten Werte für den Sekantenmodul der untersuchten Leichtbetone deutlich.

Die Erfassung der zeitlichen Entwicklung des E-Moduls erfolgte über einen Zeitraum von 90 Tagen. Die Kurvenverläufe zeigen erwartungsgemäß, dass der E-Modul in den ersten Tagen sehr stark, danach nur noch vergleichsweise gering ansteigt.

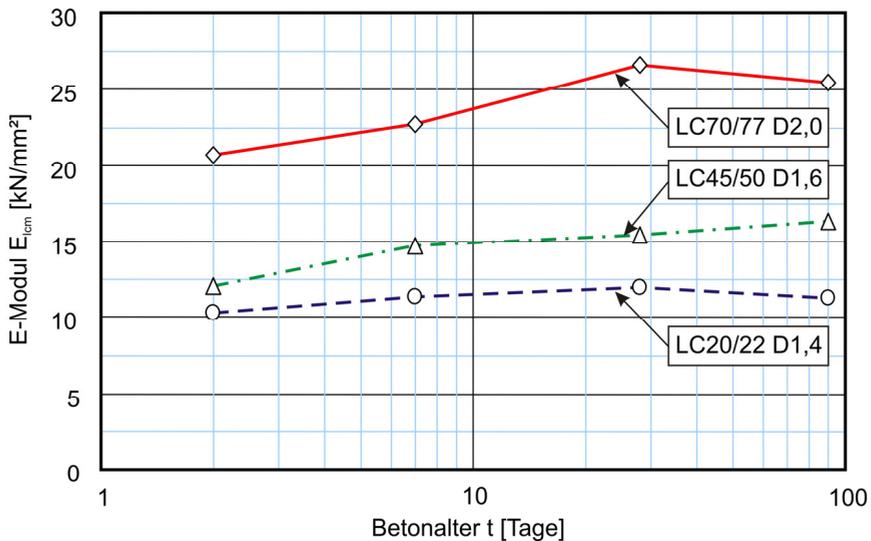


Bild 23: Zeitliche Entwicklung des statischen E-Moduls E_{icm} (Mittelwert aus mindestens zwei Proben)

Weiterhin ist auch im zeitlichen Verlauf des E-Moduls ein leichter Abfall der Werte im höheren Betonalter zu beobachten. Auf die möglichen Ursachen für dieses Verhalten wird in Kapitel 5 eingegangen.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Spannungs-Verformungsverhalten von normal- bzw. hochfestem Leichtbeton sind in Bild 24 dargestellt. Man erkennt daraus insbesondere, dass Leichtbetone gegenüber Beton mit dichter Gesteinskörnung, d. h. Normalbeton, deutlich höhere Bruchdehnungen aufweisen.

Ein weiteres Merkmal der Leichtbetone besteht darin, dass im Bereich der Gebrauchsspannungen, d. h. Spannungen bis ca. 40 % der Betonfestigkeit, die Spannungs-Dehnungskurve nahezu linear verläuft (vgl. Bild 24). Dieser Sachverhalt ist u. a. auf die Steifigkeitsverhältnisse zwischen Zementsteinmatrix und leichter Gesteinskörnung zurückzuführen. Die Verformungen des Zementsteins infolge der Druckbeanspruchung werden durch gleich bzw. in den meisten Fällen weniger steife Gesteinskörnungen kaum behindert. Dadurch kommt es während des Belastungsvorgangs zu im Vergleich zu Normalbeton geringeren Spannungskonzentrationen im Betonquerschnitt und somit zu einer weniger stark ausgeprägten Mikrorissbildung bis zum Erreichen der Maximallast (s. a. [41]). So ist auch bei den in Bild 24 dargestellten Spannungs-Dehnungslinien für die hier unter-

suchten Leichtbetone ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Druckspannung und Dehnung bis ca. 40 - 50 % der Bruchlast zu beobachten.

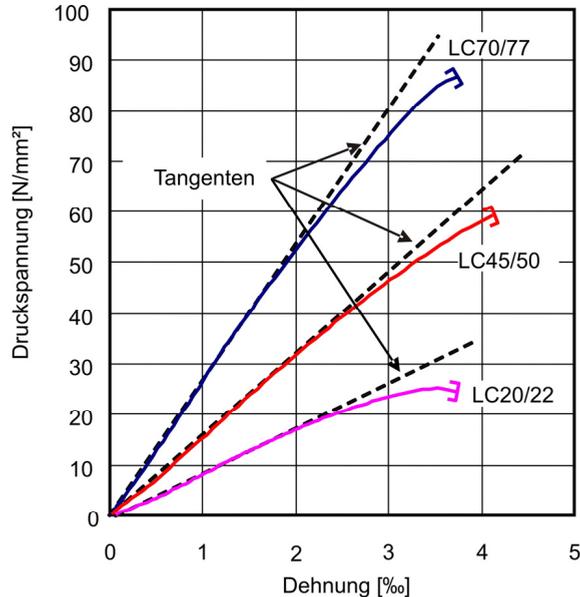


Bild 24: Spannungs-Dehnungslinien sowie zugehörige Tangenten durch den Nullpunkt für die untersuchten Leichtbetone im Alter von 28 Tagen (Mittelwert aus 3 Proben)

Eine ausführliche Darstellung der Spannungs-Dehnungslinien der untersuchten Leichtbetone für die einzelnen Proben enthält Anhang A2.

4.3 Rohdichte und Porosität

In Tabelle 8 sind die Ergebnisse der Untersuchungen zur Bestimmung der Trockenrohichte, der Reindichte und der nach Gl. (7) berechneten Porosität zusammengestellt.

Tabelle 8: Trockenrohddichte, Reindichte und Gesamtporosität der untersuchten Leichtbetone (Mittelwert aus mindestens zwei Proben)

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Trockenrohddichte [kg/dm ³]	Reindichte [kg/dm ³]	Gesamtporosität [Vol.-%]
LC70/77 D2,0	F9.5, Natursand	1,95	2,58	24
LC45/50 D1,6	F8, Liapor-Sand K	1,60	2,58	38
LC20/22 D1,4	F6, Liapor-Sand K	1,29	2,51	49

Die Leichtbetone der Güte LC70/77 und LC45/50 weisen eine Reindichte auf, die mit der von Normalbeton (ca. 2,6 kg/dm³) vergleichbar ist. Die Reindichte des LC20/22 liegt dagegen etwas niedriger, was in erster Linie auf die Verwendung großer Mengen an Flugasche in dieser Rezeptur zurückzuführen ist (vgl. Tabelle 6). Entsprechend der verwendeten leichten Gesteinskörnungen (s. Tabelle 8) sinkt die Trockenrohddichte mit abnehmender Festigkeit der Leichtbetone, während die Gesamtporosität deutlich zunimmt.

Tabelle 9: Festbetonrohddichte der untersuchten Leichtbetone bei verschiedenen Lagerungsbedingungen zu verschiedenen Prüfaltern gemessen an feuchten Proben (Mittelwert aus 3 Proben)

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Lagerung	Rohddichte [kg/dm ³] im Alter t [Tage]				
			2	7	28	90	365
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	im Wasser	2,013	1,999	1,993	2,037	2,030
		trocken		1,976	1,973	1,983	1,967
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	im Wasser	1,659	1,712	1,700	1,724	1,754
		trocken		1,682	1,632	1,598	1,602
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	im Wasser	1,457	1,537	1,544	1,551	1,566
		trocken		1,454	1,366	1,369	1,378

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

Der Einfluss der Lagerungsbedingungen auf den zeitlichen Verlauf der Rohddichte wurde an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm untersucht. Eine

Zusammenfassung der Ergebnisse dieser Untersuchungen kann Tabelle 8 entnommen werden.

Bei dem hier untersuchten hochfesten Leichtbeton LC70/77 wurden zwischen der Festbetonrohddichte bei einer Lagerung im Wasser und der Festbetonrohddichte bei Luftlagerung nur geringe Unterschiede festgestellt. Demgegenüber zeigte sich beim normalfesten Leichtbeton LC20/22 eine deutliche Steigerung (ca. 8 %) der Festbetonrohddichte bei Wasserlagerung und eine Verringerung der Rohddichte (ca. 5 %) bei der Trockenlagerung. Dies ist auf eine erhöhte Wasseraufnahme bzw. -abgabe infolge der Lagerung zurückzuführen. Die Unterschiede in der Festbetonrohddichte sind somit das Ergebnis unterschiedlicher Feuchtegehalte und lassen daher keinen Rückschluss auf eventuelle Änderungen in der Festbetonstruktur infolge der unterschiedlichen Lagerungsarten zu. Nach 365 Tagen besitzen die trocken gelagerten Leichtbetonproben, insbesondere die der Festigkeitsklasse LC20/22, immer noch eine zum Teil deutlich höhere Feuchte und Rohddichte im Vergleich zur Trockenrohddichte (vgl. Tabelle 8) dieses Betons. Der Feuchtegehalt der Proben der Güte LC45/50 stand dagegen schon nach ca. 90 Tagen trockener Lagerung praktisch im Gleichgewicht mit der Umgebung.

4.4 Schwinden

Im Rahmen des durchgeführten Versuchsprogramms wurde das Schwindverhalten von drei Leichtbetonen der Güte LC20/22, LC45/50 und LC70/77 eingehend untersucht. Dabei wurden unter anderem die Einflüsse der für das Schwinden wesentlichen Parameter, wie die Bauteilabmessungen und die Dauer der feuchten Nachbehandlung, gezielt erfasst. Durch kontinuierliche Messungen der Schwindverformungen an versiegelt und unversiegelt gelagerten Proben war es möglich, die im Kapitel 2 beschriebenen maßgebenden Verformungskomponenten Grund- und Trocknungsschwinden getrennt voneinander zu quantifizieren, um somit eine mathematische Formulierung dieser Komponenten im Vorhersagemodell für das Schwinden von Leichtbeton zu ermöglichen.

Tabelle 10 gibt einen Überblick über die durchgeführten Untersuchungen, die Versuchsbedingungen und die verwendeten Bezeichnungen sowie die Abmessungen der Schwindproben. Des Weiteren können Tabelle 10 auch ausgewählte charakteristische Daten der untersuchten Leichtbetone, wie

die gemessene Trockenrohddichte und die mittlere zylindrische Druckfestigkeit im Alter von 28 Tagen, entnommen werden.

Tabelle 10: Charakteristische Daten der Schwinduntersuchungen an Leichtbetonen LC20/22, LC45/50 und LC70/77

Beton	Serie ¹⁾	Abmessungen Zylinder Ø x h [mm]	Lagerungsart ²⁾	Trockenrohddichte [kg/m ³]	Festigkeit f_{cm} [N/mm ²]	Trocknungsbeginn t_s ³⁾ [Tage]
LC70/77 D2,0	S70g2	150 x 450	trocken (C)	1950	84	2
	S70gv		versiegelt (D)			-
	S70g7		trocken (A)			7
	S70k2 ⁴⁾	75 x 225	trocken (C)			2
LC45/50 D1,6	S45g2	150 x 450	trocken (C)	1600	54	2
	S45gv		versiegelt (D)			-
	S45g7		trocken (A)			7
	S45k2 ⁴⁾	75 x 225	trocken (C)			2
LC20/22 D1,4	S20g2	150 x 450	trocken (C)	1290	30	2
	S20gv		versiegelt (D)			-
	S20g7		trocken (A)			7
	S20k2	75 x 225	trocken (C)			2

- 1) Jede Serie besteht aus jeweils zwei Probekörpern
- 2) Angaben über verwendete Bezeichnungen für die Lagerungsart einzelner Serien können Tabelle 7 entnommen werden
- 3) Messbeginn bei allen Schwindproben $t_M = 1$ Tag
- 4) Versuche mit einer Messdauer von 180 Tagen

Die Proben mit Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage und $t_s = 7$ Tage verblieben einen Tag in der Schalung und wurden nach dem Ausschalen mit PE-Folie eingehüllt. Die PE-Folie wurde nach einem weiteren bzw. 6 weiteren Tagen entfernt. Danach konnten die Proben in einem geregelten Klimaraum bei 20 °C und 65 % r. F. kontrolliert austrocknen. Gemessen wurde stets ab einem Betonalter von 24 Stunden. Die Nullmessung wurde also sofort nach dem Entschalen der Proben bzw. unmittelbar nach der Versiegelung der Probekörper durchgeführt.

In den folgenden Bildern 25 bis 30 sind die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zum Schwindverhalten normal- und hochfester Leichtbetone LC20/22, LC45/50 und LC70/77 dargestellt.

Das **Grundswinden** des Leichtbetons wurde an Probekörpern erfasst, die sofort nach dem Ausschalen im Alter von einem Tag mit aluminiumkaschierten Butylkautschukband wasserdampfdicht versiegelt und zusam-

men mit unversiegelten Proben in einem Klimaraum gelagert wurden. Die erzielten Messwerte sind in Bild 25 dargestellt.

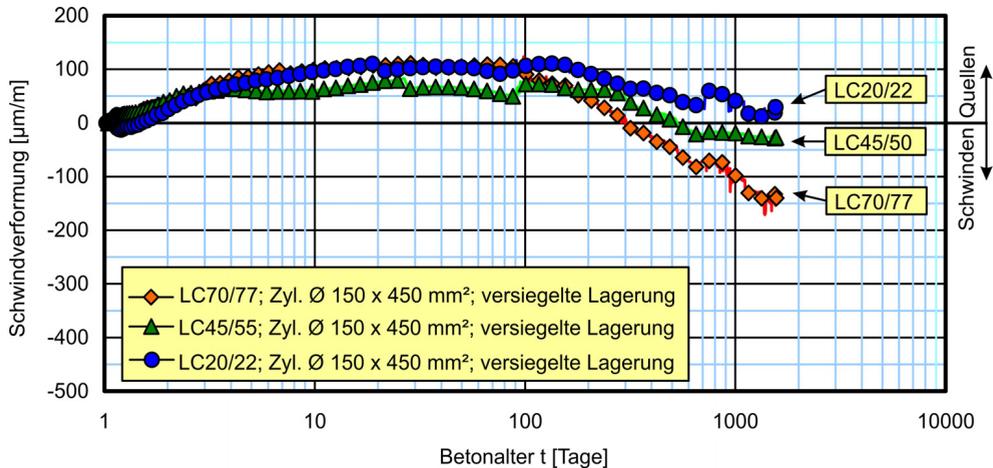


Bild 25: Zeitlicher Verlauf der hygrischen Verformungen von normalfestem und hochfestem Leichtbeton, gemessen an versiegelt gelagerten Proben ab dem Betonalter von einem Tag

Wie die Versuchsergebnisse in Bild 25 zeigen, wird das Grundschrinden von Leichtbeton durch z. T. ausgeprägte Quellverformungen überlagert. Diese beiden für Leichtbeton typischen Verformungskomponenten können nicht experimentell getrennt erfasst werden, da beide Vorgänge vom selben physikalischen Mechanismus angetrieben werden. Um Verwechslungen mit dem konventionellen Betonquellen (definiert als Volumenzunahme eines Betons infolge von Wasseraufnahme in einen porösen Zementstein) zu vermeiden, wird das Quellen von Leichtbeton beim verhinderten Feuchteaustausch mit der Umgebung in dieser Arbeit als "**autogenes Quellen**" bezeichnet. Im Folgenden wird daher von Grundschrinden *und* autogenem Quellen im Sinne einer messbaren Verformungskomponente gesprochen. Maßgebend für das autogene Quellen von Leichtbeton ist das in der leichten Gesteinskörnung gespeicherte Wasser, das infolge des durch die innere Austrocknung entstehenden Unterdrucks im Beton (s. Kapitel 2) aus der leichten Gesteinskörnung gesaugt und an die Zementsteinmatrix abgegeben wird.

Während der autogenen Quellphase unterscheiden sich die gemessenen Verformungen der einzelnen Leichtbetone in der Größe und dem zeitlichen

Verlauf nur unwesentlich voneinander (s. Bild 25). Nach dem Abschluss der Quellphase geht bei allen Leichtbetonen die Verformung ins Schwinden über. Dies bedeutet, dass zunächst die Quellverformungen systematisch abgebaut werden und erst nach längerer Lagerungsdauer eine absolute Schwindverkürzung des Probekörpers zu verzeichnen ist.

Der **Einfluss der Bauteilabmessungen** auf den zeitlichen Verlauf des Schwindens wurde durch die Messung der Schwindverformungen an zylindrischen Probekörpern mit dem Durchmesser 150 mm bzw. 75 mm untersucht (s. a. Tabelle 10). Der Fall einer Verformung eines sehr dicken, massigen Bauteils wird durch Messungen an versiegelt gelagerten Probekörpern (\equiv unendlich dickes Bauteil, vgl. Bilder 26 - 28) simuliert. In den Bildern 26 bis 28 sind die Messergebnisse dieser Untersuchungen für die normal- und hochfesten Leichtbetone LC20/22 (Bild 26), LC45/50 (Bild 27) und LC70/77 (Bild 28) zusammengestellt.

Die Ergebnisse zeigen, dass der Einfluss der Bauteilabmessungen bei den normalfesten Leichtbetonen deutlich stärker ausgeprägt ist, als bei dem hochfesten Leichtbeton LC70/77. Während also bei den normalfesten Leichtbetonen LC20/22 und LC45/50 ein deutlicher Unterschied im zeitlichen Verlauf der Schwindverformungen der Proben mit 150 mm bzw. 75 mm Durchmesser zu beobachten ist, liegen die gemessenen Schwindkurven beim hochfesten LC70/77 dicht beieinander.

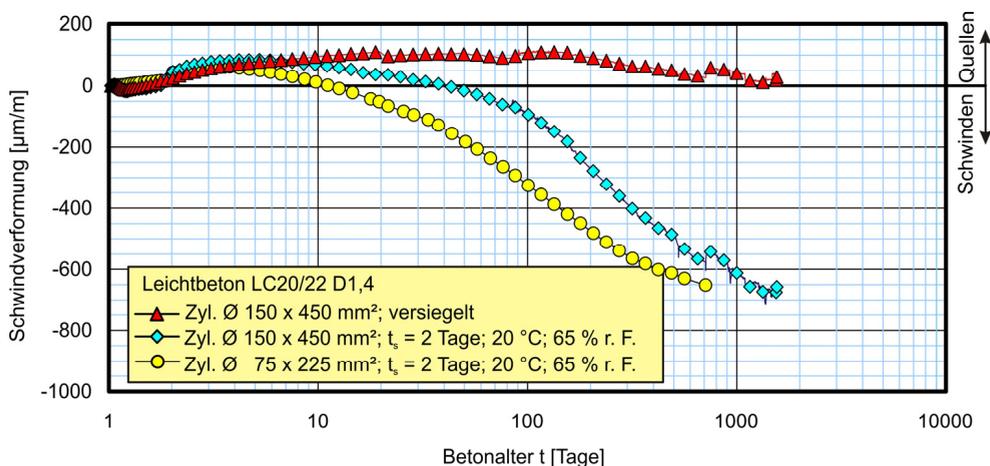


Bild 26: Einfluss der Bauteilabmessungen auf den zeitlichen Schwindverlauf des Betons LC20/22; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

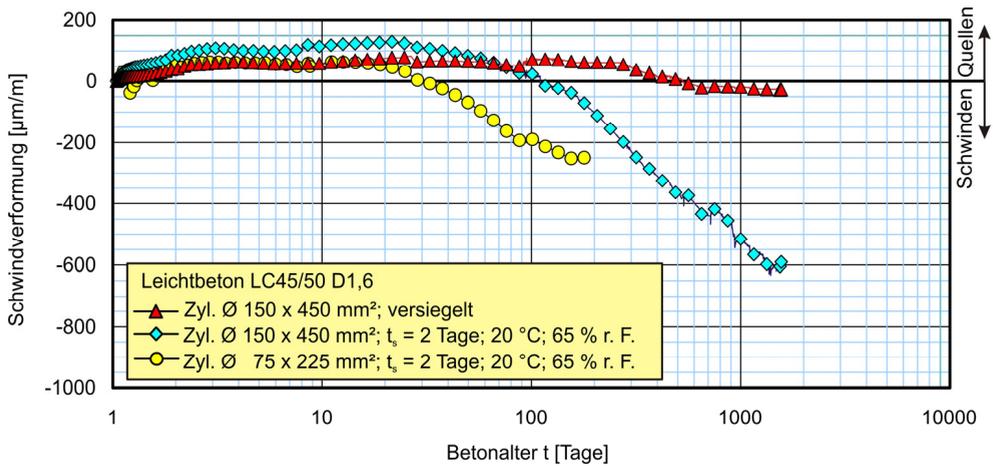


Bild 27: Einfluss der Bauteilabmessungen auf den zeitlichen Schwindverlauf des Betons LC45/50; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

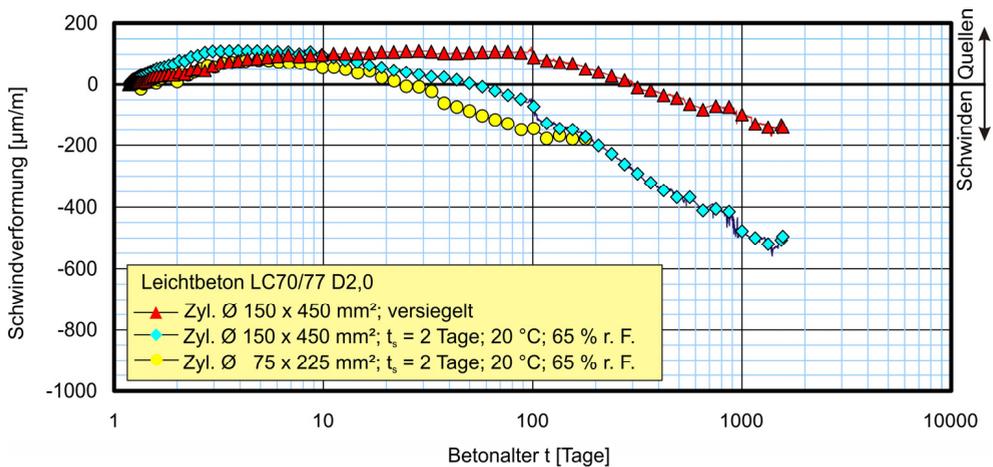


Bild 28: Einfluss der Bauteilabmessungen auf den zeitlichen Schwindverlauf des Betons LC70/77; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Das **Trocknungsschwinden**, definiert als die Differenz der gemessenen Schwindverformungen zwischen den versiegelt und unversiegelt gelagerten Proben, wurde anhand der Messdaten errechnet. In Bild 29 sind die zeitlichen Verläufe des Trocknungsschwindens für die untersuchten Leichtbetone dargestellt.

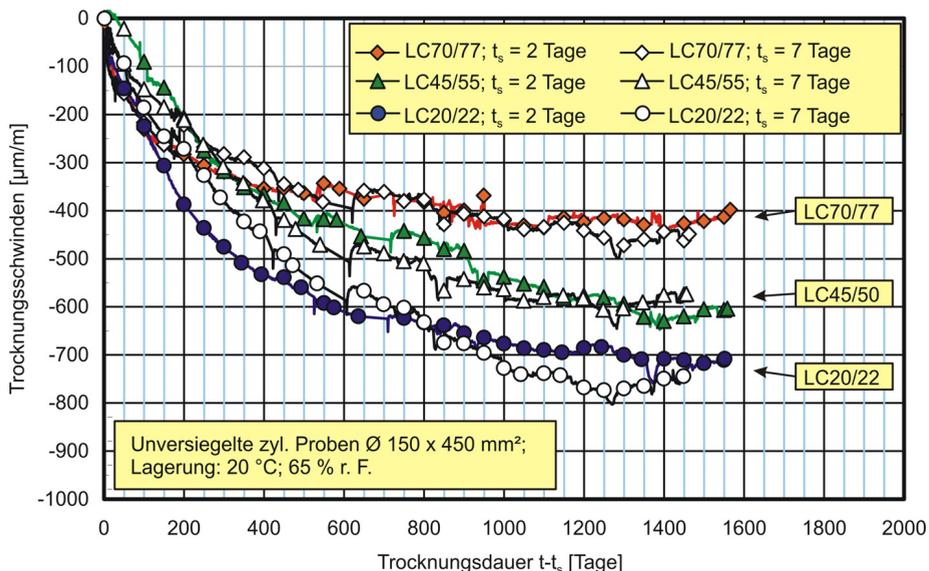


Bild 29: Trocknungsschwinden von Leichtbeton, berechnet aus der Differenz der Schwindverformungen zwischen den unversiegelten und versiegelten Proben von normal- und hochfestem Leichtbeton; Probenabmessungen: $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ bzw. 7 Tage

Aus Bild 29 wird deutlich, dass sowohl beim Endwert als auch im zeitlichen Verlauf des Trocknungsschwindens der untersuchten Leichtbetone sichtbare Unterschiede festzustellen sind. Die Verformungen infolge einsetzender Austrocknung nehmen beim LC20/22 schnell zu und nähern sich erst nach mehreren Jahren der Trockenlagerung einem Endwert. Bei dem hochfesten Leichtbeton LC70/77 ist dagegen schon nach ca. 450 Tagen trockener Lagerung keine weitere, wesentliche Änderung der Verformungen zu beobachten. Zu diesem Zeitpunkt betragen die Verformung ca. 95 % des prognostizierten Endwerts für das Trocknungsschwinden.

Aus Untersuchungen zum Schwindverhalten von normalschwerem Beton ist bekannt, dass das Schwinden von Beton maßgeblich durch den Wasserverlust infolge von Austrocknung beeinflusst wird. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde überprüft, ob auch bei den hier untersuchten Leichtbetonen ein Zusammenhang zwischen der Schwindverformung und dem **Masseverlust** besteht. Dafür wurden die unversiegelt gelagerten Probekörper der Serien S20g2, S45g2 und S70g2 (jeweils ein Probekörper pro Serie) zu Beginn der Schwindmessung auf den elektronischen Wäge-

zellen platziert, so dass die Verformung der Schwindproben und deren Masseverlust mittels der computergesteuerten Messanlage zeitgleich erfasst werden konnten (s. a. Abschnitt 3.4.4.2). Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in den Bildern 30 und 31 zusammengestellt.

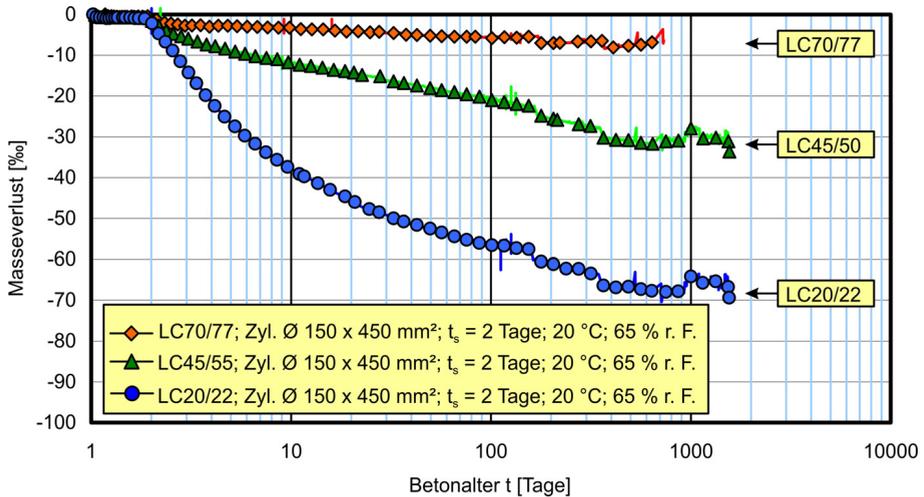


Bild 30: Zeitlicher Verlauf der Masseänderungen der untersuchten Leichtbetone, gemessen an unversiegelt gelagerten Schwindproben; Trocknungsbeginn der Proben $t_s = 2$ Tage

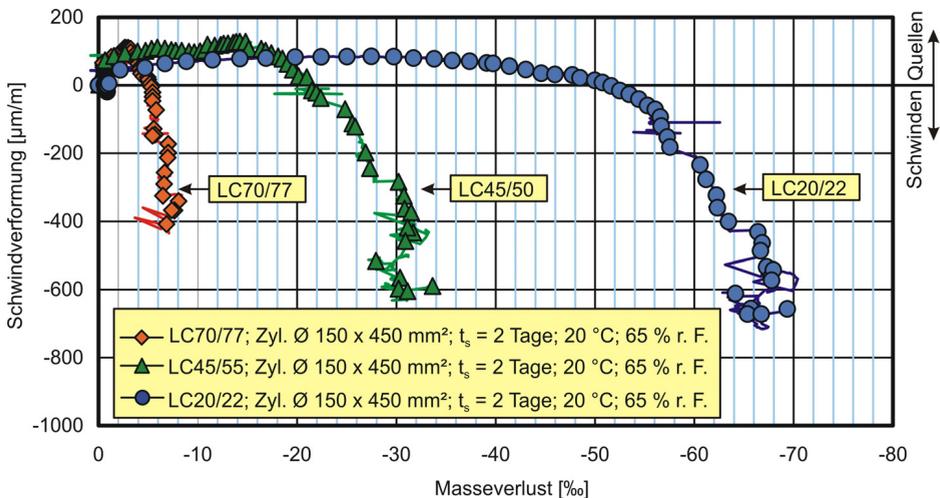


Bild 31: Zusammenhang zwischen der Schwindverformung und dem Masseverlust der untersuchten Leichtbetone, gemessen an unversiegelt gelagerten Schwindproben; Trocknungsbeginn der Proben $t_s = 2$ Tage

Der im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen ermittelte Masseverlust betrug nach 1000 Tagen Beobachtungsdauer ca. 0,7 M.-% (extrapolierter Wert) für den hochfesten Leichtbeton LC70/77, 2,8 M.-% für den Leichtbeton LC45/50 und 6,4 M.-% für den Leichtbeton LC20/22. Während sich die zeitliche Entwicklung des Masseverlusts beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 nach ca. 180 Tagen deutlich verlangsamt und praktisch den Endwert erreicht hat, wurde bei den normalfesten Leichtbetonen erst nach ca. 600 Tagen (LC45/50) bzw. 800 Tagen (LC20/22) Massekonstanz festgestellt (vgl. Bild 30).

Aus Bild 31 wird deutlich, dass bei den untersuchten Leichtbetonen keine eindeutige Abhängigkeit zwischen dem Schwinden und dem Masseverlust der hier betrachteten Leichtbetone festgestellt werden kann. Im Gegensatz zu den bekannten Schwinduntersuchungen an normalschwerem Beton (s. z. B. [85]), weisen alle hier untersuchten Leichtbetone trotz eines stetigen Masseverlusts (vgl. Bild 30) ausgeprägte Quellverformungen zu Beginn der Messung auf. Die Ursachen für dieses Verhalten von Leichtbetonen werden ausführlich in Kapitel 5 diskutiert.

4.5 Kriechen

Im Rahmen der durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurde das Kriechverhalten der normal- und hochfesten Leichtbetone der Güte LC20/22, LC45/50 und LC70/77 eingehend untersucht. Analog zu den Schwindversuchen (s. Abschnitt 4.4) wurden dabei die maßgebenden, das Kriechen beeinflussenden Versuchsparameter entsprechend Kapitel 2 variiert, um eine abschließende Überprüfung bzw. Optimierung des Vorhersageverfahrens nach DIN 1045-1 anhand der erzielten Ergebnisse zu ermöglichen. Im Einzelnen wurde der Einfluss des Belastungsalters t_0 ($t_0 = 2, 28$ und 182 Tage), der Probenabmessungen (zylindrische Probekörper $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ und $75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$) und des Belastungsniiveaus (Lasthöhe von 20 und 40 % der Betondruckfestigkeit zum Zeitpunkt der Belastung) auf das Kriechen von Leichtbeton experimentell überprüft. Darüber hinaus wurden die Kriechverformungen von unversiegelt und versiegelt gelagerten Parallelproben zur Quantifizierung des Grund- und Trocknungskriechens kontinuierlich erfasst und ausgewertet.

Tabelle 11: Überblick über die durchgeführten Kriechversuche

Beton	Serie ¹⁾	Abmessungen Zylinder Ø x h [mm]	Lagerung ²⁾	Belastungsalter t_0 [Tage]	Festigkeit $f_{cm}(t_0)$ [N/mm ²]	E-Modul ³⁾ $E_{com}(E_{cm})$ [kN/mm ²]	El. Anfangsverformung $\epsilon_{ci}(t_0)$ [µm/m]	Kriechspannung $\sigma_c(t_0)$ ⁴⁾ [N/mm ²]	$\frac{\sigma_c(t_0)}{f_{cm}(t_0)}$ [-]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
LC70/77 D2,0	K70g2-40	150 x 450	tr. (C)	2	57	31,7 (27,9)	772	22,07	0,38
	K70g2v-40 ⁶⁾		vers. (D)				875	22,55	0,39
	K70g2-20 ⁶⁾		tr. (C)				401	11,15	0,19
	K70k2-40 ⁶⁾	75 x 225	tr. (C)	48	709		19,40	0,41	
	K70g28v-40	vers. (D)	28		84		986	31,96	0,38
	K70g28-40 ⁶⁾	150 x 450		tr. (C)			1032	31,48	0,37
	K70g28-20			tr. (C)			521	16,10	0,19
	K70g180-40	150 x 450	tr. (C)	182	91		1013	36,01	0,39
LC45/50 D1,6	K45g2-40	150 x 450	tr. (C)	2	32	19,0 (15,4)	795	12,09	0,38
	K45g2v-40 ⁶⁾		vers. (D)				821	12,35	0,38
	K45g2-20 ⁶⁾		tr. (C)				413	6,28	0,20
	K45k2-40 ⁶⁾	75 x 225	tr. (C)	31	858		13,16	0,42	
	K45g28v-40	vers. (D)	28		54		1117	21,08	0,39
	K45g28-40 ⁶⁾	150 x 450		tr. (C)			1113	19,74	0,36
	K45g28-20			tr. (C)			572	10,22	0,19
	K45g180-40	150 x 450	tr. (C)	182	55		1187	21,29	0,39
LC20/22 D1,4	K20g2-40	150 x 450	tr. (C)	2	15	12,5 (10,4)	589	5,61	0,37
	K20g2v-40 ⁶⁾		vers. (D)				549	5,36	0,35
	K20g2-20 ⁶⁾		tr. (C)				243	2,48	0,16
	K20k2-40 ⁶⁾	75 x 225	tr. (C)	15	-		5,29	0,36	
	K20g28v-40	vers. (D)	28		30		844	11,11	0,37
	K20g28-40 ⁶⁾	150 x 450		tr. (C)			971	11,58	0,38
	K20g28-20			tr. (C)			513	5,48	0,18
	K20g180-40	150 x 450	tr. (C)	182	35		1107	13,39	0,38

- 1) Jede Serie besteht aus jeweils zwei Probekörpern
- 2) Angaben über verwendete Bezeichnungen für die Lagerungsart einzelner Serien können Tabelle 7 entnommen werden
- 3) Mittelwert für den Tangentenmodul E_{com} sowie, in Klammer, Sekantenmodul E_{cm} im Alter von 28 Tagen
- 4) Mittelwert der kriecherzeugenden Spannung über die gesamte Belastungsdauer
- 5) Versuch musste wegen aufgetretener technischer Probleme vorzeitig abgebrochen werden
- 6) Versuche mit einer Belastungsdauer von 120 bis 154 Tagen

Tabelle 11 gibt einen Überblick über die durchgeführten Kriechversuche, die verwendeten Bezeichnungen der Kriechproben und die relevanten Prüfbedingungen. Zu letzteren gehören die im Versuch ermittelte elastische Anfangsverformung $\epsilon_{ci}(t_0)$ (Spalte 8), die kriecherzeugende Spannung $\sigma_c(t_0)$ (Spalte 9) sowie der Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0)$ (Spalte 10), dessen Werte für die jeweiligen Betonserien sich aus dem Quotienten des Mittel-

werts der kriecherzeugenden Spannung über die gesamte Belastungsdauer und der mittleren Druckfestigkeit des Leichtbetons zum Zeitpunkt der Belastung errechnen. Wie man Tabelle 11 (Spalte 10) entnehmen kann, weichen versuchstechnisch bedingt die Werte für den tatsächlich im Versuch ermittelten Belastungsgrad von den Sollwerten nach Tabelle 4 geringfügig ab.

Des Weiteren können dieser Tabelle auch ausgewählte charakteristische Daten der untersuchten Leichtbetone der Güte LC20/22, LC45/50 und LC70/77 entnommen werden. Spalte 7 enthält die Angaben zu dem mittleren Tangentenmodul E_{com} sowie zu dem in einem Parallelversuch ermittelten Sekantenmodul E_{cm} (in Klammern) im Alter von 28 Tagen.

Der **Einfluss des Belastungsalters** auf die Kriechverformung der untersuchten Leichtbetone wurde an Zylindern mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von 450 mm bestimmt, die im Alter von 2, 28 bzw. 182 Tagen belastet wurden. In den Bildern 32 bis 34 sind die Ergebnisse dieser Untersuchungen (Versuche mit langer bzw. kurzer Belastungsdauer gemäß Tabelle 11) für versiegelt und unversiegelt gelagerte Kriechproben dargestellt.

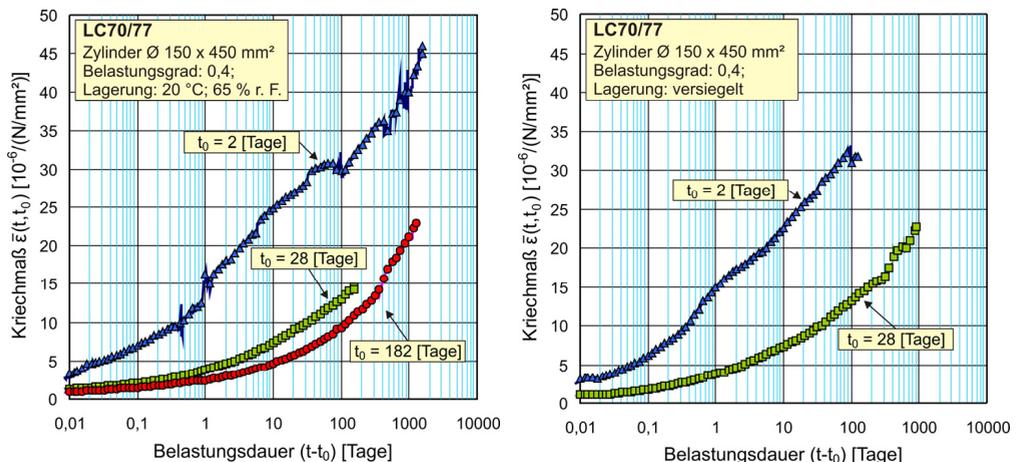


Bild 32: Einfluss des Belastungsalters auf die Kriechverformung des Leichtbetons LC70/77 für unversiegelt (links) und versiegelt (rechts) gelagerte Kriechproben

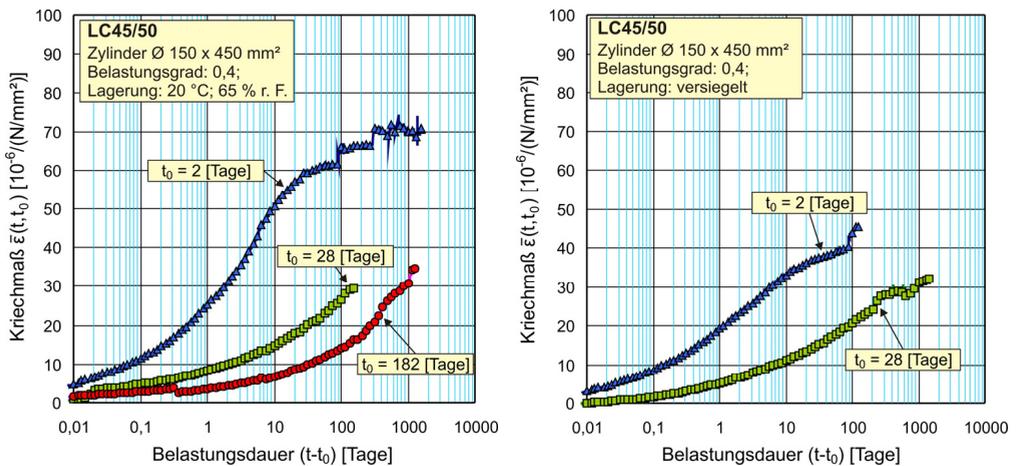


Bild 33: Einfluss des Belastungsalters auf die Kriechverformung des Leichtbetons LC45/50 für unversiegelt (links) und versiegelt (rechts) gelagerte Kriechproben

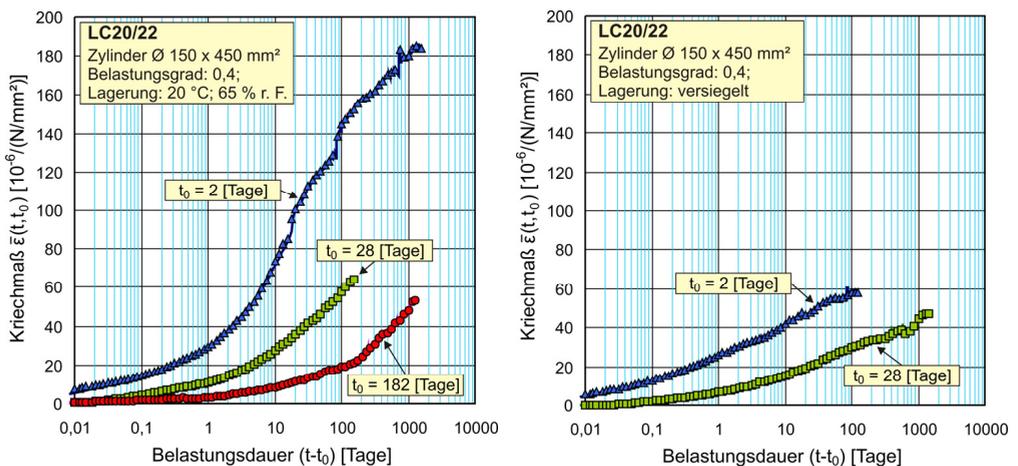


Bild 34: Einfluss des Belastungsalters auf die Kriechverformung des Leichtbetons LC20/22 für unversiegelt (links) und versiegelt (rechts) gelagerte Kriechproben

Wie man den Bildern 32 bis 34 entnehmen kann, nimmt die Größe der Kriechverformung unabhängig von der Lagerungsart bei allen untersuchten Leichtbetonen mit steigendem Belastungsalter deutlich ab.

In Tabelle 12 sind die Kriechzahlen zu den in diesen Bildern gezeigten Kurven für eine Belastungsdauer von 100 Tagen sowie die Kriechzahlen nach 365 Tagen Belastungsdauer angegeben (falls für diese Belastungsdauer keine Messwerte vorlagen, wurden die Werte auf der Grundlage der vorliegenden Daten durch Extrapolation nach Gl. (14) bestimmt). Die beiden letzten Spalten dieser Tabelle enthalten jeweils den Quotienten aus der Kriechzahl für die Belastungsalter von 2 bzw. 182 Tagen und die Kriechzahl für ein Belastungsalter von 28 Tagen.

Tabelle 12: Einfluss des Belastungsalters auf das Kriechen der untersuchten Leichtbetone LC20/22, LC45/50 und LC70/77

Beton	Serie	Belastungsalter t_0 [Tage]	Lagerung ²⁾	Kriechzahlen		Quotient $\varphi(t, t_0)/\varphi(t, t_0=28)$	
				$\Phi_{100}(t, t_0)$ $t-t_0 = 100$ T.	$\Phi_{365}(t, t_0)$ $t-t_0 = 365$ T.	$\Phi_{100}(t, t_0)$ $t-t_0 = 100$ T.	$\Phi_{365}(t, t_0)$ $t-t_0 = 365$ T.
LC70/77 D2,0	K70g2-40	2	trocken (C)	0,947	1,113	2,249	2,062
	K70g28-40	28		0,421	0,540 ¹⁾	1	1
	K70g180-40	182		0,296	0,450	0,702	0,833
	K70g2v-40	2	vers. (D)	0,977	1,010 ¹⁾	2,345	1,830
	K70g28v-40	28		0,415	0,552	1	1
LC45/50 D1,6	K45g2-40	2	trocken (C)	1,254	1,326	2,340	1,816
	K45g28-40	28		0,536	0,730 ¹⁾	1	1
	K45g180-40	182		0,267	0,420	0,499	0,576
	K45g2v-40	2	vers. (D)	0,830	1,100 ¹⁾	2,123	2,083
	K45g28v-40	28		0,391	0,528	1	1
LC20/22 D1,4	K20g2-40	2	trocken (C)	1,817	2,045	2,513	2,272
	K20g28-40	28		0,723	0,900 ¹⁾	1	1
	K20g180-40	182		0,237	0,424	0,328	0,471
	K20g2v-40	2	vers. (D)	0,727	0,770 ¹⁾	1,944	1,745
	K20g28v-40	28		0,374	0,441	1	1

1) Werte extrapoliert nach Gl. (14)

2) Angaben über verwendete Bezeichnungen für die Lagerungsart einzelner Serien können Tabelle 7 entnommen werden

Der **Einfluss der Bauteilabmessungen** auf das Kriechen von Leichtbeton ist in Bild 35 dargestellt.

Die in Bild 35 dargestellten Ergebnisse für den Beton LC45/50 zeigen, dass Kriechproben mit kleineren Querschnittsabmessungen ($\emptyset \times h = 75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$) erwartungsgemäß eine schnellere Entwicklung der Kriechverformung aufweisen als größere Proben ($\emptyset \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$). Mit steigender Festigkeit bzw. sinkendem Wasserbindemittelwert nimmt der Einfluss der Bauteilabmessungen auf das Kriechverhalten

von Leichtbeton stark ab und ist beim hochfesten LC70/77 von geringer Signifikanz.

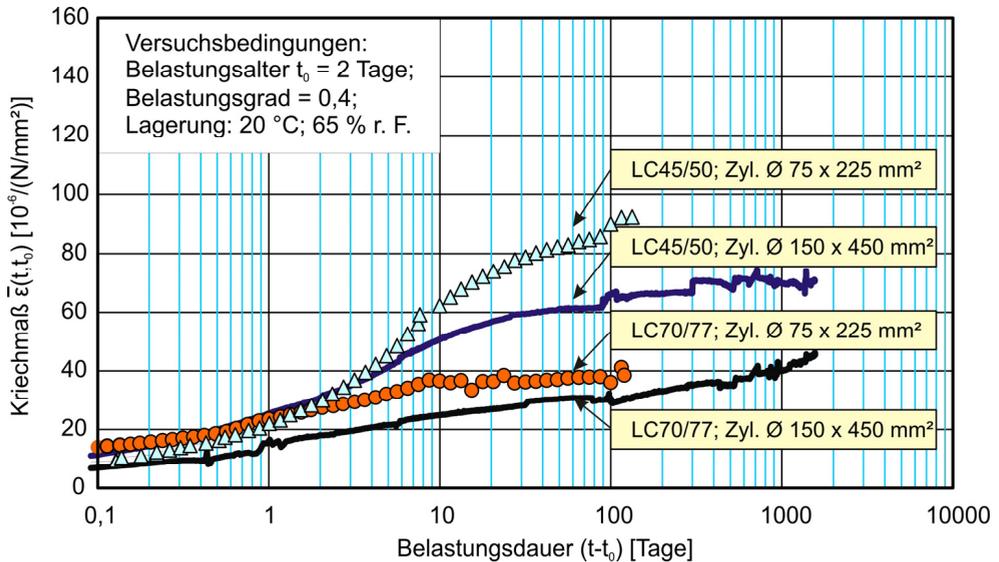


Bild 35: Einfluss der Bauteilabmessungen auf den zeitlichen Verlauf der Kriechverformung, ermittelt an zylindrischen Proben $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ und $75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$ für die Leichtbetone LC45/50 bzw. LC70/77; Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$

Das **Grund- und Trocknungskriechen** normal- und hochfester Leichtbetone wurde sowohl an den versiegelt als auch unversiegelt gelagerten Proben untersucht. In Bild 36 sind die zeitlichen Verläufe der Kriechverformung für versiegelt und unversiegelt gelagerte Kriechproben ($\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$) der Leichtbetone LC20/22, LC45/50 und LC70/77 im Alter von 28 Tagen dargestellt.

Da das Trocknungskriechen, ähnlich dem Trocknungsschwinden, maßgeblich vom Wassergehalt und Gelporenanteil in der Zementsteinmatrix abhängig ist, nimmt der Trocknungskriechanteil – die Differenz zwischen den Verformungen der jeweiligen versiegelten und unversiegelten Proben – mit steigender Druckfestigkeit, d. h. mit sinkendem Wassergehalt und Wasserzementwert, ab.

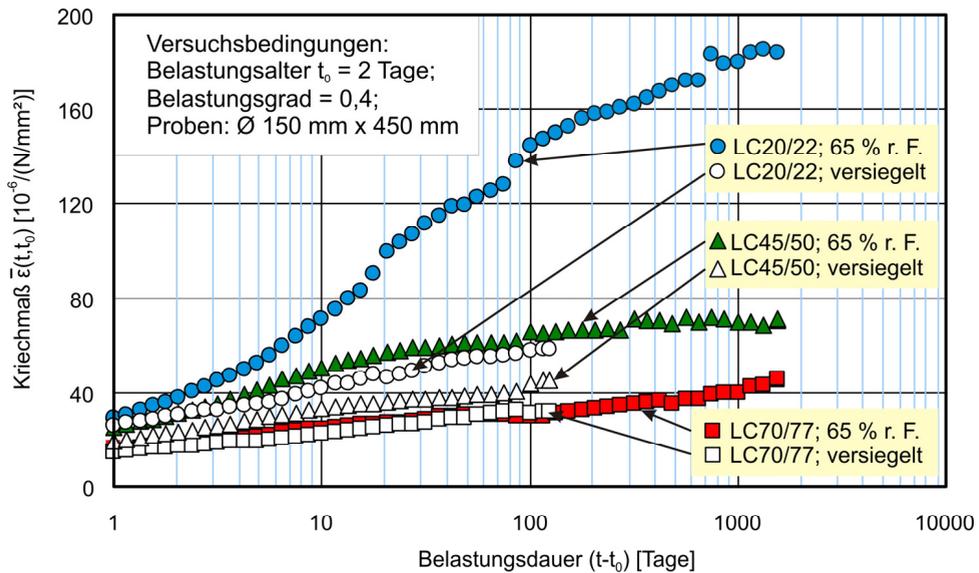


Bild 36: Zeitlicher Verlauf der Kriechmaße von versiegelt und unversiegelt gelagerten zylindrischen Proben $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$; Belastungsalter $t_0 = 2$ Tage; Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$

Die **Linearität des Kriechens** (d. h. dass Kriechverformung und kriecherzeugende Spannung proportional zueinander sind) ist u. a. eine Grundvoraussetzung für eine uneingeschränkte Anwendbarkeit des Superpositionsprinzips (s. Abschnitt 6.4). Aus Untersuchungen an normalschweren Betonen (s. z. B. [25], [73]) ist seit langer Zeit bekannt, dass die Kriechverformung nur bis zu einem Belastungsgrad von ca. $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$ als annähernd linear angenommen werden darf. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurde unter anderem der Frage nachgegangen, ob diese Grenze auch für normal- und hochfeste Leichtbetone Gültigkeit besitzt. Hierzu wurden die Kriechverformungen an Proben mit gleichen Abmessungen, die unter sonst identischen Umgebungsbedingungen gelagert wurden, bei einem Belastungsgrad von $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,2$ bzw. $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$ gemessen. Zusätzlich wurde untersucht, ob sich mit steigendem Belastungsalter die Linearitätsgrenze verändert. Dafür wurden die Proben, wie oben beschrieben, im Alter von 2 und 28 Tagen mit einer Spannung von 20 % bzw. 40 % der Bruchlast belastet.

In den Bildern 5.1 bis 5.3 (Anhang A5) sind die Kriechdehnungen von Proben mit gleichem Belastungsalter t_0 nach einer Belastungsdauer von 1, 10 und 100 Tagen in Abhängigkeit von der kriecherzeugenden Spannung auf-

getragen. Wären die Spannungen und die Kriechdehnungen einander exakt proportional, müssten die eingetragenen Punkte für die gleiche Belastungsdauer ($t-t_0$) auf einer Geraden durch den Ursprung liegen. Dies kann jedoch nur annähernd für die untersuchten Leichtbetone festgestellt werden. Insbesondere nach einer kurzen Belastungsdauer nehmen die Kriechverformungen der normal- und auch der hochfesten Leichtbetone mit steigendem Belastungsgrad überproportional zu. Diese Unterschiede nehmen allerdings mit zunehmender Belastungsdauer wiederum etwas ab.

Tabelle 13: Einfluss der Spannungshöhe auf die Linearität des Kriechens der untersuchten Leichtbetone LC20/22, LC45/50 und LC70/77

Betone	Serie	Belastungsalter t_0 [Tage]	$\frac{\sigma_c(t_0)}{f_{cm}(t_0)}$ [-]	Kriechzahlen		Quotient $\frac{\varphi(\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4)}{\varphi(\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,2)}$	
				$\Phi_{100}(t,t_0)$	$\Phi_{365}(t,t_0)$	$\Phi_{100}(t,t_0)$	$\Phi_{365}(t,t_0)$
LC70/77	K70g2-40	2	0,4	0,947	1,113	1,288	1,446
	K70g2-20		0,2	0,735	0,770 ¹⁾		
	K70g28-40	28	0,4	0,421	0,540 ¹⁾	0,889	0,822
	K70g28-20		0,2	0,474	0,657		
LC45/50	K45g2-40	2	0,4	1,254	1,326	1,096	1,061
	K45g2-20		0,2	1,145	1,250 ¹⁾		
	K45g28-40	28	0,4	0,536	0,730 ¹⁾	1,268	1,068
	K45g28-20		0,2	0,423	0,684		
LC20/22	K20g2-40	2	0,4	1,817	2,045	1,160	1,002
	K20g2-20		0,2	1,566	2,040 ¹⁾		
	K20g28-40	28	0,4	0,723	0,900 ¹⁾	1,257	1,304
	K20g28-20		0,2	0,575	0,690		

¹⁾ Werte extrapoliert nach Gl. (14)

In Tabelle 13 sind für die jeweiligen Betone und Kriechversuche die Kriechzahlen nach einer Belastungsdauer von 100 Tagen sowie die ggf. extrapolierten Kriechzahlen nach 365 Tagen Belastungsdauer angegeben. In der letzten Spalte ist der Quotient aus den Kriechzahlen beim Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$ und beim Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,2$ aufgeführt. Diese Verhältniszahl ist ein Maß für die Nichtlinearität des Kriechens im Bereich der Gebrauchsspannungen, zumal unterstellt werden darf, dass die Kriechverformungen bis zu einem Belastungsgrad von $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,2$ spannungslinear sind, d. h. in ihrer Größe proportional zur einwirkenden Spannung auftreten.

5 Diskussion

5.1 Festigkeitseigenschaften

Die **Druckfestigkeit** ist der zentrale Parameter zur Charakterisierung eines Betons. Mit Hilfe dieses Kennwerts und den in den einschlägigen Normen angegebenen Beziehungen kann der entwerfende Ingenieur das Verformungsverhalten des Betons (d. h. den E-Modul, das Kriechen und Schwinden) abschätzen. Aus diesem Grund war es im Rahmen der vorliegenden Arbeit von zentraler Bedeutung, die Druckfestigkeit und deren zeitliche Entwicklung für die gewählten normal- und hochfesten Leichtbetone zu untersuchen und die in Abschnitt 4.1 sowie in Anhang A2 ausführlich dargestellten Versuchsergebnisse mit den Vorgaben der Norm DIN 1045-1 zu vergleichen.

Umrechnungsfaktoren für die Druckfestigkeit

Die Umrechnung der Druckfestigkeit, gemessen an Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm, in die Zylinderdruckfestigkeit kann, gemäß der Norm DIN 1045-1, mit Hilfe der in Tabelle 14 zusammengefassten Umrechnungsfaktoren erfolgen.

Tabelle 14: Umrechnungsfaktoren für die Druckfestigkeit zur Berücksichtigung der Probekörpergeometrie, ermittelt aus Versuchsergebnissen und nach DIN 1045-1

Festigkeits- bzw. Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		$f_{lcm}/f_{lcm,cube}$	
		gemessen	DIN 1045-1
LC70/77 D2,0	F9.5, Natursand	1,00	0,92
LC45/50 D1,6	F8, Liapor-Sand K	0,92	0,92
LC20/22 D1,4	F6, Liapor-Sand K	0,93	0,93

Für die untersuchten normalfesten Leichtbetone der Güte LC20/22 bzw. LC45/50 ergab sich eine gute Übereinstimmung der o. g. Umrechnungsfaktoren mit den Vorgaben in der DIN 1045-1. Beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 hingegen sind die Werte für die gemessene Druckfestigkeit an Würfeln bzw. Zylindern annähernd identisch. Der ermittelte Umrechnungsfaktor betrug ca. 1,0 und lag somit deutlich über dem mit 0,92 in

der DIN 1045-1 angegebenen Wert (s. Tabelle 14). Nach [41] kann dieser Sachverhalt mit der gegenüber Normalbeton geringeren Querdehnung von Leichtbetonproben beim Erreichen der Maximallast erklärt werden. Die Querdehnungen erzeugen durch die Reibung zwischen Prüfkörper und Stahlprüfplatte je nach Geometrie der Kontaktfläche unterschiedlich hohe Scherspannungen (s. a. [65]), die letztendlich die Druckfestigkeit der Prüfkörper beeinflussen.

Der Einsatz von Gesteinskörnungen auf Blähtonbasis mit relativ hohen Kornfestigkeiten ermöglicht die Herstellung von Hochleistungsleichtbetonen bei gleichzeitig niedrigen Rohdichten. Im Vergleich zu normalschweren Betonen erzielen die Hochleistungsleichtbetone größere Verhältniswerte von Festigkeit zu Rohdichte. Dieser Wert wird auch als "Leistungsvermögen" eines Betons bezeichnet (siehe Bild 37).

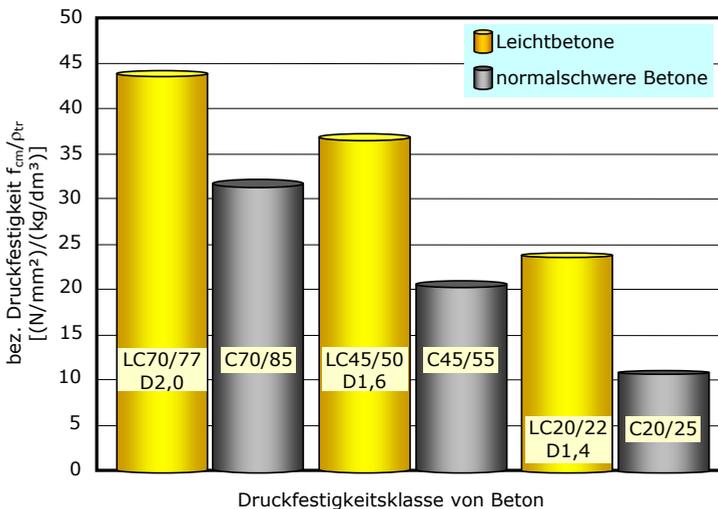


Bild 37: Gegenüberstellung der bezogenen Druckfestigkeit von Leichtbetonen LC20/22 D1,4, LC45/50 D1,6 und LC70/77 D2,0, hergestellt mit Liapor Blähtongesteinskörnung sowie von vergleichbaren normalschweren Betonen C20/25, C45/55 und C70/85

Im Hinblick auf die Bewertung des Leistungsvermögens von Leichtbetonen ist der in Bild 37 angegebene Quotient aus der Zylinderdruckfestigkeit und der Trockenrohddichte für die untersuchten Leichtbetone von besonderem Interesse. Je höher dieser Wert ist, umso größer ist die Massensparnis im Verhältnis zum Tragvermögen. Aufgrund des mit abnehmender Roh-

dichte ebenfalls sinkenden E-Moduls kann diese Gewichtsreduktion jedoch nicht voll im Bauwerk umgesetzt werden.

Zeitliche Entwicklung der Druckfestigkeit

Die zeitliche Entwicklung der Druckfestigkeit kann entsprechend CEB-FIP Model Code MC 90 [24] gemäß Gl. (16) und (17) beschrieben werden:

$$f_{cm}(t) = \beta_{cc}(t) \cdot f_{cm} \quad (16)$$

$$\beta_{cc}(t) = \exp\left[s \left[1 - \sqrt{\frac{28}{t/t_1}}\right]\right] \quad (17)$$

- mit: f_{cm} = mittlere Zylinderdruckfestigkeit [N/mm²];
 $f_{cm}(t)$ = mittlere Zylinderdruckfestigkeit im Betonalter t [N/mm²];
 t = Betonalter [Tage];
 t_1 = Bezugsalter = 1 Tag;
 s = Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Zementart nach Tabelle 15;
 $\beta_{cc}(t)$ = Zeitfunktion für die Druckfestigkeit nach Gl. (17).

In Bild 38 sind die Ergebnisse der Druckfestigkeitsprüfung an Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm, bezogen auf die Druckfestigkeit nach 28 Tagen, über einen Zeitraum von 365 Tagen dargestellt. Die ebenfalls eingezeichneten Linien zeigen den zeitlichen Verlauf der bezogenen Druckfestigkeit (entspricht dem Beiwert $\beta_{cc}(t)$ nach Gl. (17)) für normalschwere Betone. An dieser Stelle sei daran erinnert, dass die Leichtbetone LC45/50 und LC70/77 mit einem Zement CEM I 42,5 R-HS hergestellt wurden, der entsprechend der Einteilung in [24] der Klasse RS (schnell erhärtender hochfester Zement) zuzuordnen ist (siehe Tabelle 17). Für die Herstellung des Leichtbetons LC20/22 wurde der Zement CEM I 32,5 R in Verbindung mit Steinkohleflugasche (33 M.-% bezogen auf den Zementgehalt) verwendet, der entsprechend der Angaben in Tabelle 15 als N-, R-Zement klassifiziert werden kann.

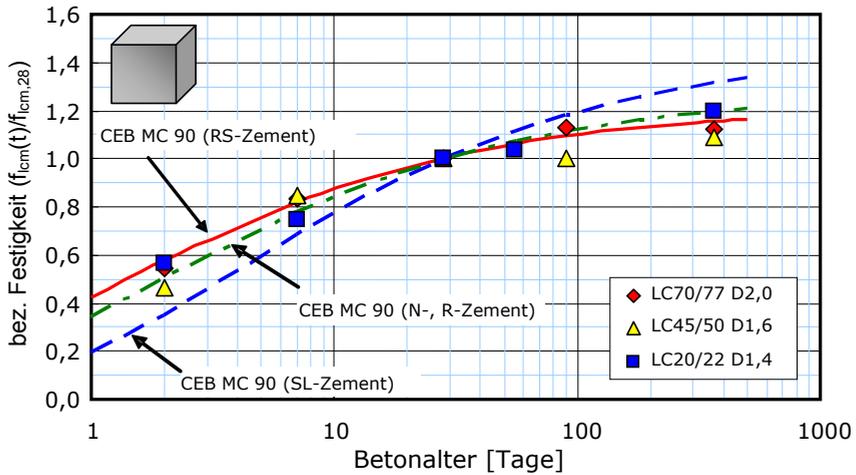


Bild 38: Gegenüberstellung des im Versuch ermittelten zeitlichen Verlaufs der Druckfestigkeit für Leichtbetone LC20/22, LC45/50 und LC70/77 (Würfel mit 150 mm Kantenlänge) sowie der nach CEB MC 90 [24] berechneten zeitlichen Entwicklung der Druckfestigkeit für einen entsprechenden normalschweren Beton

Tabelle 15: Zuordnung der Zementtypen nach EC 2 [40] zu den Zementfestigkeitsklassen nach DIN EN 197-1 sowie Werte des Koeffizienten s nach Gl. (17) bzw. Gl. (19) in Abhängigkeit von der Druckfestigkeit und der Zementart des Betons

Betonfestigkeit f_{cm} [N/mm ²]	Zementtyp nach EC 2	Festigkeitsklassen	Beiwert s [-]
≤ 60	langsam erhärtende Zemente (SL)	32,5 N	0,38
	normal oder schnell erhärtende Zemente (N, R)	32,5 R; 42,5 N	0,25
	schnell erhärtende hochfeste Zemente (RS)	42,5 R; 52,5	0,20
> 60	alle Zemente		0,20

Aus Bild 38 ist erkennbar, dass die Frühfestigkeit von LC45/50 und LC70/77 (im Alter von 2 Tagen) unterhalb der Vorhersagekurve für hochfeste bzw. für mit RS-Zement hergestellte normalschwere Betone liegt. Die für diese Leichtbetone ermittelte Frühfestigkeit entspricht eher der Frühfestigkeit von Beton, der mit normal erhärtendem Zement hergestellt

wurde (vgl. Kurve für N-, R-Zement in Bild 38). Dies könnte auf einen erhöhten Feuchtegehalt in der Umgebung der porösen, vorgehärteten Blähtongesteinskörnung und die dadurch anfangs niedrigere Festigkeit dieses Bereichs zurückgeführt werden. Durch die schnell fortschreitende Hydratation des Zementsteins wird dieser Feuchteüberschuss in den oberflächennahen Bereichen des Gesteinskorns jedoch schnell verbraucht, was zu einem deutlichen Anstieg der Druckfestigkeit führt.

Die an Prismen mit den Abmessungen 40 mm x 40 mm x 160 mm durchgeführten Druckfestigkeitsuntersuchungen zeigten einen ähnlichen Trend (s. Bild 22). Der dabei festgestellte geringfügige Abfall der Druckfestigkeit im Alter $t \geq 90$ Tage wird in den Fällen, in denen er statistisch signifikant ist, auf eine leichte Reaktivität der Blähtongesteinskörnung zurückgeführt.

Die Tatsache, dass sich die Blähtongesteinskörnung, im Gegensatz zu den meisten natürlichen Gesteinskörnungen, nicht inert verhält, ist bekannt (s. [90]). Dieses Verhalten leichter Gesteinskörnungen wurde bis jetzt nur positiv bewertet, da durch die Reaktion der durch den Brennprozess auf der Kornoberfläche entstandenen puzzolanen Stoffe ein besserer Verbund zwischen Korn und Matrix erreicht wird. Im Falle einer fortschreitenden chemischen Reaktion zwischen der festen Schale der Kornoberfläche (Sinterhaut) und der Matrix ist davon auszugehen, dass die entstandene Kontaktzone, ähnlich wie die Zementsteinmatrix, auf Wasserentzug infolge innerer Austrocknung reagiert. Die Folge ist eine zunehmende Mikrorissbildung, durch die die Festigkeit der Matrix reduziert wird. Da die mechanischen Eigenschaften der Sinterhaut maßgebend für die Kornfestigkeit der porösen leichten Gesteinskörnung sind, kann die Mikrorissbildung im Bereich der Sinterhaut zu einer Reduzierung der Kornfestigkeit und somit zum beobachteten Rückgang der Betonfestigkeit führen. Die durch diesen Mechanismus verursachte Abnahme der Druckfestigkeit bei normal- und hochfesten Leichtbetonen ist jedoch begrenzt und führt nicht wie eine Alkali-Kieselsäurereaktion zu einem vollständigen Festigkeitsverlust bzw. zu einer Zerstörung des Betons.

5.2 Elastisches Verformungsverhalten

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurden die Werte für den statischen Sekantenmodul im Alter von 28 Tagen E_{1cm} für die betrachteten Leichtbetone erfasst. Die in Abschnitt 4.2 dargestellten Ergebnisse dieser

Untersuchungen sind in Tabelle 16 zusammengestellt und werden dort mit den in der aktuellen DIN 1045 angegebenen E-Modul-Werten verglichen.

Die Leichtbetone LC45/50 und LC70/77 weisen demnach etwas geringere als die in DIN 1045-1 angegebenen Werte für den Sekantenmodul auf, während bei dem Leichtbeton LC20/22 dagegen ein um 16 % höherer E-Modul-Wert gemessen wurde.

Tabelle 16: Sekanten-E-Modul nach DIN 1045-1 im Vergleich zu den Versuchsergebnissen

Festigkeits- bzw. Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Sekanten-E-Modul, E_{cm} [N/mm ²]		
		gemessen	DIN 1045-1	Abweichung, F $\frac{E_{cm, Vers.} - E_{cm, DIN}}{E_{cm, Vers.}} \cdot 100\%$
LC70/77 D2,0	F9.5, Natursand	27900	32700	-17 %
LC45/50 D1,6	F8, Liapor-Sand K	15400	17400	-13 %
LC20/22 D1,4	F6, Liapor-Sand K	10400	8700	+16 %

Die Bestimmung des Tangentenmoduls $E_{c0}(t_0)$ erfolgte, wie bereits in Abschnitt 3.4.5 erläutert, anhand der bei der Belastung der Betonproben im Kriechstand ermittelten elastischen Augenblicksverformung $\epsilon_{ci}(t_0)$ (s. Tabelle 11) und der dazugehörigen Spannung $\sigma_c(t_0)$. Dabei wurden z. T. deutliche Differenzen zwischen den Werten für den Sekantenmodul E_{cm} und den Tangentenmodul E_{c0} festgestellt.

Im Gegensatz zu normalschweren Betonen, bei denen E_{c0} um ca. 10 % größere Werte aufweist als E_{cm} , wurden bei den untersuchten normalfesten Leichtbetonen um bis zu 20 % größere Werte für E_{c0} ermittelt. Der Tangentenmodul E_{c0} vom hochfesten Leichtbeton LC70/77 lag ca. 12 % über dem im Versuch ermittelten Sekantenmodul E_{cm} . Der Grund für diese Unterschiede ist nicht in dem für den Leichtbeton charakteristischen Spannungs-Dehnungsverhalten (s. Abschnitt 3.4.2), sondern in den messtechnischen Einflüssen auf die experimentell ermittelten Werte für den Sekanten- und Tangenten-E-Modul zu suchen. Während die Ermittlung des Sekanten-E-Moduls mittels einer kontrolliert kraftgesteuerten Prüfmaschine erfolgte, wurde der Tangenten-E-Modul anhand der im Kriechstand mit einer manuell gesteuerten Belastungseinrichtung, d. h. mit unkontrollierter Belastungsge-

schwindigkeit (s. Abschnitt 3.4.4.3), gewonnenen Messwerte für die Augenblicksverformung und der zugehörigen Spannung errechnet.

Eine weitere mögliche Erklärung für den vergleichsweise großen Unterschied zwischen dem Tangenten- und dem Sekantenmodul könnte neben den genannten technischen Ursachen darauf beruhen, dass die Art der zyklischen Belastung zur Ermittlung des Sekantenmoduls eine erhöhte Rissbildung bewirkt, die sich in einer größeren Verformbarkeit, d. h. einem scheinbar kleineren E-Modul, auswirkt. Eine weitergehende Differenzierung beider genannten Einflussgrößen ist jedoch auf Grundlage der vorliegenden Datenbasis nicht möglich.

Zeitliche Entwicklung des Elastizitätsmoduls

Im Hinblick auf das Verformungsverhalten von Beton kann die genaue Kenntnis der elastischen Verformungen bei der Erstbelastung der Betonkonstruktion – d. h. des Tangenten-E-Moduls – für den entwerfenden Ingenieur von entscheidender Bedeutung sein, insbesondere dann, wenn es sich um die Bemessung verformungsempfindlicher Betonbauwerke handelt. Zur genauen Abschätzung dieser Verformungen liefert DIN 1045-1 Angaben zur Bestimmung des Tangenten-E-Moduls im Alter von 28 Tagen für unterschiedliche Betone (s. a. Gl. (18)). Aufgrund der hohen Bedeutung des Tangenten-E-Moduls für die einschlägigen Bemessungsverfahren und der Tatsache, dass die elastische Verformung zum Zeitpunkt der Belastung sowie die zeitliche Entwicklung des E-Moduls bei der Ermittlung der Kriechfunktion (s. Gl. (11)) bekannt sein muss, wird in nachstehendem Abschnitt kurz auf die Thematik der E-Modul-Modellierung eingegangen.

Der Elastizitätsmodul des Betons wird maßgebend durch die mechanischen Eigenschaften der Gesteinskörnung und der Zementsteinmatrix bestimmt. Mit steigender Steifigkeit der Gesteinskörnung, sinkendem Wasserzementwert der Zementsteinmatrix sowie sinkendem Zementleimgehalt im Beton nimmt die Größe des E-Moduls zu. Zur Abschätzung des E-Moduls eines normalschweren Betons wurde in der DIN 1045-1 ein empirischer Ansatz aus dem CEB MC 90 [24] bzw. dem Eurocode 2 [40] übernommen. Danach kann die Größe des Elastizitätsmoduls in beliebigem Alter aus der Druckfestigkeit des Betons unter Berücksichtigung der Art der verwendeten Gesteinskörnung gemäß nachstehend angegebenen Gleichungen ermittelt werden. Zur besseren Übersichtlichkeit bzw. zur weite-

ren statistischen Bewertung werden nachfolgend alle relevanten mathematischen Formeln bzw. Hinweise zur Bestimmung des E-Moduls gemäß der Angaben in [28], [30] und [40] wiedergegeben.

Die Größe des Tangenten-E-Moduls E_{c0m} des Betons im Alter von 28 Tagen wird gemäß DIN 1045-1 [30] nach Gl. (18) berechnet:

$$E_{c0m} = 9500 \cdot \sqrt[3]{f_{cm}} \quad (18)$$

mit f_{cm} = mittlere zylindrische Druckfestigkeit des Betons in [N/mm²]. Zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls des Betons im Alter $t \neq 28$ Tage kann gemäß der Angaben in [28] bzw. [40] Gl. (19) herangezogen werden:

$$E_{c0}(t) = E_{c0m} \cdot \exp\left(\frac{s}{2} \left[1 - \sqrt{\frac{28}{t}}\right]\right) \quad (19)$$

Der Beiwert s in Gl. (19) hängt vom verwendeten Zementtyp und der Druckfestigkeit des Betons ab und kann Tabelle 15 entnommen werden.

Gl. (18) gilt für die Verwendung von quarzitischer Gesteinskörnung. Beim Einsatz anderer Gesteinskörnungen ist der nach Gl. (18) ermittelte E-Modul E_{c0m} mit dem Faktor α_E aus Tabelle 4 zu multiplizieren (s. Gl. (20)):

$$E_{c0m,mod} = \alpha_E \cdot E_{c0m} \quad (20)$$

Tabelle 17: Beiwert α_E zur Berücksichtigung des Einflusses der Art der Gesteinskörnung auf den E-Modul von Beton nach [28] bzw. [40]

Art der Gesteinskörnung	Korrekturbeiwert α_E
Basalt, dichter Kalkstein	1,05 – 1,45 (im Mittel: 1,2)
Quarz, Quarzite	0,80 – 1,20 (im Mittel: 1,0)
Kalkstein	0,70 – 1,10 (im Mittel: 0,9)
Sandstein	0,55 – 0,85 (im Mittel: 0,7)

Die nach Gln. (18) bis (20) berechneten Verformungskennwerte für den E-Modul von Normalbeton stellen Mittelwerte dar, die sich bei üblicher Zusammensetzung eines Konstruktionsbetons einstellen. Für die angegebenen Kennwerte bzw. Mittelwerte gelten gewisse Streumaße, die ggf. be-

rücksichtigt werden müssen. Auf der Grundlage zahlreicher Untersuchungen (s. a. [24], [28]) kann angenommen werden, dass in der Praxis bis zu 20 % höhere oder aber auch bis zu 30 % niedrigere E-Moduln auftreten können als nach Gln. (18) - (20) errechnet.

Bei Leichtbeton ist der Einfluss der Gesteinskörnung auf die elastische Verformbarkeit des Betons deutlich stärker ausgeprägt als bei Normalbeton. Zur Berücksichtigung dieses Einflusses reichen die Druckfestigkeit des Betons bzw. die Art der Gesteinskörnung als Eingangsparameter in einem empirischen Ansatz alleine nicht mehr aus, um den E-Modul von Konstruktionsleichtbeton sicher abschätzen zu können. Systematische Untersuchungen (s. z. B. [41]) haben gezeigt, dass die Steifigkeit der leichten Gesteinskörnung unmittelbar von der Kornrohddichte abhängt. Mit sinkender Kornrohddichte nimmt die Steifigkeit der leichten Gesteinskörnung erfahrungsgemäß ab. Da die Kornrohddichte der verwendeten Gesteinskörnung in einem direkten Zusammenhang mit der Trockenrohddichte und damit der Rohdichteklasse des Leichtbetons steht, können die Verformungseigenschaften der leichten Gesteinskörnung indirekt über die Trockenrohddichte des Betons abgeschätzt werden.

Diese Erkenntnisse wurden bei der Ausarbeitung des Modells zur Berechnung des E-Moduls von Leichtbeton dahingehend berücksichtigt, dass der Ansatz in der DIN 1045-1 um einen zusätzlichen Beiwert η_E (s. Gl. (22)) erweitert wurde. Dabei hat man auf eine Unterscheidung nach der Art der verwendeten Gesteinskörnung, wie sie bei Normalbeton angewendet wird, verzichtet. Nach Gl. (21) ergibt sich bei der Betrachtung von gleich zusammengesetzten Leichtbetonen (Betone gleicher Druckfestigkeit) für den Beton mit geringerer Trockenrohddichte ein geringerer Wert des E-Moduls.

$$E_{lc0m} = E_{c0m} \cdot \eta_E \quad (21)$$

mit

$$\eta_E = \left(\frac{\rho}{2200} \right)^2 \quad (22)$$

Aufgrund der nahezu linearen Spannungs-Dehnungsbeziehung (vgl. Abschnitt 4.2) bei Leichtbeton im Gebrauchszustand kann nach Auffassung von Faust [41] der Tangenten-E-Modul E_{lc0} mit dem mittleren Sekanten-E-Modul $E_{lc m}$ gleichgesetzt werden.

Die Genauigkeit des oben beschriebenen empirischen Ansatzes wurde in der vorliegenden Arbeit durch eine statistische Auswertung umfangreicher Literaturdaten und eigener Ergebnisse überprüft (siehe Bilder 39 und 40).

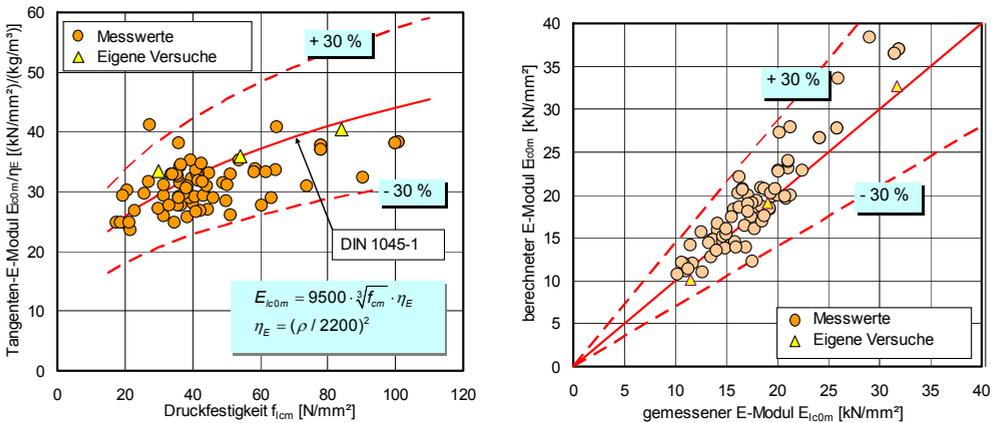


Bild 39: Vorhersagegenauigkeit des Ansatzes in der DIN 1045-1 zur Berechnung des Tangenten-E-Moduls E_{tc0m} im Alter von 28 Tagen; Zusammenstellung der Messergebnisse für den mittleren E-Modul E_{ic0m} aus diversen Literaturquellen sowie des anzusetzenden Streubereichs

In Bild 39 sind die Werte des mittleren E-Moduls E_{icm} im Alter von 28 Tagen aus insgesamt 14 Literaturquellen und eigenen Untersuchungsergebnissen dargestellt. Weiterhin zeigt Bild 39 die Kurve für die Vorhersage des E-Moduls nach Gl. (21).

Aus diesem Bild wird deutlich, dass der in der DIN 1045-1 gewählte Ansatz eine gute Abschätzung des E-Moduls erlaubt (dabei wird unterstellt, dass der Tangenten-E-Modul E_{tc0m} dem mittleren Sekanten-E-Modul E_{icm} im Alter von 28 Tagen gleichgesetzt werden darf). Tendenziell neigt das mathematische Modell, insbesondere bei hochfesten Leichtbetonen, dazu, die Größe des experimentell ermittelten E-Moduls zu überschätzen.

Bild 40 zeigt für die hier untersuchten Leichtbetone die auf das Alter von 28 Tagen bezogenen Werte des nach DIN 1048-5 ermittelten statischen E-Moduls (links) und des aus der elastischen Anfangsdehnung des Betons bei Belastung im Kriechversuch bestimmten Tangenten-E-Moduls (rechts) sowie die nach Gl. (19) berechneten zeitlichen Verläufe des E-Moduls für Betone in Abhängigkeit von der Zementart.

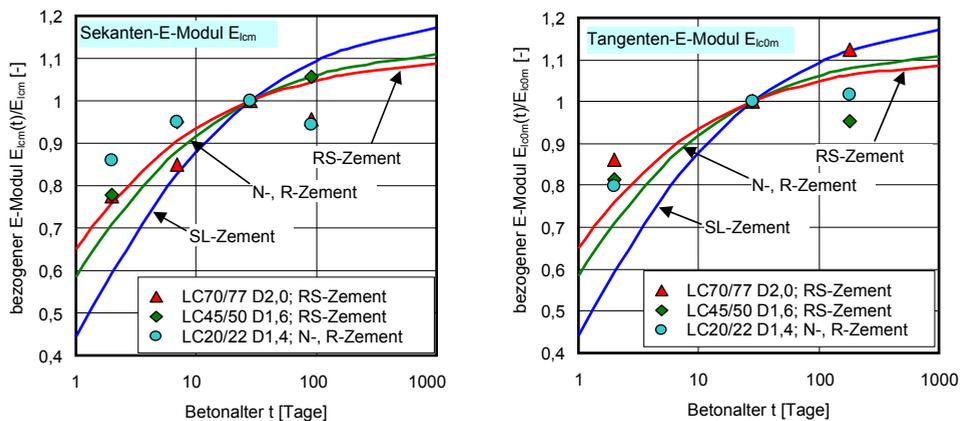


Bild 40: Gegenüberstellung des nach DIN 1048-5 ermittelten statischen Sekanten-E-Moduls (links) und des aus dem Kriechversuch bestimmten Tangenten-E-Moduls (rechts) mit der Vorhersage nach Gl. (19) für Betone mit unterschiedlichen Zementen

Beim Vergleich der Messwerte mit der Vorhersage nach Gl. (19) wird deutlich, dass die Größe des E-Moduls von Leichtbeton mit der Zeit nicht so stark ansteigt, wie vorhergesagt (vgl. Bild 40). Dies kann dadurch erklärt werden, dass bei Leichtbeton der Zementstein bereits nach wenigen Tagen der Hydratation den E-Modul der Gesteinskörnung erreicht bzw. übertrifft. Das Verformungsverhalten wird ab diesem Zeitpunkt im Wesentlichen durch die vergleichsweise weiche leichte Gesteinskörnung bestimmt. Der E-Modul steigt nur noch geringfügig an [45]. Des Weiteren wurde bei fast allen untersuchten Leichtbetonen eine leichte Abnahme des E-Moduls im Alter $t \geq 90$ Tage festgestellt. Ähnlich wie bei der Festigkeitsentwicklung (s. a. Abschnitt 5.1) kann dieser Sachverhalt auf die Mikrorissbildung in der Zementsteinmatrix infolge des Schwindens (s. a. Kapitel 2) und der damit verbundenen Verringerung der Festigkeit und der Steifigkeit des Zementsteins zurückgeführt werden.

Zur Quantifizierung der Streumaße der berechneten elastischen Verformungen bzw. des E-Moduls von Leichtbeton kann der mittlere Fehler nach Gl. (62) (s. a. Abschnitt 6.5) als statistische Kenngröße herangezogen werden. Die Auswertung der in Bild 39 dargestellten Ergebnisse von 15 Autoren aus insgesamt 78 Versuchen zeigt, dass der mittlere Fehler für den berechneten Tangenten-E-Modul im Alter von 28 Tagen für normal- und hochfeste Konstruktionsleichtbetone bei ca. $F = 20 \%$ liegt.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der in diesem Abschnitt beschriebener empirischer Ansatz zur Ermittlung des E-Moduls von Leichtbeton gemäß der DIN 1045-1 eine hinreichend gute, mit dem für Normalbeton gültigen Ansatz vergleichbare Vorhersagegenauigkeit liefert.

5.3 Schwinden

Wie die in Abschnitt 4.4 dargestellten Ergebnisse zeigen, weisen die untersuchten normal- und hochfesten Leichtbetone im Vergleich zu normal-schweren Betonen deutliche Unterschiede im Schwindverhalten auf. Das Schwinden dieser Leichtbetone ist durch eine ausgeprägte Quellphase in jungem Alter bzw. zu Beginn der Messungen geprägt.

Das Quellen wurde bei allen untersuchten Proben unabhängig von den Abmessungen und der Lagerungsart festgestellt. Bei den ab dem zweiten Tag trocken gelagerten Schwindprobekörpern aus sowohl einem normal-festen Leichtbeton LC20/22 bzw. LC45/50 als auch einem hochfesten Leichtbeton LC70/77 erreichte die Quellverformung in sehr kurzer Zeit den Maximalwert von ca. 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ und ging nach 5 Tagen (beim LC70/77) bzw. 30 Tagen (beim LC45/50) ins Schwinden, d. h. eine absolute Verkürzung, über. Erst nach mehreren Wochen Austrocknung (zwischen 30 und 100 Tagen) wurden bei diesen Probekörpern negative Werte für die Gesamtschwindverformung registriert (vgl. Bild 41).

Dieser Effekt ist für Betone, die mit Liapor Blähtongesteinskörnung hergestellt wurden (s. [88], [95]), grundsätzlich bekannt. Eine mögliche Erklärung für ein solches Verhalten liegt in der Tatsache begründet, dass die poröse Blähtongesteinskörnung durch das Entziehen des Wassers aus der Betonmischung während der Herstellung bzw. durch gezieltes Vornässen unmittelbar vor der Herstellung eine bestimmte Menge an Wasser im porösen Kern sammelt. Die in der Zementsteinmatrix einsetzende und schnell fortschreitende Hydratation führt dazu, dass die mehr oder weniger gesättigte Blähtongesteinskörnung das im Korninneren enthaltene freie Wasser an die Zementsteinmatrix abgibt und dadurch eine Quellverformung verursacht. Das Quellen selbst kann nur so lange stattfinden, wie Wasser in der Blähtongesteinskörnung vorhanden ist und vom Kern an den umgebenden Zementstein abgegeben werden kann. Die Dauer der Quellphase hängt damit in erster Linie von der Menge des Wassers im In-

neren der Blähtongesteinskörnung sowie von der Dichtigkeit der Zementsteinmatrix, die die zeitliche Entwicklung der Trocknungsprozesse im Beton maßgeblich beeinflusst, ab. Unterschreitet der Wassergehalt der Gesteinskörnung einen bestimmten Mindestwert, stellt sich Schwinden im Beton ein. Dies wird durch die in Bild 41 dargestellten Untersuchungsergebnisse bestätigt.

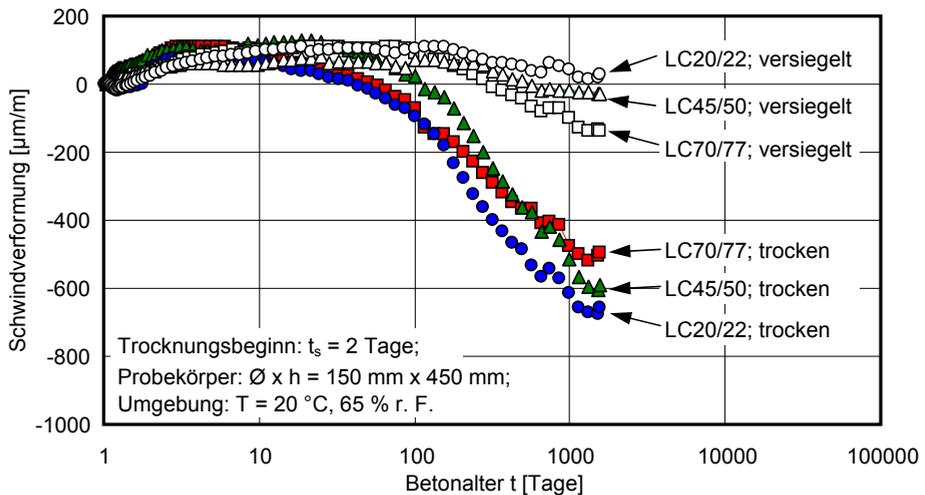


Bild 41: Gesamtschwindverformung der versiegelt und unversiegelt gelagerten Leichtbetone (Zylinder $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage; Lagerung: $20 \text{ }^\circ\text{C}$, 65 % r. F.)

So wurde bei dem hochfesten Beton LC70/77 mit relativ dichter Blähtongesteinskörnung F9.5 eine kürzere Quellphase als bei den normalfesten Leichtbetonen LC20/22 und LC45/50, die mit poröserer und vor allem vorgeässter Blähtongesteinskörnung F6 bzw. F8 und Liapor Leichtsand hergestellt wurden, festgestellt (vgl. Bild 41).

Die **Nachbehandlungsdauer** (Trocknungsbeginn) der untersuchten Leichtbetone hat einen mit normalschwerem Beton vergleichbaren Einfluss auf das Schwinden. Trägt man für alle untersuchten Leichtbetone die auf den extrapolierten Endwert bezogenen Trocknungsschwindverformungen über die Trocknungsdauer auf (s. Bild 42), so wird deutlich, dass sich die Schwindverformung der 7 Tage lang feucht nachbehandelten Probe aus dem Leichtbeton LC20/22 langsamer entwickelt als die der entsprechenden Probe, die schon ab dem 2. Tag austrocknen konnte (vgl. Bild 29).

Diese durch die Nachbehandlungsdauer hervorgerufenen Unterschiede im zeitlichen Verlauf des Schwindens sind beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 erwartungsgemäß deutlich geringer ausgeprägt als bei den normalfesten Leichtbetonen LC20/22 und LC45/50. Dies ist auf einen niedrigeren Wasserzementwert und die entsprechend dichtere Zementsteinmatrix des LC70/77 zurückzuführen. Die Analyse der vorliegenden Versuchsdaten über das Trocknungsschwinden hat weiterhin gezeigt, dass eine längere Nachbehandlung keinen signifikanten Einfluss auf die Endschwindwerte der hier untersuchten Leichtbetone hat.

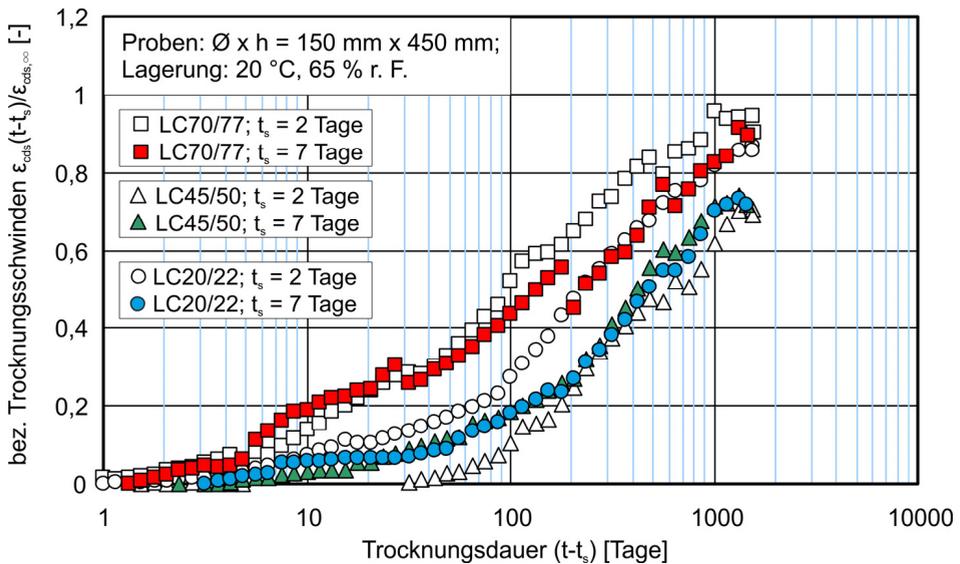


Bild 42: Zeitliche Entwicklung des Trocknungsschwindens für die untersuchten Leichtbetone (Zylinder $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$; Lagerung: $20 \text{ }^\circ\text{C}$, 65 % r. F.)

Grundsätzlich kann festgestellt werden, dass hinsichtlich des Einflusses der Nachbehandlung auf das Endschwindmaß zwei gegenläufige Prozesse stattfinden. Der mit der Zunahme des Hydratationsgrades abnehmende Wassergehalt im Porengefüge reduziert das mögliche Trocknungsschwindmaß, während die sich ebenfalls einstellende feinere Porosität ein höheres Schwinden bewirkt. Bei normalschweren Konstruktionsbetonen wird das Endschwindmaß durch die Nachbehandlungsdauer, soweit sich diese im üblichen Rahmen bewegt, nicht nennenswert beeinflusst.

Die Untersuchungsergebnisse zum Einfluss der **Bauteilabmessungen** auf das Schwindverhalten der Leichtbetone sind in Abschnitt 4.4 Bilder 26 bis 28 dargestellt. Ähnlich wie bei den vergleichbaren normalschweren Betonen entwickelt sich das Schwinden bei den Proben mit den kleineren Abmessungen ($\emptyset \times h = 75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$) schneller als bei den Proben $\emptyset \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$. Mit steigendem Wassergehalt im Leichtbeton nimmt dieser Einfluss zu und ist bei normalfesten Leichtbetonen der Güte LC20/22 und LC45/50 deutlich stärker ausgeprägt als beim hochfesten LC70/77 (vgl. Bilder 26 und 28).

Die an den versiegelt gelagerten, unbelasteten Proben gemessene Verformung wird maßgeblich durch die Eigenschaften der Zementsteinmatrix bestimmt. Das **Grundschrind** selbst wird zum einen durch die chemische Reaktion im Zementstein (chemisches Schrind) und zum anderen durch den Wasserverbrauch infolge der Hydratation im Betoninneren (der inneren Austrocknung) hervorgerufen. Daher nimmt die Größe des Grundschrinds mit sinkendem Wasserzementwert der Zementsteinmatrix kontinuierlich zu. So wurde bei dem normalfesten Leichtbeton LC20/22, dessen Zementsteinmatrix einen höheren Wasserzementwert besitzt, ein deutlich kleinerer Endwert der Grundschrindverformung ermittelt als bei dem hochfesten Leichtbeton LC70/77. Bei der Auswertung der Versuchsdaten muss allerdings beachtet werden, dass die an versiegelt gelagerten Proben erfasste hygri sche Verformung nicht nur das Grundschrind, sondern auch das **autogene Quellen** beinhaltet.

Wie man Bild 25 entnehmen kann, unterscheiden sich die gemessenen Schrindverläufe der versiegelt gelagerten Leichtbetone nur unwesentlich voneinander. Im Gegensatz zu den hochfesten normalschweren Betonen, bei denen kurz nach der Herstellung eine deutliche Verkürzung an den versiegelt gelagerten Proben zu beobachten ist (s. a. [85]), wurde bei den untersuchten Leichtbetonen über längere Zeit eine Quellverformung gemessen. Die möglichen Ursachen für dieses Verhalten wurden zu Beginn dieses Abschnitts diskutiert.

Die Differenz zwischen den an versiegelt und unversiegelt gelagerten, unbelasteten Proben gemessenen Verformungen wird als **Trocknungsschrind** bezeichnet. Das Ausmaß des Trocknungsschrinds wird durch den sich entwickelnden Wasserverlust des Betons bestimmt. Dies bedeutet, dass mit zunehmendem ursprünglichem Wassergehalt des Betons die Schrindverformungen anwachsen je mehr Wasser an die Umgebung abgegeben werden kann. Die Bauteilabmessungen beeinflussen dabei

vorrangig die Schwindgeschwindigkeit, die weiterhin von der Zementsteinporosität, d. h. dem Wasserzementwert und dem Betonalter, abhängt. Mit zunehmendem Zementsteingehalt eines Betons und sinkender Steifigkeit der Gesteinskörnung steigen die Schwindverformungen an. Die durchgeführten Messungen ermöglichen es, die Trocknungsschwindkomponente für die untersuchten Leichtbetone LC20/22, LC45/50 sowie LC70/77 zu ermitteln.

In Bild 29 wurde das Trocknungsschwinden für alle Leichtbetone dargestellt. Aufgrund der oben beschriebenen Quellvorgänge im Leichtbeton in den ersten Tagen nach der Herstellung verläuft das Trocknungsschwinden des Leichtbetons LC45/50 wegen des höheren ursprünglichen Wassergehalts langsamer als jenes des LC70/77. Wie zu erwarten war, wurde der größte Endwert des Trocknungsschwindens beim Leichtbeton LC20/22 ermittelt, der das höchste Trocknungspotenzial sowie die geringere Steifigkeit der Gesteinskörnung aufwies.

In früheren Arbeiten (siehe z. B. [95]) wurde an unbelasteten Proben sowohl für normalschwere Betone als auch für Leichtbetone ein annähernd konstanter Quotient aus Schwinddehnung und **Masseverlust** beobachtet. Es besteht somit ein linearer Zusammenhang zwischen der Schwinddehnung und dem Masseverlust. Dieser Zusammenhang konnte in den vorliegenden Versuchen nicht direkt bestätigt werden. Trotz eines stetigen Masseverlusts im Anschluss an die feuchte Nachbehandlung (vgl. Bild 31), wurden bei allen Schwindproben über mehrere Tage hinweg Quellverformungen anstatt Schwindverformungen gemessen. Aus Bild 31 wird jedoch auch deutlich, dass bei einsetzender Verkürzung der Proben (d. h. nach Abschluss der Quellphase) sich der erwartete lineare Zusammenhang zwischen Trocknungsschwindverkürzung und Masseverlust einstellt. Unterstellt man, dass die verformungsbestimmenden Vorgänge im Zementstein im Leichtbeton identisch sind zu den Vorgängen bei Normalbeton, so ist die vorgenässtete leichte Gesteinskörnung offensichtlich in der Lage, einen Teil des verdunsteten Wassers zu kompensieren. Die trotz der gleichzeitigen Austrocknung dennoch zu beobachtenden anfänglichen Quellverformungen belegen jedoch auch, dass die dem Quellvorgang zugrundeliegenden Mechanismen deutlich leistungsfähiger sind als der Trocknungsvorgang selbst.

In Tabelle 18 sind für alle durchgeführten Schwindversuche die extrapolierten Endwerte der Schwindverformungen den entsprechenden rechnerischen Endwerten nach DIN 1045-1 [30] gegenübergestellt. Angegeben

sind ebenfalls alle Eingangsgrößen zur rechnerischen Ermittlung der Schwindmaße. Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse wurden die Endschwindwerte für zwei unterschiedliche Betrachtungsfälle ermittelt. Die Endwerte in Spalte 6 bzw. 7 resultieren aus der Betrachtung der Verkürzung der Proben nach dem Abklingen der Quellphase, d. h. nach dem Erreichen der maximalen Quellverformung $\epsilon_{q,max}$ (s. Bild 43), während in Spalte 5 die Endwerte von der Nullmessung ausgehend enthalten sind. Die Abweichungen der DIN-Werte von den extrapolierten Endwerten beziehen sich auf die in Spalte 5 angegebenen Schwindmaße.

Tabelle 18: Charakteristische Daten und Ergebnisse der Schwinduntersuchungen an Leichtbetonen der Güte LC20/22, LC45/50 und LC70/77

Beton	Serie	Abmessungen $\varnothing \times h$ [mm]	Trocknungs- beginn t_s [Tage]	Schwinden ab Nullmessung, extrapoliert $\epsilon_{S,D, Versuch}$	Schwinden ab Maximum der Quellphase, extrapoliert		Schwinden nach DIN 1045 $\epsilon_{S,D, DIN}$ ³⁾ [$\mu\text{m}/\text{m}$]	Abweichung F_s $\frac{\epsilon_{S, Vers.} - \epsilon_{S, DIN}}{\epsilon_{S, Vers.}} \cdot 100\%$
				HYP ¹⁾ [$\mu\text{m}/\text{m}$]	HYP ¹⁾ [$\mu\text{m}/\text{m}$]	Ross ²⁾ [$\mu\text{m}/\text{m}$]		HYP ¹⁾ [%]
1	2	3	4	5	6	7	8	9
LC70/77 D2,0	S70g2	150 x 450	2	-668	-778	-521	-559	16,29
	S70gv		-	-198	-322	-323	-126	36,50
	S70g7		7	-524	-606	-571	-560	-6,85
	S70k2	75 x 225	2	(-260)	-340	-331	-558	(-114,57)
LC45/50 D1,6	S45g2	150 x 450	2	-826	-957	-1028	-697	15,69
	S45gv		-	-65	-144	-140	-76	-16,51
	S45g7		7	-819	-947	-832	-695	15,04
	S45k2	75 x 225	2	(-422)	-486	-456	-696	(-64,93)
LC20/22 D1,4	S20g2	150 x 450	2	-820	-905	-913	-658	19,76
	S20gv		-	-16	-127	-112	-37	-124,46
	S20g7		7	-866	-1049	-1125	-658	24,01
	S20k2	75 x 225	2	-783	-845	-778	-658	15,95

1) Endwerte extrapoliert nach Gl. (14); s. a. Anhang A4.4 Bilder 4.34 bis 4.51

2) Endwerte extrapoliert nach Gl. (13); s. a. Anhang A4.3 Bilder 4.16 bis 4.30

3) In Spalte 8 sind die theoretischen Endwerte für die Schwindverformung entsprechender Leichtbetone angegeben

Bei der Extrapolation der Messwerte für die Versuchsserien S70k2 und S45k2 (Probekörper mit den Abmessungen $\varnothing \times h = 75 \text{ mm} \times 225 \text{ mm}$) ergaben sich im Vergleich zu identisch zusammengesetzten Probekörpern mit den Abmessungen $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$, die unter gleichen Prüfbedingungen untersucht wurden, um betragsmäßig fast 100 % kleinere Endwerte für das Schwinden (s. eingeklammerte Werte in Spalte 5,

Tabelle 18). Der Grund für diese ausgeprägten Unterschiede ist in der nicht ausreichend langen Beobachtungs- bzw. Trocknungsdauer von ca. 180 Tagen bei den genannten Versuchsserien zu sehen.

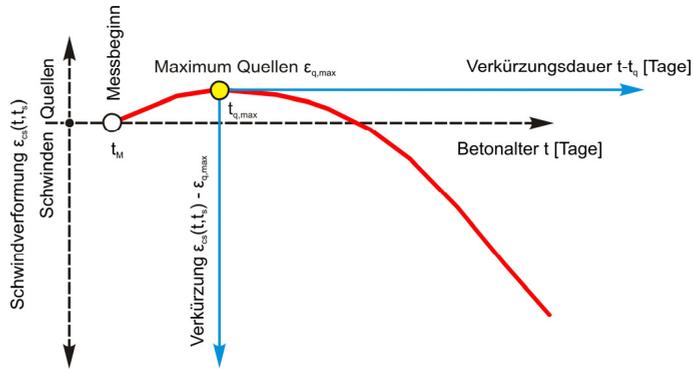


Bild 43: Prinzip der Extrapolation der Endwerte gemessener Gesamtschwindverformungen (s. Tabelle 18)

Grundsätzlich gilt für die in Tabelle 18, Spalte 9 angegebenen Abweichungen, dass alle hier angegebenen Werte mit einer gewissen Unsicherheit behaftet sind. Dies gilt insbesondere für die extrapolierten Endwerte des Schwindens aus den Versuchen mit einer kurzen Beobachtungsdauer. Als gesichert kann jedoch angesehen werden, dass sich das Schwinden für leichte und normalschwere Betone unterschiedlich vollzieht. Dies muss in den entsprechenden Modellansätzen berücksichtigt werden (s. Kapitel 6).

5.4 Kriechen

In Abschnitt 4.5 wurden die Ergebnisse der Kriechuntersuchungen an Leichtbetonen LC20/22, LC45/50 und LC70/77 ausführlich dargestellt.

Aus zahlreichen in der Literatur dokumentierten Versuchsergebnissen zum **Einfluss des Belastungsalters** auf das Kriechverhalten von Normalbeton (s. dazu [62], [96], [97]) ist bekannt, dass zwischen der Größe der Kriechverformungen und dem Belastungsalter des Betons ein signifikanter Zusammenhang besteht. Dieser Zusammenhang ist auf die zeitlichen Veränderungen des Hydratationsgrades des Zementsteins und damit verbundenen Änderungen der Festigkeit bzw. des E-Moduls des Betons zurückzu-

führen. Mit steigendem Belastungsalter des Betons nimmt die Größe der Kriechverformungen ab. Da die Hydratation des Zementsteins primär von der Reaktivität des Zements und von der vorherrschenden Temperatur abhängig ist, müssen auch diese Parameter bei der Betrachtung bzw. Modellierung von belastungsaltersbedingten Veränderungen der Kriechverformungen Eingang in ein Modell finden.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss des Belastungsalters auf das Kriechen der hier betrachteten Leichtbetone zeigen erwartungsgemäß, dass die Kriechverformungen – analog zum Verhalten von Normalbeton – mit zunehmendem Belastungsalter erheblich abnehmen (siehe Bilder 32 bis 34 bzw. Tabelle 12 in Abschnitt 4.5). Des Weiteren zeigt die Auswertung der vorliegenden Daten, dass der Einfluss des Belastungsalters auf den Endwert der Kriechzahl beim niederfesten Leichtbeton LC20/22 stärker ausgeprägt ist als beim hochfesten Leichtbeton LC70/77. Dies wird aus Bild 44 deutlich, in dem die Abnahme der auf das Belastungsalter $t_0 = 28$ Tage bezogenen Kriechzahl $\varphi(t, t_0) / \varphi(t, t_0 = 28)$ mit steigendem Belastungsalter nach einer Belastungsdauer von $(t - t_0) = 100$ Tagen dargestellt ist.

Der Grund hierfür liegt u. a. in der unterschiedlichen Zusammensetzung der untersuchten Leichtbetone. Während für die Herstellung von LC70/77 ein schnell erhärtender hochfester Zement CEM I 42,5 R verwendet wurde, kam bei der Herstellung von LC20/22 ein im Vergleich zu CEM I 42,5 R langsamer erhärtender Zement CEM I 32,5 R zum Einsatz.

Wenn man die in Bild 44 dargestellten Zusammenhänge zwischen der Kriechzahl (Kriechverformung) und dem Betonbelastungsalter für unterschiedliche Belastungsdauern $t - t_0 = 10, 100$ und 365 Tage darstellt, wird ersichtlich, dass die belastungsaltersbedingten Veränderungen der Größe der Kriechverformung mit steigender Belastungsdauer zurückgehen (s. Bild 45). Daraus folgt, dass das Belastungsalter t_0 nicht nur die Größe, sondern auch den zeitlichen Verlauf der Kriechverformungen beeinflusst. Dieser Sachverhalt muss bei der Entwicklung bzw. Optimierung entsprechender Vorhersagemodelle berücksichtigt werden (s. a. Abschnitt 6.3).

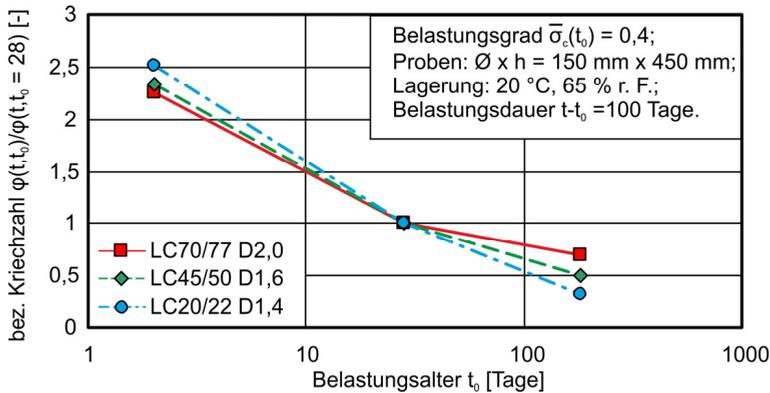


Bild 44: Einfluss des Belastungsalters auf die Kriechzahl von Leichtbeton; Zylinder $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$; $\bar{\sigma}_c(t_0) = 0,4$; Belastungsalter $t_0 = 2, 28$ und 182 Tage; Belastungsdauer $t-t_0 = 100$ Tage; Lagerung bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$ und 65 \% r. F.

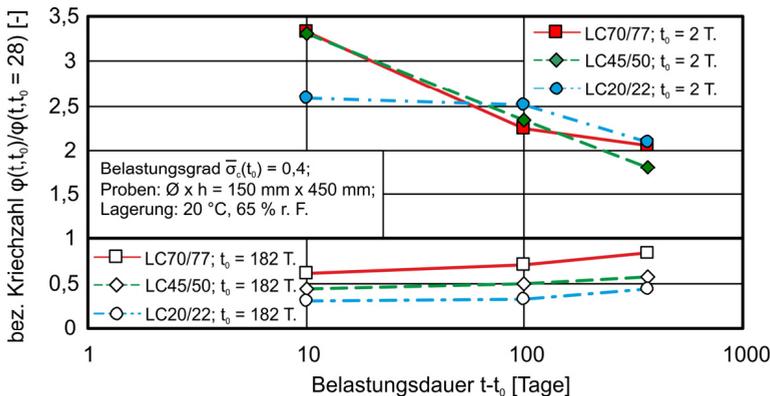


Bild 45: Auswirkungen der unterschiedlichen Belastungsalter auf die Kriechverformungen von Leichtbeton für Belastungsdauern von $(t-t_0) = 10, 100$ und 365 Tagen

Die Interpretation der Ergebnisse zum **Einfluss der Bauteilabmessungen** auf das Kriechverhalten (s. Bild 35) wird dadurch erschwert, dass beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 zu Beginn der Belastung die Kriechmaße für beide Probengrößen deutlich voneinander abweichen. Neben statistischen Einflüssen könnte auch eine Gefügestörung im kleinen Probekörper hierfür ursächlich sein.

Wenn man dieses Artefakt eliminiert, in dem man das Kriechmaß der Probe mit geringerem Durchmesser gedanklich um ein Maß $\Delta\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0)$ reduziert, so zeigt sich, dass beim hochfesten Leichtbeton bis zu einer Beobachtungsdauer von ca. 100 Tagen praktisch kein Unterschied im Kriechverhalten von dünnen und dicken Proben auftritt. Dies resultiert aus dem Sachverhalt, dass der hochfeste Leichtbeton LC70/77 eine sehr dichte Matrix besitzt, die kaum Feuchtigkeit an die Umgebung abgibt, so dass sich Trocknungskriecheffekte, die für den Einfluss der Proben- bzw. Bauteildicke auf den Kriechverlauf verantwortlich sind, nicht ausbilden können.

Gestützt wird diese Interpretation auch durch den Verlauf der Kriechkurven der versiegelten und unversiegelten Proben aus dem Leichtbeton LC70/77, die praktisch deckungsgleich sind (siehe Bild 36).

Anders als beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 zeigt sich beim normalfesten Leichtbeton der Güte LC45/50 ein ausgeprägter Einfluss der Proben- bzw. Bauteildicke auf das Kriechverhalten (Bild 35, rechts). Die reduzierte Dichtheit der Matrix ermöglicht einen Feuchtigkeitstransport vom Probekörperinneren an die Umgebung, so dass sich eine Trocknungskriechverformung entwickeln und dem Grundkriechen überlagern kann. Auch diese Folgerung wird durch die in Bild 36 dargestellten Ergebnisse bestätigt. Im Gegensatz zum hochfesten Leichtbeton LC70/77 weisen die Leichtbetone LC20/22 und LC45/50 einen signifikant unterschiedlichen zeitlichen Verlauf der Kriechmaße bei versiegelter und unversiegelter Lagerung auf.

Inwieweit der Einfluss der Bauteilabmessungen allein den zeitlichen Verlauf der Verformung oder aber auch ihren (extrapolierten) Endwert beeinflusst, kann, anhand der bisher gewonnenen Versuchsdaten, nur näherungsweise abgeschätzt werden. Für eine Beeinflussung des Endwerts sprächen vor allem unterschiedliche mittlere Hydratationsgrade bei dünnen und dicken Probekörpern, sofern sie Feuchte abgeben, also austrocknen können.

Die Ausbildung des **Grund- und Trocknungskriechens** wurde anhand systematischer Versuche an versiegelten und unversiegelten Probekörpern untersucht (siehe Bild 36). Die maßgebenden Ergebnisse wurden bereits im vorangehenden Absatz in Verbindung mit der Betrachtung des Einflusses der Bauteildicke besprochen. Das Trocknungskriechen kann sich nur ausbilden und dem Grundkriechen überlagern, wenn eine Feuchtigkeitsab-

gabe der Probe an die Umgebung möglich ist. Eine solche Feuchtigkeitsabgabe ist selbstverständlich nicht möglich, wenn die Proben versiegelt sind. Sie ist aber auch nicht oder nur sehr eingeschränkt bei hochfesten und entsprechend dichten Betonen oder bei sehr großen Proben bzw. Bauteildicken möglich.

Aus den vorangehenden Ausführungen folgt, dass hinsichtlich der Modellbildung die Einflüsse aus den Bauteilabmessungen und der Betonfestigkeit untrennbar mit den Verformungskomponenten Grund- und Trocknungskriechen bzw. dem Trocknungskriechen allein gekoppelt sind. Das Trocknungskriechen, welches bei Feuchteabgabe während der Belastung auftritt, muss in dem Maße abnehmen, wie die Bauteilabmessungen und/oder die Betonfestigkeit (Dichtheit) zunehmen. Sehr dicke Bauteile bzw. Bauteile aus hochfesten Betonen zeigen nur noch Grundkriechverformungen, deren Größenordnung anhand der Versuche an versiegelten Proben abgeschätzt werden kann.

Grundsätzlich kann festgestellt werden, dass sich die beschriebenen Zusammenhänge bei Leichtbetonen von jenen bei normalschweren Betonen zwar nicht im Prinzip, wohl aber in den Tendenzen unterscheiden. Dies liegt in der Festigkeit bzw. Dichtheit der Matrix begründet, die bei gleicher Druckfestigkeit beim Leichtbeton höher ist als bei Normalbeton.

Eine wissenschaftlich differenzierte Betrachtung dieser Ergebnisse erfordert auch der Umstand, das Leichtbetone ein Feuchtereservoir in der porösen leichten Gesteinskörnungen beherbergen, welches das Kriechen, ähnlich wie das Schwinden, unabdingbar beeinflusst. Diesbezüglich muss beim Kriechen insbesondere bedacht werden, dass eine Feuchtezufuhr in eine trockene bzw. hydratisierte Zementsteinmatrix, z. B. aus der Gesteinskörnung, ebenso das Kriechen beschleunigt, wie eine Feuchteabgabe an die Umgebung.

Die Motivation und Zielsetzung des Untersuchungsprogramms bestand neben der grundsätzlichen Klärung des Kriech- und Schwindverhaltens normal- und hochfester Leichtbetone in einer Bewertung der Zuverlässigkeit des Vorhersageansatzes der DIN 1045-1 für diese Verformungen. Hierzu bedarf es eines Vergleichs der gefundenen experimentellen Verformungswerte mit den entsprechenden Vorhersagewerten der Norm.

Tabelle 19: Vergleich der extrapolierten Endwerte der Kriechzahl mit den Angaben nach DIN 1045-1

Beton	Serie	Abmessungen Ø x h [mm]	Lagerung ⁴⁾	Belastungsgrad $\bar{\sigma}_c(t_0)$ [-]	Belastungsalter t_0 [Tage]	Kriechzahl, extrapoliert $\Phi_{\infty, \text{Versuch}}$ [-]	Kriechzahl, $\Phi_{\infty, \text{DIN}}$ nach DIN 1045 [-]	Abweichung $F_{k\infty}$ nach Gl. (23) [%]
1	2	3	4	5	6	7	8	9
LC70/77 D2,0	K70g2-40	150 x 450	tr. (C)	0,38	2	1,717 ¹⁾	1,135	33,9
	K70g2v-40		vers. (D)	0,39		1,038	0,773	25,5
	K70g2-20		tr. (C)	0,19		0,787	1,135	-44,2
	K70k2-40	75 x 225	tr. (C)	0,41		1,231	1,227	0,3
	K70g28v-40	150 x 450	vers. (D)	0,38	28	1,025	0,565	44,9
	K70g28-40		tr. (C)	0,37		0,650	0,830	-27,8
	K70g28-20		tr. (C)	0,19		1,023	0,830	18,8
	K70g180-40	150 x 450	tr. (C)	0,39	182	0,713 ¹⁾	0,594	16,7
LC45/50 D1,6	K45g2-40	150 x 450	tr. (C)	0,38	2	1,324	1,158	12,5
	K45g2v-40		vers. (D)	0,38		0,812	0,706	13,1
	K45g2-20		tr. (C)	0,20		1,277	1,158	9,3
	K45k2-40	75 x 225	tr. (C)	0,42		1,817	1,273	29,9
	K45g28v-40	150 x 450	vers. (D)	0,39	28	0,631	0,516	18,2
	K45g28-40		tr. (C)	0,36		0,917 ¹⁾	0,847	7,7
	K45g28-20		tr. (C)	0,19		0,822 ¹⁾	0,847	-3,1
	K45g180-40	150 x 450	tr. (C)	0,39	182	0,641	0,606	5,5
LC20/22 D1,4	K20g2-40	150 x 450	tr. (C)	0,37	2	2,322	1,672	28,0
	K20g2v-40		vers. (D)	0,35		0,763	0,846	-13,8
	K20g2-20		tr. (C)	0,16		2,749 ¹⁾	1,672	39,2
	K20g28v-40	150 x 450	tr. (C)	0,37		28	0,710 ¹⁾	0,516
	K20g28-40		vers. (D)	0,38	1,044		1,020	2,3
	K20g28-20		tr. (C)	0,18	0,851		1,020	-19,9
	K20g180-40	150 x 450	tr. (C)	0,38	182	0,759 ²⁾	0,712	6,2

- 1) Endwert entspricht einem nach Gl. (15) extrapolierten Wert der Kriechzahl nach einer Belastungsdauer $t-t_0 = 10.000$ Tage
- 2) Endwert entspricht einem nach Gl. (14) extrapolierten Wert der Kriechzahl nach einer Belastungsdauer $t-t_0 = 10.000$ Tage
- 3) In Spalte 7 sind die theoretischen Endwerte für die Kriechzahl entsprechender Leichtbetone angegeben
- 4) Angaben über verwendete Bezeichnungen für die Lagerungsart einzelner Serien können Tabelle 7 entnommen werden

Für die Kriechverformungen erfolgt dieser Vergleich anhand der in Tabelle 19 zusammengestellten Angaben. Dort sind neben den wesentlichen Ausgangsdaten der Kriechversuche die nach Gln. (14) bzw. (15) extrapolierten Endwerte der Kriechzahl $\Phi_{\infty, \text{Versuch}}$ angegeben. In Spalte 8 sind die nach DIN 1045-1 berechneten Endkriechzahlen $\Phi_{\infty, \text{DIN}}$ aufgeführt. Spalte 9 enthält die nach Gl. (23) errechneten Abweichungen $F_{k\infty}$ der in

DIN 1045-1 angegebenen Werte $\varphi_{\infty, \text{DIN}}$ von den in den Versuchen ermittelten, extrapolierten Endkriechzahlen $\varphi_{\infty, \text{Versuch}}$.

$$F_{k_{\infty}} = \frac{(\varphi_{\infty, \text{Versuch}} - \varphi_{\infty, \text{DIN}})}{\varphi_{\infty, \text{Versuch}}} \cdot 100\% \quad (23)$$

Eine ausführliche Analyse der Vorhersagegenauigkeit des Kriechansatzes in der DIN 1045-1 wird in Abschnitt 6.5.3 gegeben.

6 Neuer Ansatz zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von Leichtbeton

6.1 Vorbemerkungen

Die vorliegenden Versuchsergebnisse bilden die Grundlage für die Entwicklung eines Vorhersagemodells für das Schwinden und Kriechen von Leichtbeton. Allerdings ist es auf der Basis der bislang vorliegenden Daten noch nicht möglich, eine umfassende Optimierung des Modells durchzuführen, wie sie beispielsweise für die in der Norm DIN 1045-1 [30] enthaltenen Modelle für Normalbeton umgesetzt wurde.

Nachfolgend werden unter Berücksichtigung der gewonnenen Erkenntnisse die Grundlagen des neuen Modellansatzes vorgestellt. Der neue Ansatz ist in seinem Grundkonzept eng an die Vorhersagemodelle für das Kriechen und Schwinden der DIN 1045-1 bzw. an die ergänzenden Angaben im Heft 525 des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton [28], die für die normal-schwere Betone gelten bzw. abgeleitet sind, angelehnt. Dies gilt insbesondere für den Aufbau des Ansatzes, die Einfluss nehmenden technologischen Eingangsparameter und den Sachverhalt, dass mittlere Bauteil- bzw. Querschnittsverformungen vorhergesagt werden.

Vorauszuschicken ist noch, dass das Grundkonzept der in diesem Kapitel dargestellten Modelle zur Vorhersage der Schwind- und Kriechverformungen für praxisübliche Konstruktionsleichtbetone entwickelt, die Optimierung dieser Modelle aber ausschließlich für die mit Blähtonesteinskörnungen hergestellten Leichtbetone durchgeführt wurde.

6.2 Ansatz für die Berechnung der mittleren Schwindverformungen

Wie die vorliegenden Untersuchungsergebnisse zeigen, weisen Leichtbetone auf Blähtonbasis in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt der porösen Gesteinskörnung z. T. ausgeprägte Quellverformungen in jungem Alter auf. Diese Verformungskomponente muss zusätzlich, neben den sich einstellenden Grund- und Trocknungsschwindverformungen, berücksichtigt werden. Dabei erscheint eine additive Überlagerung der Verformungskomponenten sinnvoll.

Der gegebenenfalls stark variierende Wassergehalt der porösen leichten Gesteinskörnung wirft grundsätzliche Probleme bei der Modellbildung auf. Er beeinflusst nicht nur das autogene Quellen, sondern auch das Grundschwinden und letztlich auch das Trocknungsschwinden. Dies gilt sowohl für die Größe dieser Verformungen als auch für ihren zeitlichen Verlauf. Unklar bleibt zunächst, welche baupraktische Signifikanz diese Verformungen im Hinblick auf die statische Bemessung eines Bauteils besitzen.

Schwierig ist auch die Klärung der Frage, anhand welcher Parameter der Wassergehalt der leichten Gesteinskörnungen – dessen Größe ohnehin erheblich variiert – berücksichtigt wird. Diese Angaben sind dem entwerfenden Ingenieur i. d. R. nicht bekannt und müssen durch bekannte Parameter ersetzt werden. Zunächst scheint hier allein die Rohdichte des Betons als Ersatzparameter in Frage zu kommen. Andererseits beeinflusst die Matrixdichte und damit die Betonfestigkeit, mit welcher Geschwindigkeit ein Wassertransport aus dem Korn in die Matrix erfolgt. Insofern muss auch der Parameter Betonfestigkeit – wiederum als der dem entwerfenden Ingenieur bekannte Ersatzparameter für die wirklichen Einflussgrößen und Kennwerte – bei der Modellierung der Zeitfunktionen betrachtet werden.

Die **mittlere Schwindverformung** $\varepsilon_{cs}(t)$ eines Betonbauteils berechnet sich nach Gl. (24) aus der Summe der Verformungskomponenten autogenes Quellen, Grund- und Trocknungsschwinden wie folgt:

$$\varepsilon_{cs}(t) = \varepsilon_{casw}(t) + \varepsilon_{cas}(t) + \varepsilon_{cds}(t, t_s) \quad (24)$$

$$\varepsilon_{casw}(t) = \varepsilon_{casw0}(f_{cm}) \cdot \beta_{sw}(t) \quad (25)$$

$$\varepsilon_{cas}(t) = \varepsilon_{cas0}(f_{cm}) \cdot \beta_{as}(t) \quad (26)$$

$$\varepsilon_{cds}(t, t_s) = \varepsilon_{cds0}(f_{cm}) \cdot \beta_{RH} \cdot \beta_{ds}(t, t_s) \quad (27)$$

Darin stellt $\varepsilon_{cs}(t)$ die Gesamtschwindverformung des Betons, $\varepsilon_{casw}(t)$ das autogene Quellen, $\varepsilon_{cas}(t)$ das Grundschwinden und $\varepsilon_{cds}(t, t_s)$ das Trocknungsschwinden dar. Die Zeitpunkte t und t_s geben das Alter des Betons in Tagen zum Beobachtungszeitpunkt bzw. bei Beginn der Austrocknung an. Die Grundwerte des autogenen Quellens, des Grund- und des Trocknungsschwindens $\varepsilon_{casw0}(f_{cm})$, $\varepsilon_{cas0}(f_{cm})$ bzw. $\varepsilon_{cds0}(f_{cm})$ sowie die Funktionen

$\beta_{sw}(t)$, $\beta_{as}(t)$, β_{RH} und $\beta_{ds}(t, t_s)$ können aus Gln. (28) bis (39) bestimmt werden.

Die kurz nach dem Erstarren des Leichtbetons einsetzende **autogene Quellverformung** $\varepsilon_{casw}(t)$ nach Gl. (25) wird unter Verwendung der Gln. (28) und (29) ermittelt. Diese Verformungskomponente wird, analog zu den schon bekannten Beziehungen zur Vorhersage des Grund- und Trocknungsschwindens, aus einem Grundwert $\varepsilon_{casw0}(f_{cm})$ und der zugehörigen Zeitfunktion $\beta_{sw}(t)$ gebildet. Der Grundwert $\varepsilon_{casw0}(f_{cm})$ wird vereinfacht als eine von der Druckfestigkeit f_{cm} und der Art der leichten Gesteinskörnung abhängige Funktion beschrieben. Die vorliegenden Versuchsergebnisse deuten darauf hin, dass die Größe des autogenen Quellens mit steigender Festigkeit des Leichtbetons (d. h. mit sinkendem w/z-Wert des Zementsteins) leicht zunimmt (vgl. Bild 46). Die Zeitfunktion $\beta_{sw}(t)$ lässt sich anhand der im Rahmen dieser Arbeit erzielten Versuchsergebnisse am besten durch eine exponentielle Funktion nach Gl. (29) beschreiben. Dabei wird analog zum Grundswinden angenommen, dass der zeitliche Verlauf des autogenen Quellens nicht von den Bauteilabmessungen beeinflusst wird und einem Endwert entgegenstrebt (s. Bild 47).

$$\varepsilon_{casw0}(f_{cm}) = \alpha_{sw1} \cdot 150 \cdot \left(\frac{f_{cm}/f_{cm0}}{3,5 + f_{cm}/f_{cm0}} \right) \cdot 10^{-6} \quad (28)$$

$$\beta_{sw}(t) = 1 - \exp \left(-0,1 \cdot \left(\frac{t}{t_1} \right)^3 \right) \quad (29)$$

wobei

f_{cm} mittlere Zylinderdruckfestigkeit des Betons im Alter von 28 Tagen [N/mm²];

es gilt: $f_{cm} = f_{ck} + 8$ N/mm², wobei f_{ck} die charakteristische Zylinderdruckfestigkeit des Betons ist;

f_{cm0} 10 N/mm² (Bezugswert);

t Betonalter [Tage];

t_1 1 Tag (Bezugswert);

α_{sw1} Beiwert zur Berücksichtigung der Art der leichten Gesteinskörnung (s. Tabelle 20).

Die Größen f_{cm0} und t_1 in Gln. (28) und (29) sind als Bezugsgrößen eingeführt, um eine dimensionsreine Darstellung zu ermöglichen. Dieser Grundsatz wird hier durchgängig beibehalten (s. a. Gln. (30) bis (40)).

In Bild 46 sind die Endwerte des autogenen Quellens und des Grundschrindens in Abhängigkeit von der Betondruckfestigkeit entsprechend Gl. (28) dargestellt. Der zeitliche Verlauf der autogenen Quellverformungen ist in Bild 47 wiedergegeben.

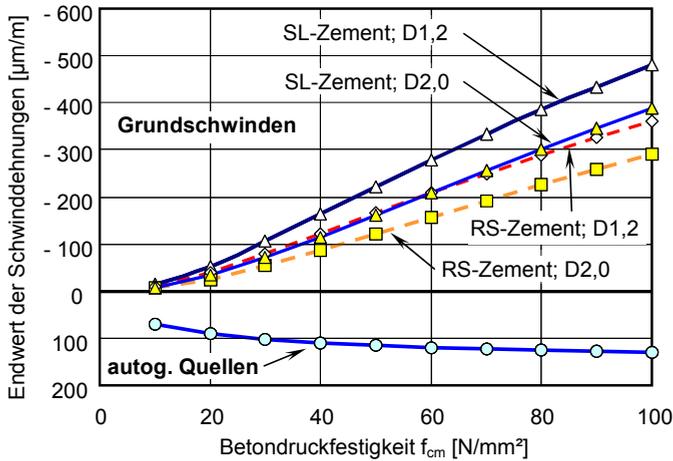


Bild 46: Endwerte des autogenen Quellens und des Grundschrindens in Abhängigkeit von der Betondruckfestigkeit f_{cm} und der Rohdichteklasse von Leichtbeton, hergestellt mit trockener poröser leichter Blähtongesteinskörnung (s. Tabelle 20) für unterschiedliche Zementarten

Die genauen Werte für den Koeffizienten α_{sw1} in Gl. (28) müssen noch durch weitere ergänzende Untersuchungen quantifiziert werden. Dieser Koeffizient gibt die Größe des autogenen Quellmaßes an und wird durch die Art und den Sättigungsgrad der porösen leichten Gesteinskörnung bestimmt. Anhand weniger aus der Literatur bekannter Untersuchungen (s. [20], [60]) kann angenommen werden, dass dieser Beiwert mit steigendem Sättigungsgrad der leichten Gesteinskörnung zunimmt. Für die leichte Gesteinskörnung mit geschlossener bzw. umhüllter wasserundurchlässiger Oberfläche wird dieser Beiwert und somit auch das autogene Quellen zu Null (s. Tabelle 20).

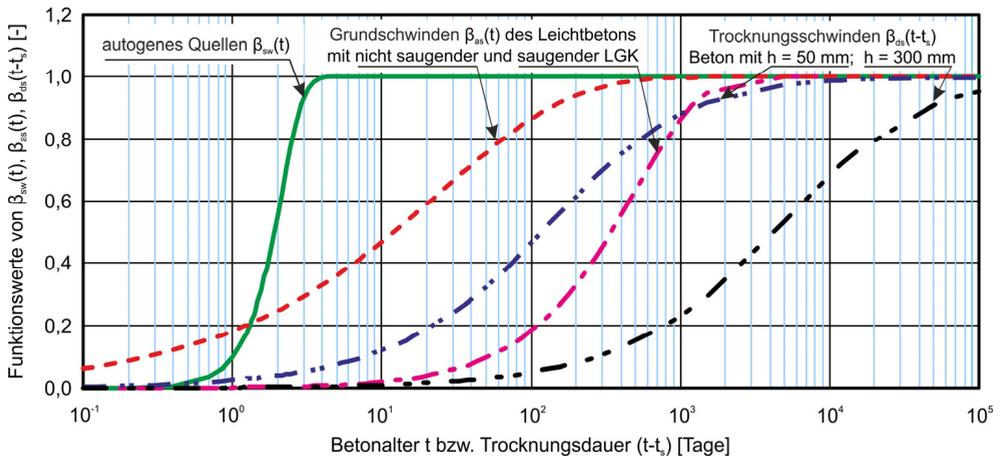


Bild 47: Zeitfunktionen des autogenen Quellens nach Gl. (29), des Grundswindens nach Gl. (33) und des Trocknungsswindens nach Gl. (39) für verschiedene Parameter

Tabelle 20: Beiwerte zur Berücksichtigung des Einflusses der leichten Gesteinskörnung auf die Schwind- und Quellverformungen

		Beiwerte:			
		α_{sw1}	α_{as1}	α_{as2}	α_{as3}
Saugende poröse leichte Gesteinskörnung	Vollgesättigt (Sättigung ¹⁾ > 80 %)	1	0,01	2	0,1
	Teilgesättigt (Sättigung 20 bis 80 %)				0,5
	Feucht-trocken ²⁾ (Sättigung < 20 %)				1
nicht saugende leichte Gesteinskörnung		0	1	1	1

¹⁾ In der vorliegenden Arbeit wird unter Sättigung von 100 % die Sättigung der ofentrockenen Gesteinskörnung nach 24 Stunden Wasserlagerung unter atmosphärischem Druck definiert

²⁾ Es wird angenommen, dass die ofentrockene saugende poröse leichte Gesteinskörnung während des Mischvorgangs immer einen Teil des Anmachwassers absorbiert

Unterschiedliche Wassergehalte der leichten Gesteinskörnung beeinflussen nicht nur die Größe, sondern auch den zeitlichen Verlauf des autogenen Quellens. Da das autogene Quellen im Experiment nicht direkt, sondern nur zusammen mit dem Grundswinden gemessen werden kann, lässt sich dieser Einfluss für die Quellkomponente alleine nicht isoliert quantifizieren. Im vorliegenden Modell wurde deshalb vereinfacht angenommen,

dass die Zeitfunktion in Gl. (29) weder vom Wassergehalt der leichten Gesteinskörnung noch von der Zementart abhängig ist.

Die möglichen Auswirkungen der oben genannten Einflussgrößen auf die Schwindverformungen, die z. B. an den versiegelt gelagerten Betonproben ermittelt werden können, wurden ausschließlich durch die Anpassung entsprechender Beiwerte für die Berechnung des Grundschwindens in Gln. (30) und (33) berücksichtigt.

Beim hier gewählten Ansatz stellt der Grundwert des autogenen Quellens $\varepsilon_{\text{CSW0}}(f_{\text{cm}})$ gleichzeitig den Endwert des Anfangsquellens $\varepsilon_{\text{CQ}\infty}$ dar.

Die **Grundschwindverformung** $\varepsilon_{\text{cas}}(t)$ nach Gl. (26) wird unter Verwendung der Gln. (30) - (33) ermittelt:

$$\varepsilon_{\text{cas0}}(f_{\text{cm}}, \rho_{\text{tr}}) = -\eta_{\text{as}}(f_{\text{cm}}) \cdot \alpha_{\text{as3}} \cdot \alpha_{\text{as}} \left(\frac{\eta_{\text{p}}(\rho_{\text{tr}}) \cdot f_{\text{cm}}/f_{\text{cm0}}}{6 + \eta_{\text{p}}(\rho_{\text{tr}}) \cdot f_{\text{cm}}/f_{\text{cm0}}} \right)^{2,5} \cdot 10^{-6} \quad (30)$$

$$\eta_{\text{p}}(\rho_{\text{tr}}) = \left(\frac{\rho_{\text{tr}}}{\rho_{\text{tr0}}} \right)^{-0,5} \quad (31)$$

$$\eta_{\text{as}}(f_{\text{cm}}) = 1 + \left(\frac{f_{\text{cm}} / f_{\text{cm0}}}{60} \right)^{0,5} \quad (32)$$

$$\beta_{\text{as}}(t) = 1 - \exp \left(-0,2 \cdot \alpha_{\text{as1}} \cdot \left(\frac{t}{t_1} \right)^{0,5 \cdot \alpha_{\text{as2}}} \right) \quad (33)$$

wobei

- α_{as} Beiwert zur Berücksichtigung der Zementart nach Tabelle 21;
- $\alpha_{\text{as1...3}}$ Korrekturbeiwerte für den Leichtbeton zur Berücksichtigung der Art und des Feuchtegehalts der leichten Gesteinskörnung;
- $\eta_{\text{as}}(f_{\text{cm}})$ Korrekturbeiwert in Abhängigkeit von der Druckfestigkeit des Leichtbetons zur Berücksichtigung der leichten Gesteinskörnung;
- $\eta_{\text{p}}(\rho_{\text{tr}})$ Korrekturbeiwert in Abhängigkeit von der Trockenrohdichte des Leichtbetons zur Berücksichtigung der leichten Gesteinskörnung;
- ρ_{tr0} 2200 kg/m³ (Bezugswert für die Trockenrohdichte des Betons).

Tabelle 21: Beiwerte nach Gl. (30) sowie Gln. (34) und (35) in Abhängigkeit vom Zementtyp

Zementtyp nach EC 2 [40]	α_{as}	α_{ds1}	α_{ds2}
SL	800	3	0,13
N, R	700	4	0,12
RS	600	6	0,12

Der Beiwert α_{as3} in Gl. (30) berücksichtigt, dass die Größe des Grundswindens $\epsilon_{cas0}(f_{cm}, \rho_{tr})$ von der Wasserzufuhr durch die leichten Gesteinskörnungen abhängt und hierdurch die innere Austrocknung, die das Grundswinden maßgeblich bestimmt, reduziert wird. In Tabelle 20 sind Referenzwerte für den Koeffizienten α_{as3} in Abhängigkeit von der Art sowie dem Wassergehalt der leichten Gesteinskörnung gegeben. Danach nimmt die Größe des Grundswindens (innere Austrocknung) mit steigendem Sättigungsgrad der offenporigen leichten Gesteinskörnung ab. Die Angaben in Tabelle 20 liefern nur grobe Anhaltswerte zur Abschätzung des Endwerts der Grundswindverformungen. Durch geeignete zusätzliche Versuche können die Werte für die jeweils eingesetzte leichte Gesteinskörnung präzisiert werden.

Die Größe des Grundswindens wird nicht nur durch den Wassergehalt der leichten Gesteinskörnung, sondern auch durch deren Eigenschaften maßgebend beeinflusst. Infolge der wesentlich geringeren Kornfestigkeit der leichten Gesteinskörnung im Vergleich zu konventioneller normal-schwerer Gesteinskörnung besitzen Leichtbetone eine gegenüber Normalbeton gleicher Druckfestigkeit deutlich festere Zementsteinmatrix, um die festigkeitsmindernde Wirkung der leichten Gesteinskörnung zu kompensieren (s. Kapitel 2). Eine höhere Festigkeit des Zementsteins wird i. d. R. durch die Absenkung des Wasserzementwertes in Beton erreicht, was im Hinblick auf das Schwindverhalten eine Erhöhung des Grundswindens nach sich zieht. Dieser Einfluss wird im vorliegenden Ansatz durch die Einführung eines festigkeitsabhängigen Beiwertes $\eta_{as}(f_{cm})$ (s. Gl. (32)) in Gl. (30) berücksichtigt. Nach Gl. (32) nimmt die Größe des Beiwertes $\eta_{as}(f_{cm})$ mit steigender Druckfestigkeit des Leichtbetons zu und erhöht somit den Grundwert des Grundswindens um 13 % für LC8/9 bis ca. 40 % für einen LC80/88 (s. Bild 48).

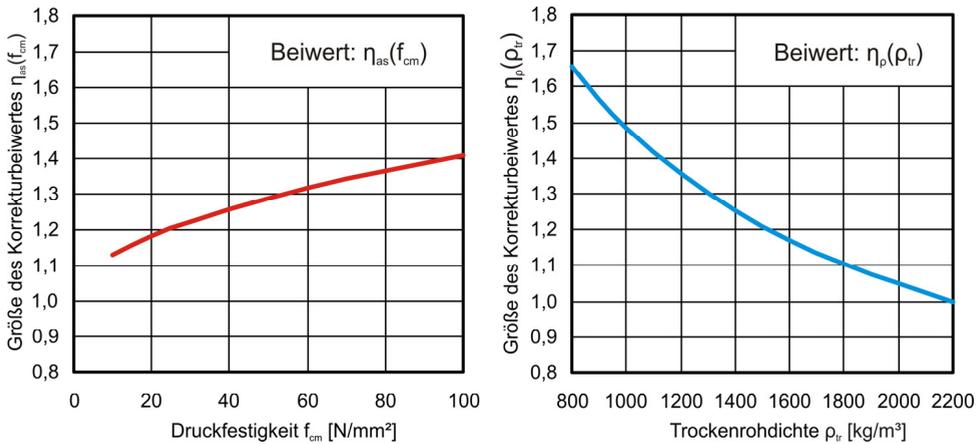


Bild 48: Zusammenhang zwischen der Größe des Korrekturbeiwertes $\eta_{as}(f_{cm})$ nach Gl. (32) und der Druckfestigkeit von Leichtbeton (links) bzw. der Größe des Korrekturbeiwertes $\eta_{\rho}(\rho_{tr})$ nach Gl. (31) und der Betontrockenrohddichte (rechts)

Die alleinige Kenntnis der Druckfestigkeit reicht bei Leichtbeton, im Gegensatz zu Normalbeton, nicht aus, um die Zusammensetzung und somit das Schwindverhalten von Leichtbeton ausreichend genau abschätzen zu können. In der DIN 1045-1 wird daher neben der Festigkeitsklasse auch die entsprechende Trockenrohddichte zur Charakterisierung eines Leichtbetons angegeben. Bei einer vorgegebenen Festigkeit eines Leichtbetons können anhand der Trockenrohddichte Rückschlüsse auf die Eigenschaften der eingesetzten leichten Gesteinskörnung, insbesondere auf deren Schütt- bzw. Kornrohddichte und deren Steifigkeit, gezogen werden. Da die Steifigkeit der Gesteinskörnung das Schwinden von Beton maßgeblich beeinflusst, wurde zur Abschätzung der Größe des Grundswindens neben dem Beiwert $\eta_{as}(f_{cm})$ ein weiterer Beiwert $\eta_{\rho}(\rho_{tr})$ entsprechend Gl. (31) eingeführt. Danach nimmt das Grundswinden eines Leichtbetons bei gleichbleibender Festigkeit mit steigender Trockenrohddichte des Leichtbetons kontinuierlich ab (vgl. Bild 48).

Durch die stetige Wasserzufuhr aus den porösen, wassergefüllten leichten Gesteinskörnungen wird neben der absoluten Größe auch der zeitliche Verlauf des Grundswindens beeinflusst. Dieser Einfluss äußert sich zum einen in der Geschwindigkeitsabnahme der autogenen Verformungen infolge innerer Austrocknung (Beiwert α_{as2}) und zum anderen in einem zeitlichen Versatz der genannten Verformung (Beiwert α_{as1}) gegenüber einem

vergleichbaren normalschweren Beton. Das bedeutet, dass das im Beton ablaufende Grundswinden (d. h. die innere Austrocknung) erst dann zu einer messbaren Volumenabnahme führt, wenn die Verkürzungen infolge innerer Austrocknung die autogenen Quellverformungen überschreiten (vgl. Bild 47).

An dieser Stelle sei noch einmal darauf hingewiesen, dass zur Abschätzung der Schwindverformungen versiegelter bzw. sehr massiger Leichtbetonquerschnitte das Grundswinden nicht separat, sondern nur in Kombination mit dem zeitgleich ablaufenden autogenen Quellen berechnet werden kann. Beide Verformungskomponenten sind nämlich auf denselben physikalischen Grundmechanismus zurückzuführen (s. Kapitel 2).

Die Bestimmung des **Trocknungsschwindens** $\varepsilon_{cds}(t, t_s)$ nach Gl. (27) erfolgt mit Hilfe der Gln. (34) bis (40):

$$\varepsilon_{cds0}(f_{cm}) = [d_1(f_{cm}, \rho_{tr}) \cdot A_1 \cdot \exp(-\alpha_{ds2} \cdot d_2(\rho_{tr}) \cdot f_{cm} / f_{cm0})] \cdot 10^{-6} \quad (34)$$

$$A_1 = 220 + 110 \cdot \alpha_{ds1} \quad (35)$$

$$\beta_{RH} = \begin{cases} -1,55 \cdot \left[1 - \left(\frac{RH}{RH_0} \right)^3 \right] & \text{für } 40 \leq RH < 99 \% \cdot \beta_{s1} \\ 0,25 & \text{für } RH \geq 99 \% \cdot \beta_{s1} \end{cases} \quad (36)$$

$$d_1(f_{cm}, \rho_{tr}) = 1 + \frac{0,6}{\sqrt{\frac{\rho_{tr} \cdot f_{cm}}{\rho_{tr0} \cdot f_{cm0}}}} \quad (37)$$

$$d_2(\rho_{tr}) = 1,2 \cdot \left(\frac{\rho_{tr}}{\rho_{tr0}} \right) \quad (38)$$

$$\beta_{ds}(t - t_s) = \left(\frac{(t - t_s)/t_1}{d_4 \cdot (h/h_0)^2 + (t - t_s)/t_1} \right)^{d_3} \quad (39)$$

$$\beta_{s1} = \left(\frac{3,5 \cdot f_{cm0}}{f_{cm}} \right)^{0,1} \leq 1,0 \quad (40)$$

wobei

$\alpha_{ds1}, \alpha_{ds2}$	Beiwerte zur Berücksichtigung der Zementart gemäß Tabelle 21 [-];
$d_1(f_{cm}, \rho_{tr}), d_2(\rho_{tr})$	Korrekturbeiwerte zur Berücksichtigung des Einflusses der leichten Gesteinskörnung auf die Größe des Trocknungsschwindens [-];
d_3, d_4	Korrekturbeiwerte zur Berücksichtigung des Einflusses der leichten Gesteinskörnung auf den zeitlichen Verlauf des Trocknungsschwindens mit $d_3 = 0,7$ und $d_4 = 800$ [-];
RH	relative Luftfeuchte der Umgebung [%];
RH_0	100 % (Bezugswert);
h	$2 \cdot A_c / u$ = wirksame Bauteildicke [mm], mit A_c = Querschnittsfläche [mm ²] und u = Umfang des Querschnitts, welcher der Trocknung ausgesetzt ist [mm];
h_0	100 mm (Bezugswert);
t_s	Betonalter zum Trocknungsbeginn [Tage];
β_{s1}	Beiwert zur Berücksichtigung der inneren Austrocknung des Betons [-].

Die vorangehenden Gleichungen für das Trocknungsschwinden sind weitgehend identisch mit den Beziehungen für Normalbeton in [28]. Neu sind die eingeführten Beiwerte $d_1(f_{cm}, \rho_{tr})$ und $d_2(\rho_{tr})$ in Gl. (34) sowie die angepassten Parameter d_3 und d_4 in der Zeitfunktion nach Gl. (39).

Die Beiwerte $d_1(f_{cm}, \rho_{tr})$ nach Gl. (37) und $d_2(\rho_{tr})$ nach Gl. (38) berücksichtigen den Einfluss der leichten Gesteinskörnung auf die Größe des Trocknungsschwindens von Leichtbeton. Die im Vergleich zu konventioneller Gesteinskörnung geringere Steifigkeit und somit der geringere Verformungswiderstand der leichten Gesteinskörnungen führt zu einem gegenüber normalschwerem Beton erhöhten Trocknungsschwinden des Leichtbetons. Zur Quantifizierung dieses Einflusses erscheint die Trockenroh-dichte in Verbindung mit der Druckfestigkeit des Betons eine geeignete Parameterkombination zu sein. Mit sinkender Rohdichte des Leichtbetons bei gleichbleibender Druckfestigkeit bzw. mit sinkender Druckfestigkeit des Betons bei gleichbleibender Betonroh-dichte nimmt die Größe des Trocknungsschwindens zu (vgl. Bild 50).

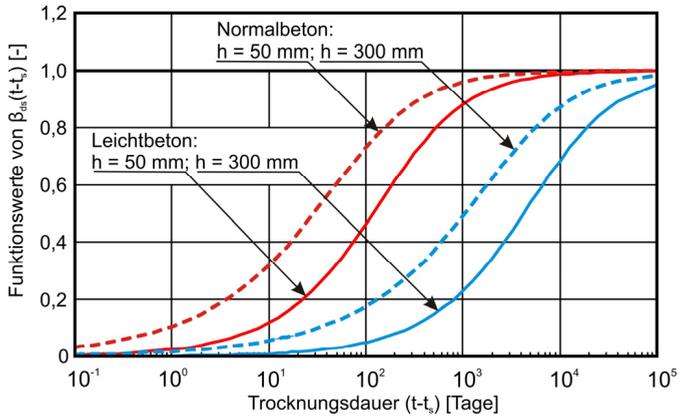


Bild 49: Zeitfunktion des Trocknungsschwindens für normalschweren Beton (gemäß DIN 1045-1) und Leichtbeton nach Gl. (39) für verschiedene Bauteildicken

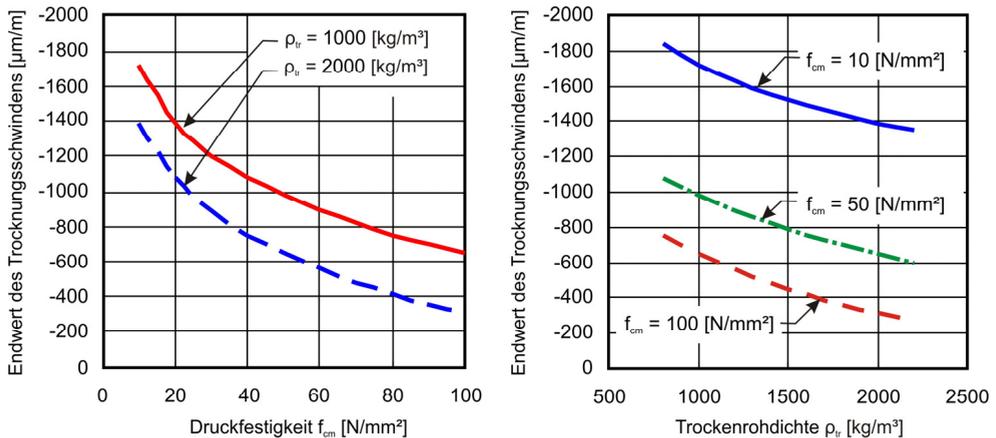


Bild 50: Endwerte des Trocknungsschwindens in Abhängigkeit von der Betonfestigkeit (links) bzw. von der Trockenrohdichte (rechts) des Leichtbetons nach neuem Schwindansatz

Durch die geänderten Parameter d_3 und d_4 wird der zeitliche Verlauf des Trocknungsschwindens an die im Versuch ermittelten Zeitverläufe angepasst (s. Abschnitt 5.3). Damit wird der Tatsache Rechnung getragen, dass durch die Abgabe des in der leichten Gesteinskörnung gespeicherten, nicht gebundenen Wassers in die Zementsteinmatrix (eine Art innere Nachbehandlung) der Austrocknungsprozess bei den unversiegelt gelager-

ten Proben im Anschluss an eine feuchte Nachbehandlung noch um einige Tage verzögert wird (s. Bild 49).

Der Endwert des Trocknungsschwindens $\varepsilon_{\text{cds}\infty}$ ergibt sich aus dem Produkt des Grundwerts des Trocknungsschwindens $\varepsilon_{\text{cds}0}(f_{\text{cm}})$ nach Gl. (34) und dem Beiwert für den Einfluss der Umgebungsfeuchte β_{RH} nach Gl. (36).

Die im vorgestellten Modell enthaltenen Parameter für einzelne Schwindverformungskomponenten wurden anhand von Versuchsergebnissen abgeleitet, bei denen die hygrischen Verformungen frühestens ab dem Betonalter von 24 h erfasst wurden. Soweit Versuchsergebnisse zum lastunabhängigen Verformungsverhalten von Leichtbeton im Alter bis 24 Stunden vorliegen, kann das Modell durch eine Modifikation entsprechender Koeffizienten an den tatsächlichen Schwindverlauf des Leichtbetons angepasst werden.

Analog zum Vorhersagemodell in der DIN 1045-1 gilt der oben beschriebene mathematische Ansatz zur Vorhersage des Schwindens von Bauteilen aus Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnung für Betone mit der mittleren Druckfestigkeit $20 \leq f_{\text{cm}} \leq 80 \text{ N/mm}^2$ und der Trockenrohddichte $1000 \text{ kg/m}^3 \leq \rho_{\text{tr}} \leq 2000 \text{ kg/m}^3$, die nicht länger als 14 Tage feucht nachbehandelt wurden und unter üblichen Umgebungsbedingungen, d. h. Temperatur $15 \text{ °C} < T < 30 \text{ °C}$ und relative Luftfeuchte $40 \% < \text{RH} < 100 \%$, gelagert sind.

6.3 Ansatz für die Ermittlung der Kriechzahl

Das Kriechen wird, ähnlich wie das Schwinden, neben der Spannungshöhe, den Umgebungsbedingungen und Bauteilabmessungen sowie dem Belastungsalter, von zahlreichen betontechnologischen Parametern wie dem Wasserzementwert, der Zementart und dem Zementgehalt sowie der Art der Gesteinskörnung des Betons beeinflusst. Die genannten Parameter bestimmen zudem maßgebend die Betondruckfestigkeit, so dass diese wichtige Kenngröße auch zur Abschätzung der Größe des Kriechens von Beton in der DIN 1045 herangezogen wurde.

Bei Leichtbeton muss beachtet werden, dass dessen Kriechverhalten weit ausgeprägter von den Eigenschaften der leichten Gesteinskörnung – in diesem Fall der offenporigen leichten Gesteinskörnung – abhängig ist, als

es bei vergleichbarem normalschwerem Beton der Fall ist. Durch Feuchteumverteilung aus den porösen leichten Gesteinskörnern in die Zementsteinmatrix werden die Größe und die zeitliche Entwicklung des Kriechens, wie es die in Abschnitt 2.2.3 bzw. 4.5 dargestellten Versuchsergebnisse zeigen, merkbar beeinflusst. Zur Berücksichtigung dieses Einflusses wird, neben der Druckfestigkeit, die dem entwerfenden Ingenieur bekannte Rohdichte des Leichtbetons als Eingangsparameter zur Berechnung der Kriechzahl herangezogen. Sie dient als Ersatzparameter für die unbekanntete Größe des Wassergehalts in der leichten Gesteinskörnung.

Bei der Erarbeitung der DIN 1045-1 wurde auf Grundlage der damals vorliegenden Versuchsergebnisse (s. a. Kapitel 2) angenommen, dass die Größe der Kriechverformungen von Konstruktionsleichtbeton in der gleichen Größenordnung wie die von normalschwerem Beton gleicher Festigkeit liegt. Lediglich bei den niederfesten Konstruktionsleichtbetonen LC12/13 und LC16/18 wurde für die Ermittlung der Kriechdehnung ein Erhöhungsfaktor von 1,3 eingeführt. Ausgehend von dieser Annahme wurden in der DIN 1045 die Endwerte für die Kriechzahl (Quotient aus der Kriechdehnung und der elastischen Dehnung im Alter von 28 Tagen) aus entsprechenden Kriechzahlen für Normalbeton abgeleitet. Dies bedeutet, dass der Endwert der Kriechzahl in Abhängigkeit von der Trockenrohichte des Leichtbetons gegenüber normalschweren Betonen um Werte zwischen 20 % (Rohdichteklasse D2,0) und rund 70 % (Rohdichteklasse D1,2) reduziert wurde.

Diese Vorgehensweise ermöglicht allerdings nur eine grobe Abschätzung des tatsächlich auftretenden Endkriechmaßes. Ein einheitlicher Modellansatz zur Bestimmung der Kriechverformung von normal- und hochfesten Leichtbetonen, wie er für normalschwere Betone existiert (s. [28]), liegt hingegen noch nicht vor. Ebenso fehlt der Nachweis, ob die Kriechverformungen von Leichtbeton zu beliebigen Zeitpunkten sowie unter verschiedenen Umgebungsbedingungen mit dem bestehenden Vorhersagemodell für das Kriechen von Normalbeton übereinstimmen.

Die nachfolgenden Gleichungen sind denen in [28] weitgehend identisch. Änderungen sind dort eingeführt worden, wo sie im Lichte der in der vorliegenden Arbeit gewonnenen Versuchsergebnisse notwendig sind.

Die **Kriechzahl** für Leichtbeton kann aus folgender Beziehung ermittelt werden:

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_0 \cdot \beta_c(t, t_0) \cdot K(\rho_{tr}, f_{cm}) \quad (41)$$

In Gl. (41) stellt φ_0 die Grundzahl des Kriechens dar, $\beta_c(t, t_0)$ beschreibt die zeitliche Entwicklung der Kriechverformung und der leichtbetonspezifische Korrekturbeiwert $K(\rho_{tr}, f_{cm})$ berücksichtigt den Einfluss der leichten Gesteinskörnung in Abhängigkeit von der Druckfestigkeit auf die Kriechzahl des Leichtbetons.

Der Korrekturbeiwert $K(\rho_{tr}, f_{cm})$ berechnet sich nach Gl (42) und wird im vorliegenden Ansatz als Ersatz für zwei in der DIN 1045 enthaltene Beiwerte eingeführt (*Abminderungsbeiwert* η_E nach Gl. (22) zur Berücksichtigung des gegenüber dem Normalbeton geringeren E-Moduls von Leichtbeton (s. a. Abschnitt 5.2) und *Erhöhungsbeiwert* η_2 zur Ermittlung der Endkriechzahl von niederfesten Konstruktionsleichtbeton der Festigkeitsklassen LC12/13 und LC16/18).

$$K(\rho_{tr}, f_{cm}) = \eta_E \cdot \left(0,8 + \left(\frac{0,2 \cdot f_{cm0}}{f_{cm}} \right)^{0,4} \right) \quad (42)$$

Die Beiwerte φ_0 und $\beta_c(t, t_0)$ ergeben sich aus Gln. (43) bis (51):

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} \cdot \beta(f_{cm}) \cdot \beta(t_0) \quad (43)$$

$$\varphi_{RH} = \left[1 + \frac{1 - RH / RH_0}{\sqrt[3]{0,1 \cdot h / h_0}} \cdot \alpha_1 \right] \cdot \alpha_2 \quad (44)$$

$$\beta(f_{cm}) = \frac{5,3}{\sqrt{f_{cm} / f_{cm0}}} \quad (45)$$

$$\beta(t_0) = \frac{1}{0,1 + (t_{0,korr} / t_1)^{0,2}} \quad (46)$$

wobei

$$t_{0,korr} = t_{0,T} \cdot \left[\frac{9}{2 + (t_{0,T} / t_{1,T})^{1,2}} + 1 \right]^\alpha \geq 0,5 \text{ Tage} \quad (47)$$

und

$$\beta_c(t, t_0) = \left[\frac{(t - t_0) / t_1}{\beta_H + (t - t_0) / t_1} \right]^{\alpha_4(t_{0,korr})} \quad (48)$$

mit

$$\beta_H = 150 \cdot \left[1 + \left(1,2 \cdot \frac{RH}{RH_0} \right)^{18} \right] \cdot \frac{h}{h_0} + 250 \cdot \alpha_3 \leq 1500 \cdot \alpha_3 \quad (49)$$

$$\alpha_4(t_{0,korr}) = \frac{1}{2,3 + 3,5 / (t_{0,korr})^{0,5}} \quad (50)$$

und

$$\alpha_1 = \left[\frac{3,5 \cdot f_{cm0}}{f_{cm}} \right]^{0,7} \quad \alpha_2 = \left[\frac{3,5 \cdot f_{cm0}}{f_{cm}} \right]^{0,2} \quad \alpha_3 = \left[\frac{3,5 \cdot f_{cm0}}{f_{cm}} \right]^{0,5} \quad (51)$$

In Gln. (43) bis (51) sind die verwendeten Parameter wie folgt definiert:

t	Betonalter zum betrachteten Zeitpunkt [Tage];
t ₀	Betonalter bei Belastungsbeginn [Tage];
t _{0,T}	wirksames Betonalter bei Belastungsbeginn unter Berücksichtigung des Temperatureinflusses [Tage]; für T = 20 °C gilt t _{0,T} = t ₀ ; für andere Fälle siehe [25];
t _{0,korr}	wirksames Betonalter bei Belastungsbeginn [Tage];
t _{1,T}	1 Tag (Bezugswert);
RH	relative Luftfeuchte der Umgebung [%];
RH ₀	100 % (Bezugswert);
h	2·A _c /u = wirksame Bauteildicke [mm], mit A _c = Querschnittsfläche [mm ²] und u = Umfang des Querschnitts, welcher Trocknung ausgesetzt ist [mm];
h ₀	100 mm (Bezugswert);
f _{cm}	mittlere Zylinderdruckfestigkeit des Betons [N/mm ²]; es gilt: f _{cm} = f _{ck} + 8 N/mm ² , wobei f _{ck} die charakteristische Zylinderdruckfestigkeit des Betons ist;
f _{cm0}	10 N/mm ² (Bezugswert);
α	Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Zementart; α = -1 für SL-Zemente, α = 0 für N-, R-Zemente und α = 1 für RS-Zemente (s. a. Tabelle 15);
α ₁ , α ₂ , α ₃	Beiwerte zur Berücksichtigung des Einflusses der Betondruckfestigkeit nach Gl. (51);
α ₄ (t _{0,korr})	Beiwert gemäß Gl. (50) zur Berücksichtigung des Einflusses des wirksamen Belastungsalters auf die Zeitfunktion der Kriechzahl nach Gl. (48).

In den vorangehenden Gl. (41) bis (51) werden – im Vergleich zu den für die Kriechvorhersage gemäß [28] gegebenen Beziehungen – die Beiwerte $K(\rho_{tr}, f_{cm})$ in Gl. (41) und $\alpha_4(t_{0, \text{korrr}})$ in Gl. (48) neu eingeführt.

Durch den Beiwert $K(\rho_{tr}, f_{cm}) > 0$ nach Gl. (42) wird der Einfluss der gegenüber Normalbeton geringeren Steifigkeit des Leichtbetons auf den Endwert der Kriechzahl berücksichtigt. In Abhängigkeit von der Festigkeit der Zementsteinmatrix und der Rohdichte bzw. Steifigkeit der leichten Gesteinskörnungen kann der Endwert der Kriechzahl von Leichtbetonen größer oder kleiner ausfallen als der vergleichbarer normalschwerer Betone (vgl. Bild 51).

Durch die Einführung des Beiwertes $\alpha_4(t_{0, \text{korrr}})$ in Gl. (48) wird die Zeitfunktion für die Kriechzahl $\beta_c(t, t_0)$ um einen weiteren Parameter – das wirksame Belastungsalter $t_{0, \text{korrr}}$ gemäß Gl. (50) – erweitert (s. Bild 53). Damit wird der in Abschnitt 5.4 beschriebene Einfluss des Belastungsalters auf den zeitlichen Verlauf des Kriechens berücksichtigt. Nach Gl. (48) entwickelt sich das Kriechen eines im frühen Alter belasteten Betons rascher als das eines im höheren Alter belasteten Betons (s. Bild 52 links). Die Verwendung langsam erhärtender Zemente führt in den ersten Tagen nach der Belastung zu einer schnelleren Zunahme der Kriechverformungen des Betons (s. Bild 52 rechts). Mit steigendem Belastungsalter des Betons nimmt der Einfluss der Zementart auf die Zeitfunktion des Kriechens deutlich ab.

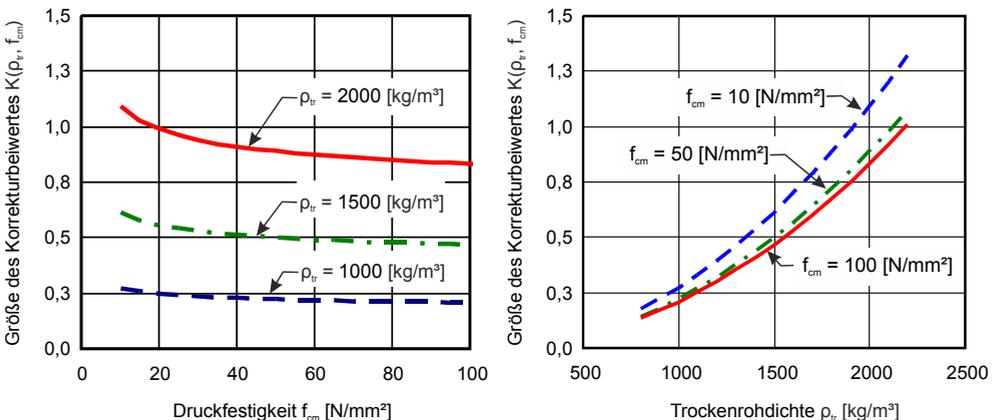


Bild 51: Beiwert $K(\rho_{tr}, f_{cm})$ nach Gl. (41) in Abhängigkeit von der Druckfestigkeit und der Trockenrohichte des Leichtbetons

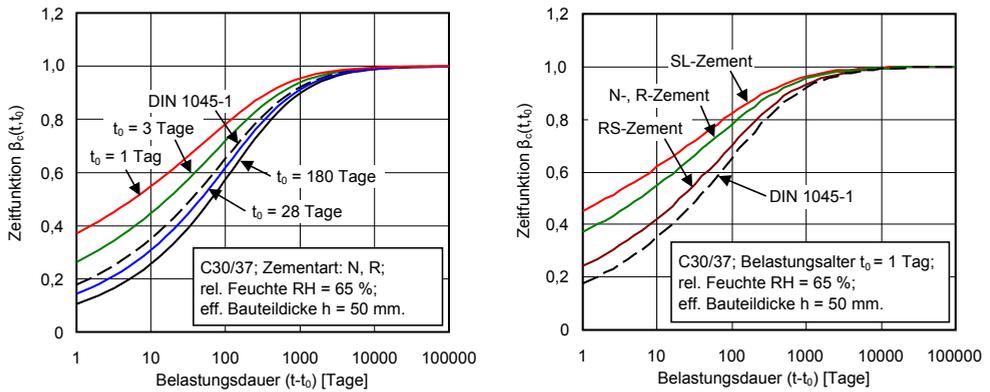


Bild 52: Gegenüberstellung der Zeitfunktion $\beta_c(t, t_0)$ nach Gl. (48) für Betone mit unterschiedlichen Zementarten beim Belastungsalter $t_0 = 1$ Tag (rechts) bzw. für Betone mit N-, R-Zement bei unterschiedlichen Belastungsaltern (links) sowie der entsprechenden Zeitfunktion nach DIN 1045-1; Lagerung: 20 °C, 65 % r. F.

Die vorgenommene Modifikation der bewährten Hyperbelfunktion in Gl. (48), die anhand zahlreicher Versuchsergebnisse zum zeitlichen Kriechverlauf von Normalbeton abgeleitet wurde, lässt sich sowohl theoretisch als auch durch vorliegende experimentelle Ergebnisse begründen.

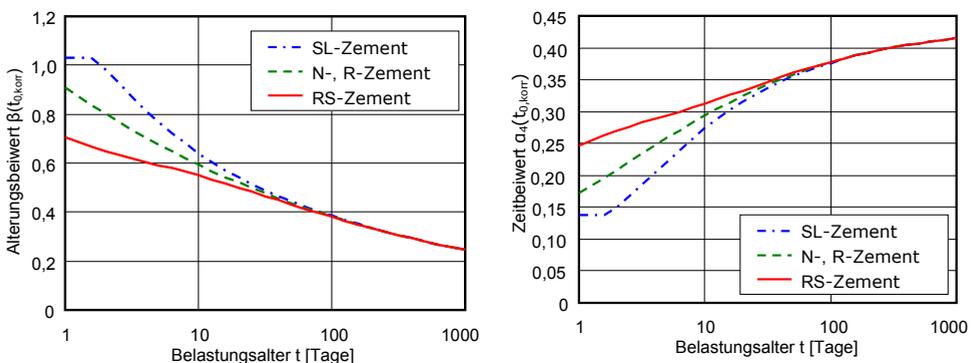


Bild 53: Zusammenhang zwischen dem Alterungsbeiwert $\beta(t_0, korrr)$ nach Gl. (46) (links) bzw. dem Beiwert $\alpha_4(t_0, korrr)$ nach Gl. (50) (rechts) und dem Belastungsalter t_0 für unterschiedliche Zementarten; Lagerungstemperatur T = 20 °C

Bei der Entwicklung des Kriechansatzes in [25] und später in der Norm DIN 1045-1 wurde vereinfachend angenommen, dass die Alterungsprozesse im Beton ausschließlich die Größe des Kriechens beeinflussen. Dieser Sachverhalt wurde durch Einfügen eines entsprechenden Parameters – des sogenannten Alterungsbeiwertes $\beta(t_0)$ nach Gl. (46) – im Kriechansatz berücksichtigt (s. Bild 53 links).

Infolge fortschreitender Hydratation während der Belastung verändern sich die mechanisch-physikalischen Eigenschaften (Festigkeit, Steifigkeit, Porosität etc.) des Betons. Eine Zunahme der Festigkeit des Betons während der Belastungsdauer führt automatisch zur Veränderung des tatsächlichen Belastungsgrades (Quotient aus der kriecherzeugenden Spannung und der Betonfestigkeit) und infolgedessen auch zu einer Verlangsamung der Zunahme der Kriechverformungen mit steigender Belastungsdauer. Je nach Belastungsalter besitzt der Beton somit einen unterschiedlich hohen Hydratationsgrad und als Folge davon ein unterschiedlich großes Potenzial zur Reduzierung des tatsächlichen Belastungsgrades während der gesamten Belastungsdauer. Bei einem früh belasteten Beton nimmt seine Festigkeit bzw. Steifigkeit mit fortschreitender Dauer der Belastung deutlich zu, was zu einer Verlangsamung der zeitlichen Entwicklung des Kriechens nach langer Belastungsdauer führt. Wird ein Beton dagegen im hohen Alter belastet – das bedeutet bei einem hohen Hydratationsgrad zum Belastungszeitpunkt – ist gegenüber einem früh belasteten Beton mit einer geringeren Abnahme der Kriechgeschwindigkeit während der Belastungsdauer zu rechnen. Die Höhe des Hydratationsgrades zu gegebenem Betonalter wird durch die Hydratationsgeschwindigkeit bestimmt, die wiederum von der Reaktivität des Zements und von der Umgebungstemperatur während des Hydratationsvorgangs abhängig ist. Dies wurde bei der Herleitung des Alterungsbeiwertes $\beta(t_0)$ durch das Einfügen eines von der Zementart und Temperatur abhängigen wirksamen Betonalters $t_{0,korr}$ in Gl. (47) berücksichtigt. Mit sinkender Reaktivität des Zements und/oder bei niedrigen Temperaturen während der Betonbelastung nimmt der Einfluss des Belastungsalters auf die Größe der Kriechverformungen deutlich zu (vgl. Bild 53).

Die zeitliche Entwicklung des Kriechens wurde bis jetzt nur in Abhängigkeit von der Umgebungsfeuchte und den Bauteilabmessungen betrachtet. Die oben beschriebenen Vorgänge lassen den Schluss zu, dass neben den genannten Parametern auch der Einfluss des wirksamen Belastungsalters bei der mathematischen Formulierung der Zeitfunktion für die Kriechver-

formung berücksichtigt werden sollte. Dies gilt sowohl für Normal- als auch für Leichtbeton.

Die vorangegangenen analytischen Überlegungen werden z. T. durch die Ergebnisse der eigenen experimentellen Untersuchungen (s. a. Abschnitt 5.4), bei denen Betonproben gleicher Zusammensetzung und Abmessungen unter sonst gleichen Umgebungsbedingungen im unterschiedlichen Alter belastet wurden, bestätigt (s. Bild 54).

In Bild 54 sind die auf das Belastungsalter von $t_0 = 28$ Tage bezogenen Kriechzahlen, die aus den Messdaten abgeleitet bzw. nach dem neuen Ansatz berechnet wurden, über die Belastungsdauer ($t-t_0$) aufgetragen. Es wird deutlich, dass der im Experiment festgestellte Einfluss des Belastungsalters auf den zeitlichen Kriechverlauf des Betons vom neuen Ansatz prinzipiell richtig wiedergegeben wird, wenngleich größere streuungsbedingte Abweichungen auftreten.

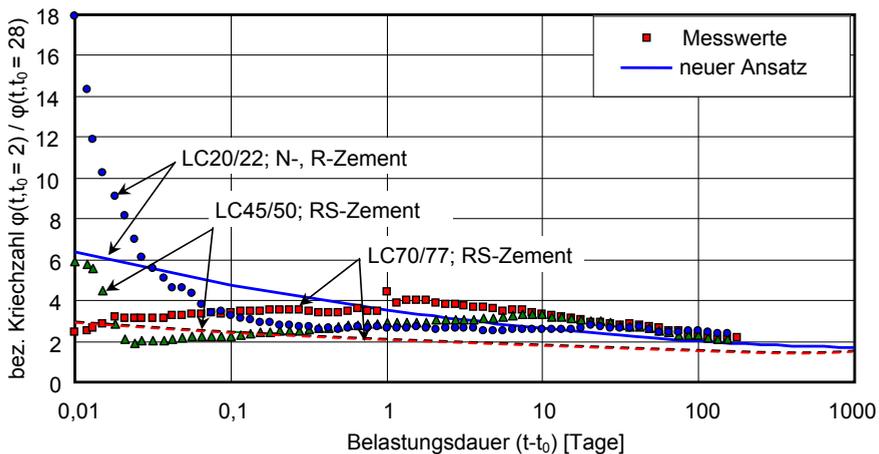


Bild 54: Einfluss des Belastungsalters auf die zeitliche Entwicklung des Kriechens der untersuchten Leichtbetone

Hinsichtlich der Sinnhaftigkeit der vorgeschlagenen Modifikation der Zeitfunktion nach Gl. (48) für die Vorhersage des Kriechens von normalschweren Betonen ist noch anzumerken, dass sich die vorgeschlagenen Änderungen sehr positiv bei der Betrachtung von zwei speziellen Anwendungsfällen auswirken. Hierbei handelt es sich um die Berechnung des zeitlichen Kriechverlaufs bei vollständiger Entlastung und des zeitlichen Verlaufs der

Relaxationsspannungen. Darauf wird in Abschnitt 6.4 ausführlicher eingegangen.

Der Gültigkeitsbereich des hier dargestellten Vorhersageverfahrens für das Kriechen erstreckt sich auf Bauteile aus Konstruktionsleichtbeton auf Bläh-tonbasis mit einer mittleren Druckfestigkeit $20 \leq f_{cm} \leq 80 \text{ N/mm}^2$ und einer Trockenrohdichte $1000 \text{ kg/m}^3 \leq \rho_{tr} \leq 2000 \text{ kg/m}^3$. Die Betone sollten weiterhin nicht länger als 14 Tage feucht nachbehandelt, unter üblichen Umgebungsbedingungen, d. h. bei Temperaturen von $15 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $30 \text{ }^\circ\text{C}$ und relativer Luftfeuchte von 40 % bis 100 %, gelagert und frühestens 24 Stunden nach der Herstellung einer Last $\leq 40\%$ der mittleren Betonfestigkeit f_{cm} zum Zeitpunkt der Belastung ausgesetzt worden sein.

6.4 Konsequenzen der Modifikation des Grundansatzes der DIN 1045-1 zur Ermittlung des Kriechens

Der mathematische Aufbau des Ansatzes zur Vorhersage des Kriechens von Normal- bzw. Leichtbeton der DIN 1045-1 entspricht dem sogenannten Produktansatz, der durch eine multiplikative Verknüpfung voneinander unabhängiger Funktionen zur Berücksichtigung der Einflussparameter Belastungsalter und Belastungsdauer gekennzeichnet ist. Dies ist der Fall, wenn Gl. (41) in Verbindung mit den nachfolgenden Gln. (42) bis (51) verwendet wird, jedoch für $\alpha_4(t_{0,korr}) = \text{const} = 0,3$ gilt (s. DIN 1045-1).

Aus früheren Veröffentlichungen (s. a. [25], [26], [73]) ist bekannt, dass Produktansätze im Gegensatz zu sog. Summationsansätzen verschiedene Schwächen bei der korrekten Abbildung des Verformungsverhaltens von Beton aufweisen. Auf diese wird im vorliegenden Abschnitt kurz eingegangen.

Bei einem viskoelastischen Werkstoff lassen sich die Verformungen infolge einer veränderlichen Belastung mit Hilfe des Superpositionsprinzips von Boltzmann [19] bzw. McHenry [63] berechnen. Die Anwendung des Superpositionsprinzips setzt ein lineares Verhalten des Betons voraus. Das bedeutet, dass die Einwirkung (Spannungen) und die daraus resultierende Reaktion (Verformungen) des Betons zueinander proportional sein müssen. Eingehende experimentelle und theoretische Untersuchungen (s. [92]) belegen, dass im Bereich der Gebrauchsspannungen annähernd eine Proportionalität zwischen der kriecherzeugenden Spannung σ_c und

der Kriechdehnung ε_{cc} besteht und folglich Beton in diesem Bereich in guter Näherung als linearer viskoelastischer Werkstoff betrachtet werden kann. Somit darf das Superpositionsprinzip zur Ermittlung der Verformungen des Betons bei veränderlicher Spannung aus dem Kriechverhalten unter konstanter Spannung herangezogen werden.

In Bild 55 ist die Anwendung des Superpositionsprinzips zur Ermittlung der Kriechverformungen $\varepsilon_{cc}(t, \sigma)$ unter veränderlicher Last σ_c bei einer sprunghaften Lasterhöhung $\Delta\sigma_c$ (links) bzw. einer Lastminderung $-\Delta\sigma_c$ (rechts) dargestellt.

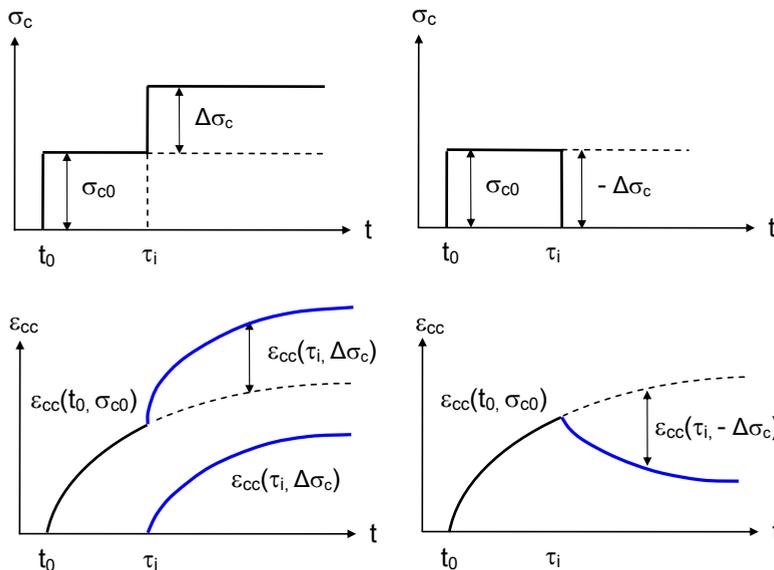


Bild 55: Anwendung des Superpositionsprinzips zur Berechnung des Kriechens unter veränderlicher Last im Falle einer Lasterhöhung (links) bzw. einer Entlastung (rechts)

Wie bereits erwähnt, entspricht der Kriechansatz in der DIN 1045-1 aus mathematischer Sicht einem sog. Produktansatz. Für den Fall einer vollständigen Entlastung müsste das Modell, um physikalisch plausibel zu sein, eine monoton bis zu einem bestimmten Endwert abnehmende Verformung beschreiben, die jedoch keine negativen Funktionswerte annehmen darf (vgl. Bild 55 rechts). Stattdessen wird bei den Berechnungen für eine hinreichend lange Entlastungsdauer eine Verformungszunahme, anstatt der in Realität zu erwartenden Abnahme bei voll entlasteten Beton-

bauteilen, vorhergesagt. Dieser Effekt wird im Weiteren als „**Dehnungs-umkehr**“ bezeichnet. Eine Analyse des Kriechansatzes der DIN 1045-1 zeigt, dass mit sinkendem Belastungsalter und sinkender Belastungsdauer, sinkender Druckfestigkeit, zunehmender wirksamen Bauteildicke oder steigender Umgebungsfeuchte der unerwünschte Effekt der Dehnungs-umkehr früher eintritt und dabei eine deutliche Zunahme der Kriechverformungen – z. T. über 300 % bezogen auf den berechneten minimalen Wert der Rückkriechverformung $\varphi_{R,min}(t, t_0, t_e)$ (s. a. Gl. (52)) – zu verzeichnen ist. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt bei versiegelt gelagerten Bauteilen aus mit SL-Zement hergestelltem Beton, die im sehr frühen Alter (z. B. $t_0 = 1$ Tag) belastet und nach sehr kurzer Belastungsdauer vollständig entlastet wurden (s. Bild 56).

Bei dem in Bild 56 dargestellten Betonbauteil wurde ca. 10 Tage nach der vollständigen Entlastung eine Kriechzahl $\varphi_{R,min}(t, t_0, t_e) = 0,52$ ermittelt. Danach nimmt die Größe der Kriechzahl über die gesamte Beobachtungsdauer kontinuierlich zu und erreicht nach 100.000 Tagen den Wert $\varphi_{R,max}(t, t_0, t_e) = 1,62$. Somit beträgt die Zunahme der Kriechzahl $\Delta\varphi_R(t, t_0, t_e)$ nach Gl. (52) rund 212 % gegenüber dem minimalen Wert der Rückkriechverformung $\varphi_{R,min}(t, t_0, t_e)$.

$$\Delta\varphi_R(t, t_0, t_e) = \frac{(\varphi_{R,max}(t, t_0, t_e) - \varphi_{R,min}(t, t_0, t_e))}{\varphi_{R,min}(t, t_0, t_e)} \cdot 100\% \quad (52)$$

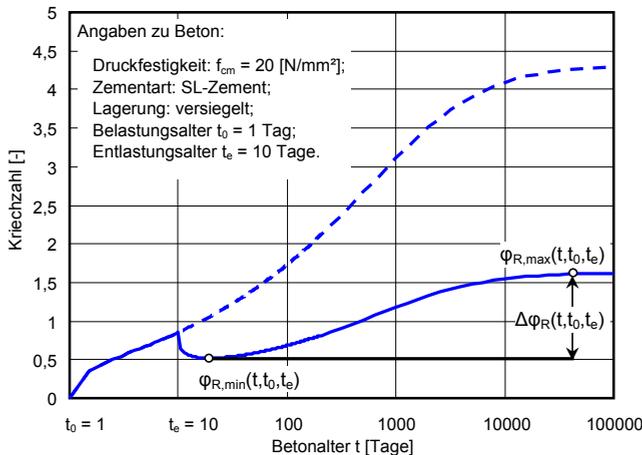


Bild 56: Zeitlicher Verlauf der Kriechzahl von Normalbeton gemäß dem Vorhersageverfahren der DIN 1045-1 bei vollständiger Entlastung

Des Weiteren zeigen die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie, dass eine Dehnungsumkehr bei der Anwendung des Vorhersageverfahrens für das Kriechen nach DIN 1045-1 immer eintritt, wenn die Rückkriechverformungen für eine hinreichend lange Entlastungsdauer berechnet werden. Der Grund hierfür ist darin zu sehen, dass für die mathematische Beschreibung der zeitlichen Verläufe des Kriechens für den Fall der Belastung sowie der vollständigen Entlastung im Produktansatz dieselbe, vom Be- bzw. Entlastungsalter unabhängige, hyperbolische Zeitfunktion verwendet wird.

Vor diesem Hintergrund wurde in der vorliegenden Arbeit die Zeitfunktion für die Berechnung der Kriechverformung für normalschweren Beton bzw. Leichtbeton so verändert, dass der zu erwartende Fehler $\Delta\varphi_R(t, t_0, t_e)$ für die berechnete Rückkriechverformung um ein Vielfaches reduziert werden konnte und für die meisten praxisrelevanten Fälle als gering (d. h. unter 20 %) einzustufen ist. Die Modifizierung der Zeitfunktion nach Gl. (48) kann die Dehnungsumkehr zwar nicht vollständig unterbinden, bewirkt aber, den Ergebnissen der durchgeführten Parameterstudie zufolge, in allen betrachteten Fällen eine gegenüber der DIN 1045-1 deutliche Reduzierung der Zunahme der Kriechverformungen nach vollständiger Entlastung (vgl. Bild 57).

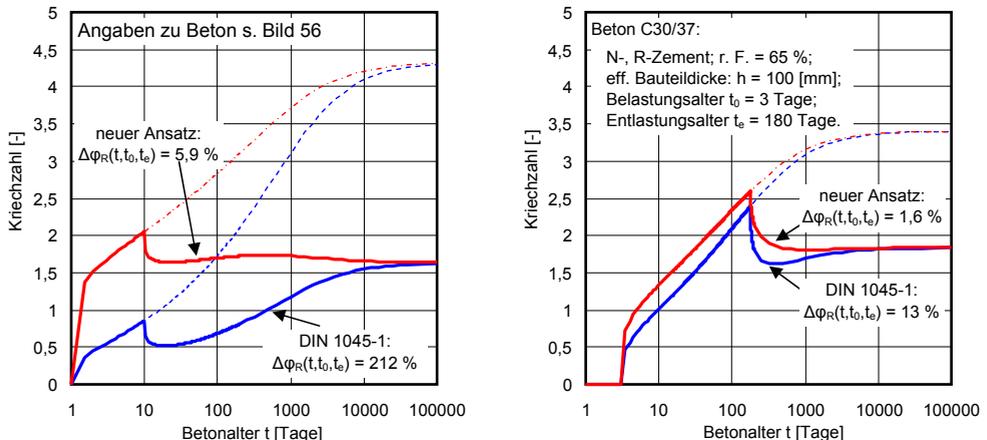


Bild 57: Gegenüberstellung der zeitlichen Verläufe der Kriechzahl nach dem Vorhersageverfahren der DIN 1045-1 bzw. nach dem eigenen Ansatz bei vollständiger Entlastung für einen Beton C12/15 (links) und einen Beton C30/37 (rechts)

In Bild 57 sind exemplarisch die nach DIN 1045-1 bzw. nach dem eigenen Ansatz ermittelten zeitlichen Kriechzahlverläufe für einen Beton C12/15 gemäß Angaben in Bild 56 (s. Bild 57 links) und einen Beton C30/37 (s. Bild 57 rechts) dargestellt. Zur besseren Vergleichsmöglichkeit der beiden Ansätze sind in Bild 57 die nach Gl. (52) berechneten Fehler $\Delta\varphi_R(t, t_0, t_e)$ angegeben.

Inwieweit die aus analytischen Überlegungen und experimentellen Untersuchungen vorgenommene Modifikation der Zeitfunktion für das Kriechen von Beton die realen Verhältnisse widerspiegelt, muss durch weitere experimentelle Untersuchungen an Normal- bzw. Leichtbeton überprüft werden. Dabei sind Versuche an im frühen Alter ($t_0 < 2$ Tage) belasteten Betonen, bei denen nur die Zementart – SL-, N-, R- bzw. RS-Zement – variiert wird, von besonderem Interesse. Ganz entscheidend für solche Untersuchungen sind eine genaue Ermittlung der elastischen Anfangsdehnungen und das Einhalten von hohen Messraten in den ersten 24 Stunden im Kriechversuch, insbesondere für die spätere Auswertung der zeitlichen Kriechverläufe des Betons. Absolut ungeeignet ist in diesem Fall die Methode, nach der die Größe der elastischen Anfangsverformung aus dem im Parallelversuch ermittelten Tangenten- bzw. Sekanten-E-Modul errechnet wird. An dieser Stelle sei angemerkt, dass ein langsames Aufbringen der Last bzw. mehrmaliges Be- und Entlasten der Betonprobe vor dem Messbeginn im Kriechprüfstand einen deutlichen Einfluss auf die Untersuchungsergebnisse zur Quantifizierung der Zeitfunktion für das Betonkriechen haben. Empfehlenswert sind Kriechprüfstände, bei denen die Prüflast kontrolliert und so rasch wie möglich aufgebracht wird und dabei die Verformungen der in den Prüfstand eingebauten Betonproben schon während des Belastungsvorgangs erfasst werden.

Eine weitere Schwäche zeigt der Produktansatz der DIN 1045-1 bei der Berechnung des Spannungsabfalls infolge der **Relaxation** des Betons [25], [73].

Unter Relaxation versteht man einen zeitabhängigen Abbau der Spannung $\sigma(t, \varepsilon_0)$ unter dauernd wirkender, konstanter Zwangsdehnung ε_0 (vgl. Bild 58). Kriechen und Relaxation sind – als Folge verschiedener Randbedingungen – unterschiedliche Erscheinungsformen des Materialverhaltens, beruhen jedoch auf demselben Materialgesetz (s. a. [11]), nämlich Gl. (5). Ohne Berücksichtigung des Schwindens können für die Relaxation und das Kriechen folgende mathematische Beziehungen abgeleitet werden (s. Gln. (53) und (54)):

$$\sigma(t, \varepsilon_0) = \varepsilon_0 \cdot R(t, t_0) \quad (53)$$

$$\varepsilon(t, \sigma_0) = \sigma_0 \cdot J(t, t_0) \quad (54)$$

dabei stellt $R(t, t_0)$ die Relaxationsfunktion und $J(t, t_0)$ die Kriechfunktion nach Gl. (10) dar. In Bild 58 sind die oben gegebenen Grundbeziehungen für die Relaxation (links) und das Kriechen (rechts) schematisch dargestellt.

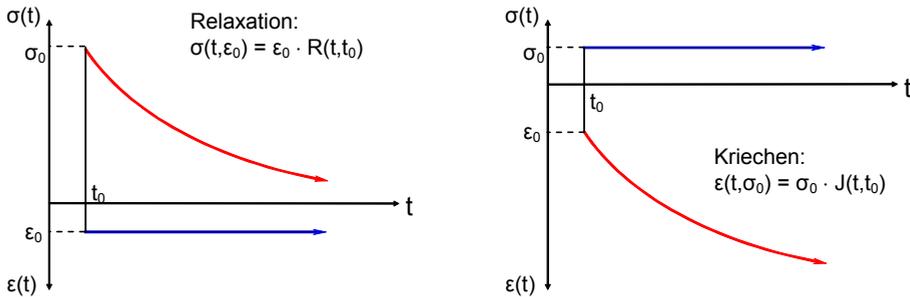


Bild 58: Schematische Darstellung der Grundbeziehungen für die Relaxation (links) und das Kriechen (rechts) nach Gln. (53) und (54)

Der Zusammenhang zwischen dem Kriechen und der Relaxation ist für einen viskoelastischen Körper mit zeitabhängigen Werkstoffgrößen auf der Grundlage des zu Beginn dieses Abschnittes beschriebenen Superpositionsprinzips durch eine Integralgleichung (s. Gl. (5)) darstellbar (s. a. [82]). Eine ausführliche Beschreibung unterschiedlicher Lösungsansätze findet man z. B. in [11], [12] und [26]. In der vorliegenden Arbeit wurde zur Ermittlung der Relaxationsspannungen der Algorithmus gemäß [27] angewendet.

Die Berechnung der Spannungen für relaxierende Betonbauteile nach dem Kriechansatz der DIN 1045-1 führt unter bestimmten Umständen zu unsinnigen Ergebnissen, in denen die berechnete Spannung während der Relaxationsphase ihr Vorzeichen ändert (s. Bild 59).

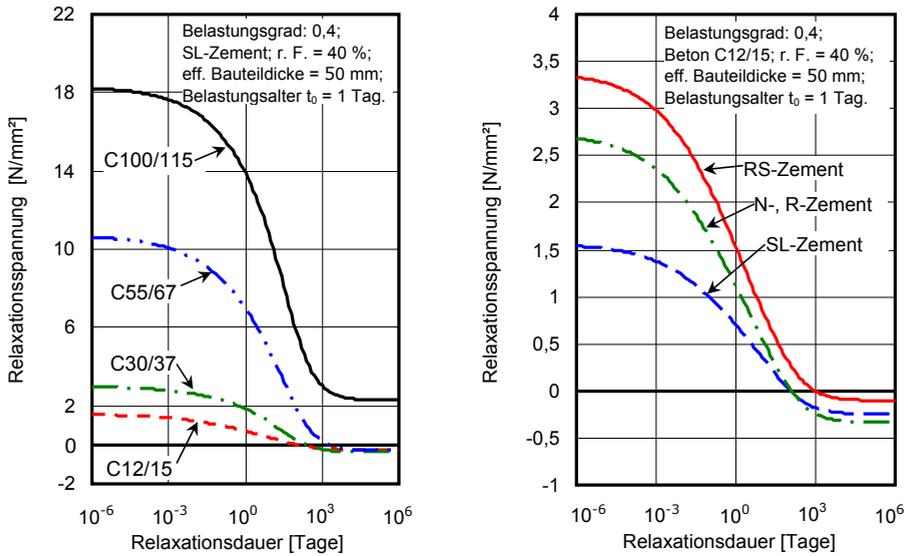


Bild 59: Zeitliche Verläufe der Relaxationsspannung nach DIN 1045-1 für normal- und hochfeste Betone (links) bzw. für mit unterschiedlichen Zementarten hergestellten Beton C12/15 (rechts)

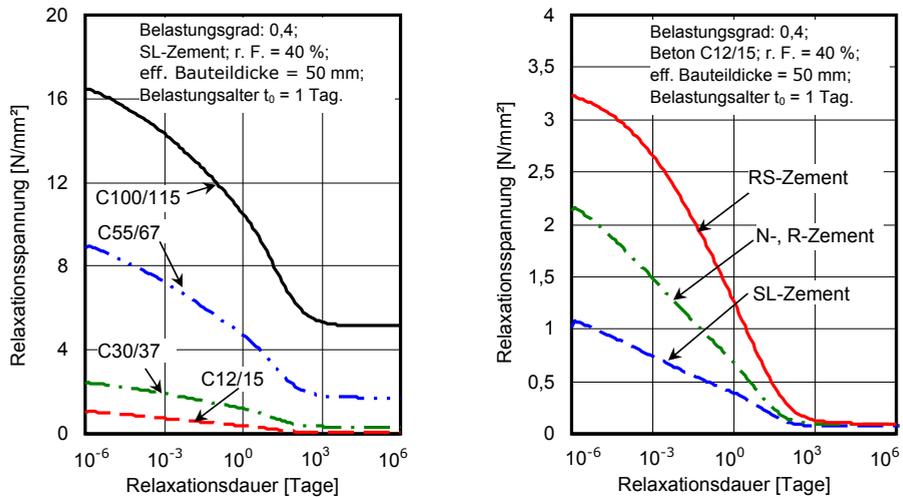


Bild 60: Zeitliche Verläufe der Relaxationsspannung nach eigenem Ansatz für normal- und hochfeste Betone (links) bzw. für mit unterschiedlichen Zementarten hergestellten Beton C12/15 (rechts)

Mit sinkender Festigkeit und sinkendem Belastungsalter von Beton sowie mit sinkender Umgebungsfeuchte oder sinkender wirksamer Bauteildicke tritt dieser Effekt früher auf. Im Hinblick auf die Plausibilität der Rechenergebnisse ist es als besonders kritisch anzusehen, wenn trocken gelagerte (r. F. = 40 %) niederfeste Betonbauteile, die mit einem langsam (SL) bzw. normal erhärtenden Zement (N, R) hergestellt wurden, im sehr frühen Betonalter ($t_0 = 1$ Tag) zu relaxieren beginnen.

In Bild 59 sind exemplarisch die zeitlichen Verläufe der Relaxationsspannungen nach DIN 1045-1 für normal- und hochfeste Betone unter variierenden Parametern zusammengestellt. Aus diesen Bildern wird deutlich, dass die Relaxationsspannung früh belasteter normalfester Betone mit dem Modell in der DIN 1045-1 nicht korrekt vorhergesagt wird.

Die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie (s. Bild 60) haben gezeigt, dass durch die Erweiterung der Zeitfunktion um einen belastungsaltersabhängigen Beiwert (s. Abschnitt 6.3) ein Vorzeichenwechsel bei der Berechnung der Relaxationsspannung für die im Gültigkeitsbereich des neuen Ansatzes liegenden Betone (s. Abschnitt 6.3)) nicht mehr auftritt. Der Fehler tritt nur dann ein, wenn Betone mit einer Druckfestigkeit $f_{cm} < 9$ N/mm² (d. h. außerhalb des Gültigkeitsbereichs der Norm DIN 1045-1 für Normal- bzw. Leichtbeton) betrachtet werden und ist somit nicht praxisrelevant. Dies veranschaulicht Bild 60, in dem die nach dem eigenen Ansatz berechneten Relaxationsspannungsverläufe für die in Bild 59 betrachteten Betone dargestellt sind.

Die im vorliegenden Abschnitt angeführten Argumente für eine Modifikation der Zeitfunktion für das Kriechen in der DIN 1045-1 ergeben sich zum einen aus der Tatsache, dass neben der Größe auch der zeitliche Verlauf der experimentell ermittelten Kriechverformungen bei den hier untersuchten Betonen offensichtlich durch den Zeitpunkt der Belastung (d. h. dem Belastungsalter) des Betons beeinflusst wird (s. Abschnitt 6.3) und zum anderen aus überwiegend analytischen Überlegungen zur Frage der Minimierung von bekannten Schwächen eines Produktansatzes zur Vorhersage des Kriechens von Normalbeton. Aus den dargestellten Ergebnissen der durchgeführten Parameterstudie für Normalbeton lässt sich erkennen, dass die Erweiterung der Zeitfunktion für das Kriechen um einen belastungsaltersabhängigen Beiwert eine deutliche Verbesserung der Vorhersage hinsichtlich der Dehnungsumkehr und dem Vorzeichenwechsel bei der Berechnung der Relaxationsspannung bewirkt. Darüber hinaus wird durch die Modifikation der Zeitfunktion die Vorhersage des zeitlichen Verlaufs

der Kriechverformungen unter konstanter Lasteinwirkung deutlich verbessert. Zur abschließenden Optimierung der in DIN 1045-1 gegebenen Zeitfunktion bedarf es allerdings weiterer umfangreicher statistischer Untersuchungen auf der Grundlage der Versuchsergebnisse in der RILEM-Datenbank, wie sie für CEB Model Code 90 bzw. für DIN 1045-1 durchgeführt wurden.

6.5 Validierung der Ansätze für das Schwinden und Kriechen

Grundlage für die Entwicklung eines neuen bzw. die Überprüfung des bestehenden Ansatzes zur Vorhersage des Schwindens und des Kriechens von Konstruktionsleichtbeton bildeten die in Kapitel 4 dargestellten Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zum Langzeitverformungsverhalten dieser Betone. In diesem Abschnitt werden die nach dem neuen Ansatz berechneten Werte und die Messdaten einander gegenübergestellt und die Genauigkeit des Ansatzes statistisch bewertet.

6.5.1 Statistische Kenngrößen

Zur Quantifizierung der Vorhersagegenauigkeit des neuen Ansatzes werden statistische Kennwerte herangezogen. Hierzu ist unter anderem der sog. spezifische Variationskoeffizient v geeignet, dessen Berechnungsalgorithmus nach [73] im Folgenden erläutert ist.

In Bild 61 sind die im Versuch ermittelten bzw. vorhergesagten Verformungen $\epsilon(\bar{t})$ über der Zeit (Dauer) \bar{t} aufgetragen. Bei den statistischen Untersuchungen wird davon ausgegangen, dass $i = 1$ bis N Einzelversuche (Schwind- bzw. Kriechversuche) mit jeweils $j = 1$ bis n Versuchswertepaaren (t_{ij}, ϵ_{ij}) existieren (s. Bild 61).

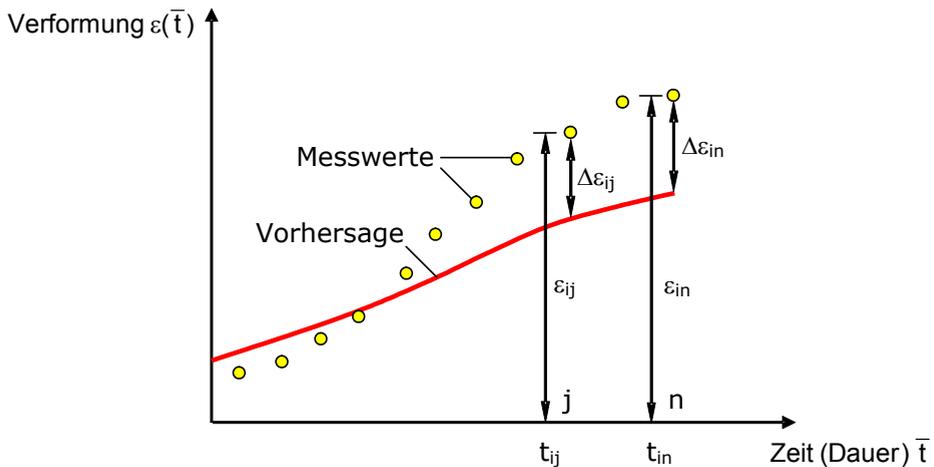


Bild 61: Beiwerte zur Bestimmung der Vorhersagegenauigkeit nach [73]

Der modifizierte Standardschätzfehler s_i des i -ten Einzelversuches berechnet sich wie folgt (Gl. (55)):

$$s_i = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{j=1}^n (\Delta\varepsilon_{ij})^2} \quad (55)$$

Dabei sind:

- $\Delta\varepsilon_{ij}$ = Ordinatendifferenz zwischen der vorhergesagten Verformung und dem Messwert ε_{ij} (Messwert der i -ten Messreihe zum Zeitpunkt \bar{t} ;
- n = Anzahl der Vergleichsstellen des i -ten Versuchs.

Der spezifische Variationskoeffizient v_i berechnet sich nach Gl. (57) aus dem Quotienten des Standardschätzfehlers des Einzelversuchs s_i (s. Gl. (55)) und des mittleren beobachteten Verformungswerts der i -ten Messwertreihe $\bar{\varepsilon}_i$ nach Gl. (56).

$$\bar{\varepsilon}_i = \frac{1}{n} \cdot \sum_{j=1}^n \varepsilon_{ij} \quad (56)$$

$$v_i = \frac{s_i}{\bar{\varepsilon}_i} = \frac{\sqrt{n^2 \cdot \sum_{j=1}^n (\Delta \varepsilon_{ij})^2}}{\sqrt{(n-1) \cdot \left(\sum_{j=1}^n \varepsilon_{ij} \right)^2}} \quad (57)$$

Dabei stellt ε_{ij} den Wert der beobachteten Verformung des Versuchs i zum Zeitpunkt j dar (s. Bild 61).

Zur abschließenden Beurteilung des Ansatzes auf der Grundlage eines Vergleichs mit N Versuchen kann der mittlere Variationskoeffizient V nach Gl. (58) sowie der mittlere Standardschätzfehler S nach Gl. (59) ermittelt werden.

$$V = \sqrt{\frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N v_i^2} \quad (58)$$

$$S = \sqrt{\frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N s_i^2} \quad (59)$$

Der oben beschriebene Berechnungsalgorithmus kann uneingeschränkt für die statistische Auswertung monoton fallender (Trocknungsschwinden) bzw. monoton wachsender Werte, wie z. B. der Kriechverformung (d. h. der Kriechzahl oder der Kriechfunktion), verwendet werden.

Bei der analytischen Überprüfung der Vorhersagegenauigkeit für das Schwinden von Leichtbeton besitzt dieser Algorithmus jedoch einen großen Nachteil, der es unmöglich macht, eine sinnvolle statistische Bewertung des Schwindansatzes anhand der modifizierten Variationskoeffizienten nach Gl. (57) bzw. Gl. (58) durchzuführen. Bei allen hier untersuchten Leichtbetonen wurden während der gesamten Messdauer ausgeprägte Quellverformungen zu Beginn der Messung, gefolgt von Schwindverkürzungen im Anschluss an die mehrtägige Quellphase, gemessen. Somit tritt bei der grafischen Darstellung des Schwindverlaufs über die Messdauer nach einer hinreichend langen Beobachtungsdauer ein Nulldurchgang auf (s. Bild 62). Dies hat zur Folge, dass sich für den mittleren beobachteten Verformungswert $\bar{\varepsilon}_i$ nach Gl. (56) z. T. sehr kleine Werte ergeben und somit der Parameter v_i nach Gl. (57), definiert als Quotient des Standardschätzfehlers s_i und des mittleren beobachteten Verformungswerts $\bar{\varepsilon}_i$, sehr hohe Werte annehmen kann. Dadurch kann fälschlicherweise der Eindruck entstehen, dass das Schwindmodell stark von den gemessenen Werten abweicht, obwohl es den gesamten beobachteten Schwindverlauf in guter

Näherung wiedergibt. Trotz dieser Schwäche ist der nach Gl. (57) errechnete Variationskoeffizient v_i gut geeignet, um die Vorhersagegenauigkeit des DIN-Modells und des neuen Ansatzes mit einander zu vergleichen und wird in dieser Arbeit zur qualitativen Bewertung der Vorhersageverfahren für das Schwinden von Leichtbeton eingesetzt (s. Abschnitt 6.5.2).

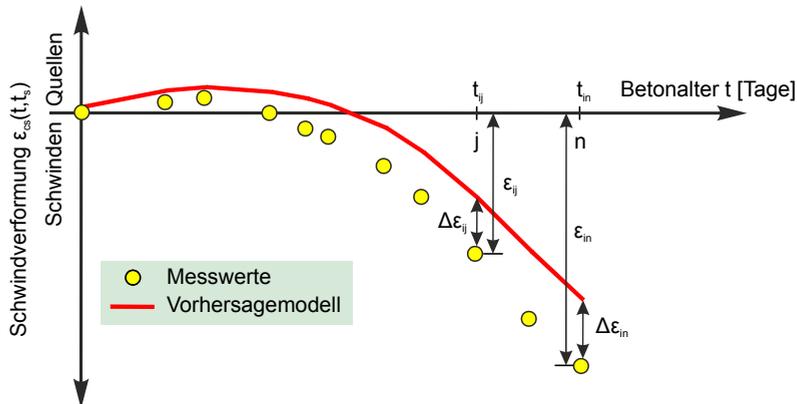


Bild 62: Bestimmung der Vorhersagegenauigkeit für das Schwinden von Leichtbeton

Neben der Überprüfung der Vorhersagegenauigkeit für das Schwinden bzw. das Kriechen nach dem o. g. Verfahren sind noch weitere statistische Kenngrößen zur Bewertung des Rechenansatzes hilfreich. Um zusätzliche Informationen über die Größe von Fehlern an einzelnen Stützstellen gemäß Gl. (8) (s. Abschnitt 3.4.5) bzw. von Fehlern bei der Berechnung entsprechender Verformungsendwerte für einzelne Versuchsreihen zu erhalten, werden unter anderem der mittlere Fehler f_i nach Gl. (60) sowie der Quotient m_i nach Gl. (61) herangezogen (s. a. [73]):

$$f_i = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left| \frac{\varepsilon_{ij, \text{Modell}} - \varepsilon_{ij, \text{Versuch}}}{\varepsilon_{ij, \text{Versuch}}} \right| \quad (60)$$

$$m_i = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \frac{\varepsilon_{ij, \text{Modell}}}{\varepsilon_{ij, \text{Versuch}}} \quad (61)$$

In Gln. (60) und (61) bedeutet $\varepsilon_{ij, \text{Modell}}$ die für den Versuch i zum Zeitpunkt j vorhergesagte und $\varepsilon_{ij, \text{Versuch}}$ die entsprechende im Experiment beobachtete Verformung. Der Quotient m_i gibt darüber Auskunft, ob die vorherge-

sagte Verformung zum Zeitpunkt j den experimentellen Wert im Mittel unter- bzw. überschätzt.

Für die statistische Bewertung der aus Messdaten extrapolierten $\varepsilon_{i\infty, \text{Versuch}}$ bzw. nach dem Ansatz berechneten $\varepsilon_{i\infty, \text{Modell}}$ Verformungsendwerte wurde der mittlere Fehler F nach Gl. (62) errechnet:

$$F = \sqrt{\frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N \left(\frac{\varepsilon_{i\infty, \text{Modell}} - \varepsilon_{i\infty, \text{Versuch}}}{\varepsilon_{i\infty, \text{Versuch}}} \right)^2} \quad (62)$$

In Kombination mit dem mittleren Variationskoeffizienten V nach Gl. (58) liefert der mittlere Fehler F nach Gl. (62) eine Aussage über die Vorhersagegenauigkeit des Modells für den zeitlichen Verlauf und für die zu erwartenden Endwerte der Verformungen für alle Versuche.

6.5.2 Vorhersage der Schwindverformungen

Die Ergebnisse der statistischen Auswertung des Vorhersagemodells für das Schwinden von Leichtbeton sind in den nachfolgenden Bildern 63 - 67 sowie in Tabelle 22 dargestellt.

Bilder 63 und 64 zeigen exemplarisch für drei untersuchte normalfeste und hochfeste Leichtbetone die im Versuch gemessenen und die nach den Beziehungen im Kapitel 6.2 bzw. nach der DIN 1045-1 [30] vorhergesagten Schwindverläufe für versiegelt (Bild 63) und unversiegelt (Bild 64) gelagerte Betonkörper.

In Bild 65 sind die experimentell ermittelten und nach dem neuen Ansatz berechneten Trocknungsschwindverformungen gegenübergestellt.

Eine bessere Übersicht über die Genauigkeit des neuen Vorhersageverfahrens gibt Bild 66. Es zeigt eine Gegenüberstellung von allen gemessenen und nach dem Modell der DIN 1045-1 bzw. dem neuen Ansatz für das Schwinden von Leichtbeton berechneten Schwindverformungen. Die gestrichelten Linien in Bild 66 stellen die Grenzen für einen Streubereich von 30 % dar. Aus diesem Bild wird deutlich, dass mit dem neuen Ansatz die zeitlichen Schwindverläufe korrekt wiedergegeben werden.

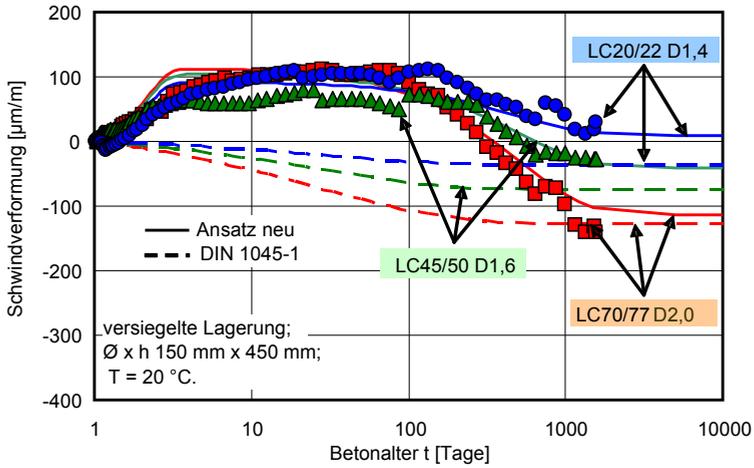


Bild 63: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage nach dem neuen Ansatz bzw. der DIN 1045-1; Gesamtschwindverformung versiegelt gelagerter Probekörper

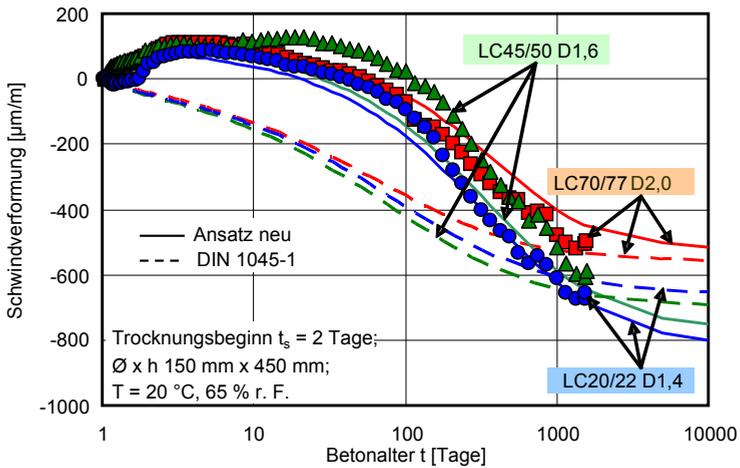


Bild 64: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage nach dem neuen Ansatz bzw. der DIN 1045-1; Gesamtschwindverformung trocken gelagerter Probekörper

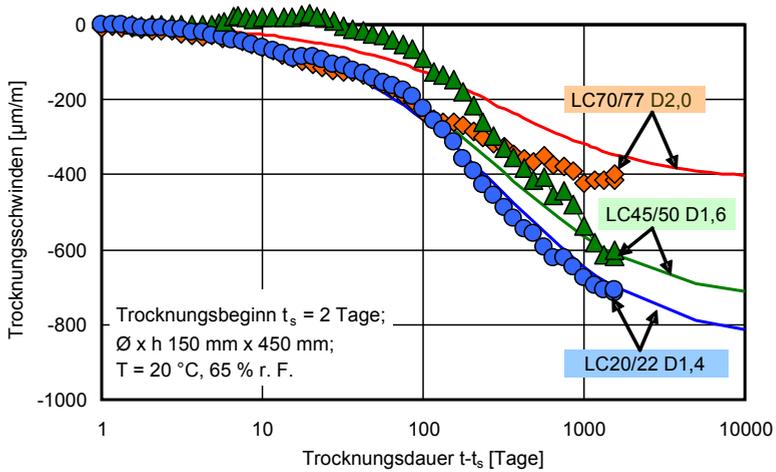


Bild 65: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage nach dem neuen Ansatz; Trocknungsschwindverformung

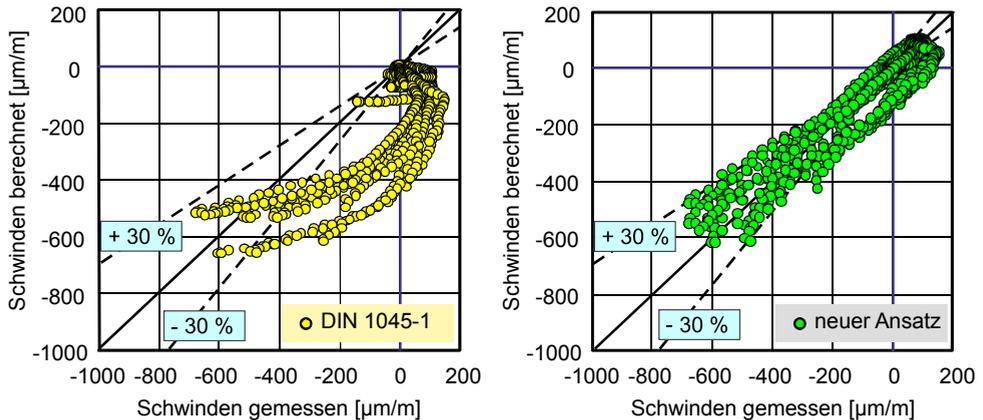


Bild 66: Gegenüberstellung der gemessenen und nach den Angaben der DIN 1045-1 (links) bzw. dem neuen Ansatz für das Schwinden von Leichtbeton (rechts) berechneten Schwindverformungen

In Tabelle 22 sind die nach Gln. (55) - (61) ermittelten statistischen Kennwerte für einzelne Schwindversuche dargestellt. Aus den zu Beginn dieses Abschnittes beschriebenen Gründen wurden z. T. sehr hohe Werte für die Parameter s_i (Spalte 3 bzw. 7) und v_i (Spalte 4 bzw. 8) errechnet. Trotz der daraus resultierenden Schwierigkeiten für die abschließende Analyse der Vorhersagegenauigkeit beider Verfahren weist der direkte

Vergleich der jeweiligen Parameter für das Verfahren der DIN 1045-1 bzw. den neuen Ansatz deutliche Unterschiede auf. Durch eine bessere Anpassung der zeitlichen Verläufe des Schwindens von Leichtbeton im neuen Modell konnte gegenüber dem Ansatz in der DIN 1045 die Größe des modifizierten Standardschätzfehlers s_i bzw. des Variationskoeffizienten v_i deutlich reduziert werden.

Tabelle 22: Statistische Kenngrößen für die Vorhersage der Schwindverformungen von Leichtbeton nach dem neuen Ansatz und dem Vorhersageverfahren der DIN 1045-1

Betón	Serie	DIN 1045-1				Neuer Ansatz			
		s_i [-]	v_i [%]	m_i [-]	f_i [%]	s_i [-]	v_i [%]	m_i [-]	f_i [%]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
LC70/77	S70g2	166,30	371,3	-0,56	358,8	32,75	73,1	0,62	40,2
	S70gv	108,31	342,4	-0,08	165,4	16,40	51,8	0,85	32,5
	S70g7	162,34	410,7	0,35	354,4	26,92	68,1	0,68	75,6
	S70k2	195,60	39937	0,82	495,4	19,94	4071,0	0,75	70,8
LC45/50	S45g2	241,82	1005,3	-0,13	300,6	83,19	345,8	0,58	113,3
	S45gv	77,24	229,0	-0,08	177,8	21,19	62,8	0,96	49,4
	S45g7	231,88	787,4	-16,27	2766,6	82,65	280,7	-3,80	641,2
	S45k2	249,08	5235,1	-2,23	680,4	87,33	1835,4	0,29	191,3
LC20/22	S20g2	156,70	170,8	0,30	583,6	33,07	36,0	0,65	136,8
	S20gv	81,48	173,8	-0,28	128,1	17,66	37,7	0,75	90,7
	S20g7	249,56	751,6	0,84	436,1	116,88	352,0	1,20	191,4
	S20k2	182,17	152,6	-7,19	1078,3	57,62	48,3	-0,06	176,1

In der Praxis genügt in vielen Fällen allein die Abschätzung eines Endwertes der Schwindverformung, d. h. die Genauigkeit der vorhergesagten Endschwindwerte ist von Interesse. Unter Ausschluss der zwei Betonserien S70k2 und S45k2, bei denen keine hinreichend sichere Extrapolation der Messwerte möglich war (s. Tabelle 18, Abschnitt 5.3), wurde ein mittlerer Vorhersagefehler von $F = 50 \%$ bestimmt. Dieser Fehler mag auf den ersten Blick groß sein. Unter Ausschluss eines einzigen Versuches „S20gv“, bei dem der extrapolierte bzw. berechnete Endwert der Schwindverformungen nahe Null liegt ($\varepsilon_{i\infty, \text{Versuch}} = -16 \text{ } [\mu\text{m/m}]$, $\varepsilon_{i\infty, \text{Modell}} = +8 \text{ } [\mu\text{m/m}]$, $F = 150 \%$), beträgt der nach Gl. (62) berechnete Vorhersagefehler für den neuen Ansatz nur noch 19% (s. a. Tabelle 18).

Bild 67 stellt die extrapolierten Endwerte der im Experiment ermittelten und die mit dem Verfahren nach DIN 1045-1 bzw. mit dem neuen Ansatz berechneten Endwerte der Schwinddehnungen gegenüber.

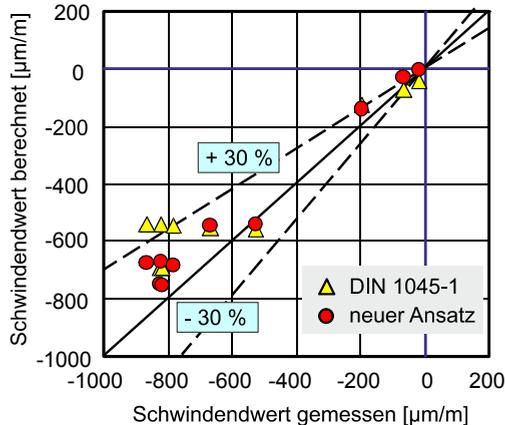


Bild 67: Gemessene und berechnete Endwerte der Gesamtschwindverformung unversiegelt gelagerter Proben in trockener Umgebung für normal- und hochfeste Leichtbetone

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass mit dem neuen Ansatz eine gegenüber dem Verfahren in der DIN 1045-1 genauere Vorhersage der zu erwartenden Schwindverformungen von Leichtbeton möglich ist. Dies betrifft nicht nur die Vorhersage der Endwerte des Schwindens, sondern vor allem auch den zeitlichen Verlauf der Schwindverformungen und dessen mathematische Beschreibung.

6.5.3 Vorhersage des Kriechens

Die Überprüfung der Vorhersagegenauigkeit der Kriechansätze nach DIN 1045-1 bzw. des in Abschnitt 6.3 beschriebenen modifizierten Ansatzes für Konstruktionsleichtbetone erfolgte auf der Basis eigener experimenteller Untersuchungen. Zur Quantifizierung der Vorhersagegenauigkeit wurde in Analogie zu der statistischen Auswertung des Kriechansatzes in CEB MC 90 bzw. DIN 1045-1 so vorgegangen, dass zuerst für jedes einzelne Experiment die in Abschnitt 6.5.1 beschriebenen statistischen Kenngrößen ermittelt wurden. Danach wurden die Ansätze hinsichtlich der Vorhersagegenauigkeit der zu erwartenden Endwerte der Kriechverformungen anhand der nach Gl. (62) errechneten mittleren Fehler bewertet.

In Anlehnung an die statistische Bewertung der Kriechmodelle in CEB MC 90 bzw. DIN 1045-1 (s. [25], [71]) wird in der vorliegenden Arbeit neben der Kriechzahl $\varphi(t, t_0)$ nach Gl. (12) (s. Tabelle 24) auch die Kriechfunktion $J(t, t_0)$ nach Gl. (10) (s. Tabelle 23) statistisch ausgewertet. Die Kriechfunktion ist eine charakteristische Materialeigenschaft und gibt die Summe aus elastischer Dehnung und Kriechdehnung unter der Wirkung einer konstanten Last an (s. Abschnitt 3.4.5). Die Ergebnisse der statistischen Analyse der Kriechfunktion liefern somit eine Aussage über die Vorhersagegenauigkeit der Ansätze für die gesamte lastinduzierte Verformung des Betons, d. h. für die elastische Verformungskomponente – Tangenten-E-Modul E_{c0m} nach Gl. (21) und seine Alterungsfunktion $E_{c0}(t_0)$ nach Gl. (19) (s. a. Abschnitt 5.2) – sowie für die zu erwartende Kriechverformung – Kriechzahl $\varphi(t, t_0)$.

In Tabelle 23 sind der Variationskoeffizient v_i (Spalte 4 bzw. 8), der Standardschätzfehler s_i (Spalte 3 bzw. 7) sowie der mittlere Fehler f_i und der Quotient m_i nach Gln. (55) - (61) für die im Experiment ermittelten Kriechfunktionen zusammengestellt. Bei der Ermittlung der Kriechfunktion wurde dabei die elastische Verformungskomponente entsprechend der Norm DIN 1045-1 (s. Abschnitt 5.2) berechnet. Des Weiteren sind in Tabelle 23 die Variationskoeffizienten und die Standardschätzfehler für die jeweilige Betonfestigkeitsklasse angegeben.

Ein Vergleich der ermittelten Variationskoeffizienten v_i für die Kriechfunktion (s. Tabelle 23) zeigt, dass die Kriechverformungen mit beiden Verfahren relativ genau vorhergesagt werden. Für die Leichtbetone der Güte LC70/77 und LC45/50 beträgt der Variationskoeffizient weniger als 15 %, wobei mit dem modifizierten Ansatz eine gegenüber dem DIN-Ansatz etwas bessere Vorhersagegenauigkeit erzielt wird. Dagegen ergaben sich für den Variationskoeffizienten V für den Leichtbeton LC20/22 leicht höhere Werte ($V = 25$ % nach DIN 1045-1 bzw. $V = 31$ % nach dem neuen Ansatz). Der Grund hierfür ist in der großen Differenz zwischen den vorhergesagten und den im Versuch ermittelten elastischen Anfangsverformungen für diesen Leichtbeton zu sehen. Wie bereits in Kapitel 4 dargestellt, liegt der gemessene Tangenten-E-Modul ($E_{ic0m, \text{Versuch}} = 12.500 \text{ N/mm}^2$) etwa 20 % über dem nach DIN 1045 vorhergesagten Wert ($E_{ic0m} = 10.200 \text{ N/mm}^2$). Dadurch ergibt sich eine Verschiebung der vorhergesagten zeitlichen Verläufe der Kriechfunktion gegenüber den Messwerten (vgl. Bild 68) und folglich eine Erhöhung der Variationskoeffizienten. Schließt man die elastische Verformungskomponente bei der Durchführung statisti-

scher Auswertungen aus, indem man anstelle der Kriechfunktion die gemessenen und vorhergesagten Kriechzahlen analysiert, so ist festzustellen, dass mit dem neuen Ansatz für die überwiegende Mehrzahl der hier betrachteten Leichtbetone eine gegenüber DIN 1045-1 verbesserte Vorhersagegenauigkeit erzielt wird (vgl. Tabelle 24).

Tabelle 23: Statistische Kenngrößen für die Vorhersage der Kriechfunktion von Leichtbeton nach dem neuen Ansatz bzw. dem Vorhersageverfahren der DIN 1045-1

Beton	Serie	DIN 1045-1				Neuer Ansatz			
		s _i [-]	v _i [%]	m _i [-]	f _i [%]	s _i [-]	v _i [%]	m _i [-]	f _i [%]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
LC70/77 D2,0	K70g2-40	4,10	7,3	0,97	5,7	3,28	5,9	0,99	5,1
	K70g2v-40	10,98	20,5	0,85	15,1	10,16	19,0	0,86	13,7
	K70g2-20	2,75	5,4	0,98	4,6	2,22	4,4	1,00	3,8
	K70k2-40	12,60	19,4	0,82	18,2	11,00	16,9	0,84	15,7
	K70g28v-40	3,37	8,9	0,94	6,3	3,78	10,0	0,92	7,6
	K70g28-40	1,25	3,3	0,99	2,7	1,52	4,0	0,97	3,8
	K70g28-20	1,19	3,0	1,01	2,0	1,07	2,7	0,99	1,5
	K70g180-40	2,03	5,9	1,03	4,6	1,37	4,0	1,00	2,4
LC70/77 (alle)	6,35	11,26			5,69	10,24			
LC45/50 D1,6	K45g2-40	15,15	14,5	0,90	10,8	12,00	11,5	0,93	8,3
	K45g2v-40	13,88	16,0	0,89	11,8	12,23	14,1	0,90	10,4
	K45g2-20	13,68	14,7	0,93	9,8	11,04	11,8	0,96	8,4
	K45k2-40	26,06	23,5	0,85	15,3	22,55	20,3	0,88	13,0
	K45g28v-40	4,09	6,6	0,98	5,0	4,19	6,7	0,97	5,1
	K45g28-40	2,05	3,1	0,97	2,9	3,05	4,6	0,96	4,4
	K45g28-20	4,57	7,3	1,06	5,8	4,04	6,5	1,04	4,7
	K45g180-40	4,43	6,9	0,95	5,8	5,46	8,4	0,92	7,8
LC45/50 (alle)	12,99	13,17			11,16	11,54			
LC20/22 D1,4	K20g2-40	26,03	14,7	1,16	16,4	48,51	27,4	1,32	31,7
	K20g2v-40	21,30	16,1	1,16	15,9	31,97	24,2	1,25	24,5
	K20g2-20	44,38	33,0	1,36	35,5	69,83	52,0	1,55	54,7
	K20g28v-40	23,42	26,4	1,27	27,1	23,52	26,5	1,27	27,0
	K20g28-40	24,02	24,2	1,25	24,7	23,88	24,1	1,24	24,2
	K20g28-20	23,07	22,2	1,22	21,7	23,86	22,9	1,22	21,6
	K20g180-40	26,42	29,1	1,27	27,2	25,52	28,1	1,25	25,0
	LC20/22 (alle)	27,92	24,46			38,91	30,79		

In Bild 68 sind exemplarisch die zeitlichen Verläufe der gemessenen Kriechfunktion (links) und der Kriechzahl (rechts) von zwei unter sonst gleichen Prüfbedingungen untersuchten Leichtbetonen der Güte LC70/77 und LC20/22 dargestellt. Das Bild veranschaulicht die vorangegangenen Ausführungen bezüglich der hohen Variationskoeffizienten für die Kriechfunktion von LC20/22 gegenüber denen des Betons LC70/77. Trotz einer sichtbaren Verbesserung der Vorhersage der Kriechzahl von LC20/22 nach dem neuen Ansatz (s. Bild 68 rechts) ergibt sich für die mit diesem Ansatz vorhergesagte Kriechfunktion ein – verglichen mit dem der DIN 1045-1 – hoher Variationskoeffizient. Die Gründe dafür sind neben dem schon erwähnten falsch vorhergesagten elastischen Anteil des Betons LC20/22 auch darin zu sehen, dass sich dessen Kriechfunktion nach langer Belastungsdauer der Vorhersage der DIN 1045-1 stark annähert (s. Bild 68 links).

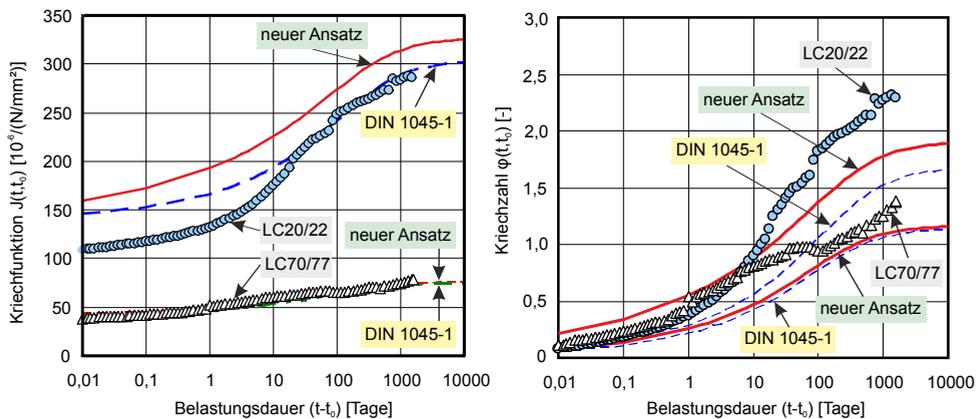


Bild 68: Vergleich des gemessenen und des nach dem neuen Ansatz bzw. DIN 1045-1 vorhergesagten Verlaufs der Kriechfunktion (links) und der Kriechzahl (rechts) für die Leichtbetone LC70/77 und LC20/22; Probekörper $\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$; Belastungsalter $t_0 = 2$ Tage; Belastungsgrad = 0,4; Lagerung: 20 °C, 65 % r. F.

Tabelle 24 enthält die Angaben zu dem Variationskoeffizienten v_i bzw. dem Standardschätzfehler s_i für die Vorhersage der Kriechzahlen der hier untersuchten Betone nach DIN 1045-1 bzw. dem neuen Ansatz.

Tabelle 24: Statistische Kenngrößen für die Vorhersage der Kriechzahlen von Leichtbeton

Beton	Serie	DIN 1045-1		Neuer Ansatz	
		s_i	v_i	s_i	v_i
		[-]	[%]	[-]	[%]
LC70/77 D2,0	K70g2-40	0,25	37,3	0,21	31,0
	K70g2v-40	0,41	82,0	0,38	76,5
	K70g2-20	0,16	36,7	0,12	27,6
	K70k2-40	0,50	55,7	0,45	49,9
	K70g28v-40	0,10	43,3	0,11	49,1
	K70g28-40	0,06	36,0	0,05	27,3
	K70g28-20	0,07	32,9	0,05	23,5
	K70g180-40	0,06	32,9	0,04	22,8
LC70/77 (alle)		0,26	47,3	0,23	42,3
LC45/50 D1,6	K45g2-40	0,36	47,7	0,29	39,2
	K45g2v-40	0,33	80,8	0,30	72,9
	K45g2-20	0,32	59,6	0,27	49,1
	K45k2-40	0,55	64,1	0,48	56,0
	K45g28v-40	0,10	46,5	0,11	48,7
	K45g28-40	0,02	7,6	0,03	14,6
	K45g28-20	0,10	61,0	0,09	54,3
	K45g180-40	0,07	40,4	0,05	30,2
LC45/50 (alle)		0,29	54,8	0,25	48,5
LC20/22 D1,4	K20g2-40	0,45	48,4	0,27	29,2
	K20g2v-40	0,25	70,1	0,13	35,9
	K20g2-20	0,18	36,6	0,20	40,9
	K20g28v-40	0,09	44,7	0,08	41,2
	K20g28-40	0,04	17,3	0,02	9,7
	K20g28-20	0,09	46,8	0,10	48,3
	K20g180-40	0,12	79,0	0,11	74,6
LC20/22 (alle)		0,22	52,5	0,15	43,9
Gesamt:		0,26	51,6	0,22	45,0

Eine Gegenüberstellung aller gemessenen und mit dem Verfahren nach DIN 1045-1 (links) bzw. dem neuen Ansatz (rechts) vorhergesagten Kriechzahlen ist in Bild 69 dargestellt. Bild 70 stellt die extrapolierten Endwerte der im Experiment ermittelten und mit den beiden Ansätzen berechneten Endwerte der Kriechzahl (links) und der Kriechfunktion (rechts) gegenüber.

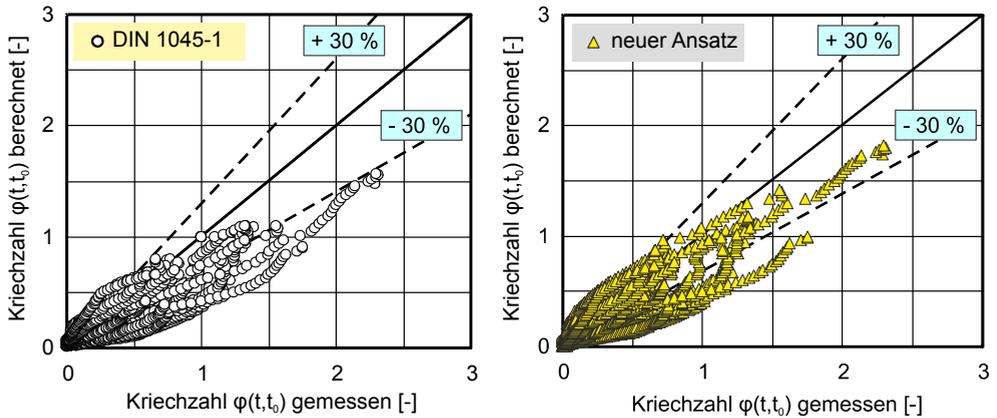


Bild 69: Gegenüberstellung der gemessenen und der nach dem Ansatz der DIN 1045-1 (links) bzw. dem neuen Ansatz (rechts) berechneten Kriechzahlen

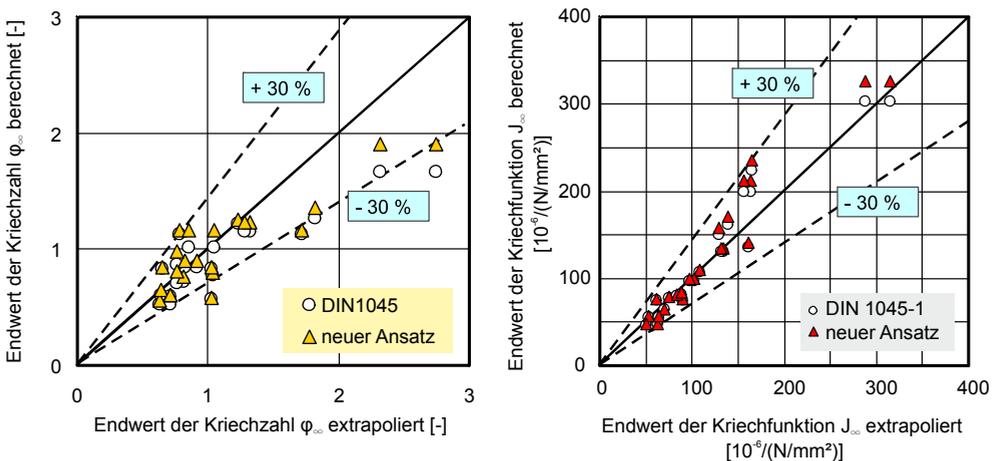


Bild 70: Gegenüberstellung der extrapolierten und der nach dem neuen bzw. dem Ansatz der DIN 1045-1 berechneten Endwerte der Kriechzahlen (links) sowie der Kriechfunktion (rechts)

Ausgehend von den ermittelten statistischen Kenngrößen sowie der graphischen Auswertung der gemessenen und vorhergesagten Kriechverformungen lässt sich feststellen, dass sich mit dem Vorhersagemodell für das Kriechen von Leichtbeton nach DIN 1045-1 sowohl der zeitliche Verlauf als auch die Größe der Kriechverformungen mit guter Näherung beschreiben lassen. Auf der Grundlage der im Rahmen der vorliegenden Arbeit gewon-

nenen Erkenntnisse zum Kriechverhalten von normal und hochfestem Konstruktionsbeton konnten die aus dem Kriechverhalten der normal-schweren Betone abgeleiteten Beziehungen experimentell belegt werden. Die bei der statistischen Auswertung ermittelte Vorhersagegenauigkeit des Ansatzes für Leichtbeton ist mit der Vorhersagegenauigkeit des entsprechenden Kriechansatzes für Normalbeton vergleichbar.

In dem hier entwickelten neuen Ansatz wurde gegenüber dem Ansatz der DIN 1045-1 u. a. eine Modifikation der Zeitfunktion vorgeschlagen. Diese Modifikation bringt zwar bei der Betrachtung der Variationskoeffizienten bzw. des mittleren Fehlers aufgrund der Streuung der Versuchsdaten keine signifikante Erhöhung der Vorhersagegenauigkeit, führt aber zu einer Verbesserung der Vorhersage des zeitlichen Verlaufs des Kriechens sowie zu einer deutlichen Reduzierung der bekannten Ansatzschwächen bei der Berechnung des zeitlichen Kriechverlaufs bei vollständiger Entlastung und des zeitlichen Verlaufs der Relaxationsspannungen.

Abschließend kann auf der Grundlage der vorangegangenen statistischen Auswertung der hier vorgestellten Vorhersagemodelle für das Schwinden und das Kriechen von Leichtbeton festgestellt werden, dass mit den hergeleiteten Beziehungen sowohl die Schwind- als auch die Kriechverformungen der untersuchten Konstruktionsleichtbetone mit guter Näherung berechnet werden können.

7 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, das bisher nur wenig erforschte Schwind- und Kriechverhalten von hochfesten Konstruktionsleichtbetonen zu quantifizieren und auf der Grundlage der experimentellen und analytischen Untersuchungen ein für die Bemessungspraxis geeignetes Modell zur Vorhersage des Schwind- und Kriechverhaltens von normal- und hochfesten Konstruktionsleichtbetonen zu entwickeln. Um eine reibungslose Integration in bestehende Normen zu ermöglichen, sollte das Modell, soweit dies möglich ist, eng an den Ansatz der Norm DIN 1045-1 angelehnt werden. Als Grundlage für die Herleitung bzw. Optimierung des Modells dienten die Ergebnisse eigener experimenteller Untersuchungen zum Schwind- und Kriechverhalten von insgesamt drei Leichtbetonen der Güte LC20/22 D1,4, LC40/45 D1,6 und LC70/77 D2,0.

Im Zuge der Durchführung des Vorhabens wurde eine neuartige, den herkömmlichen Verfahren überlegene Versuchstechnik zur Erfassung zeitabhängiger Verformungen an zentrisch beanspruchten Probekörpern entwickelt. Diese Entwicklungsarbeit war ebenfalls zentraler Bestandteil der vorliegenden Arbeit. Das Verfahren zeichnet sich durch eine hohe Genauigkeit, eine einfache Applikation, eine hohe Robustheit und eine hohe Wirtschaftlichkeit aus und kann zur hoch präzisen automatischen Erfassung axialer Dehnungen eingesetzt werden.

Im Rahmen eines breit angelegten Versuchsprogramms wurden die wesentlichsten Einflussparameter auf das Schwinden und Kriechen der genannten Leichtbetone untersucht. Insgesamt wurden unter Einsatz eines neu entwickelten Messverfahrens Verformungen an 24 Schwind- und 54 Kriechkörpern zeitgleich mit hoher Datenerfassungsrate elektronisch erfasst. Weiterhin wurden Druckfestigkeitsprüfungen an drei geometrisch verschiedenen Probekörpern unterschiedlicher Altersstufen und Lagerung (trocken und wassergelagert) durchgeführt. Zudem wurde der Einfluss des Betonalters auf den E-Modul von Leichtbeton untersucht.

Auf der Basis der gewonnenen experimentellen Daten wurden die jeweiligen Angaben in der DIN 1045-1 überprüft. Neue Konzepte zur stoffmechanischen Beschreibung des Kriech- und Schwindverhaltens von Leichtbeton wurden hergeleitet und begründet. Ihre abschließende Optimierung war jedoch erwartungsgemäß, aufgrund der eingeschränkten Datenbasis, noch nicht möglich.

Die wichtigsten Ergebnisse sowohl der durchgeführten experimentellen Untersuchungen der mit Liapor Blähtongesteinskörnung hergestellten Leichtbetone als auch der analytischen Betrachtungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Festigkeit und E-Modul

- Die Festigkeitsentwicklung war für die mit dem Zement CEM I 42,5 R-HS hergestellten Leichtbetone LC70/77 und LC45/50 praktisch identisch. Nach zwei Tagen waren rund 50 % und nach 7 Tagen über 80 % der Druckfestigkeit im Alter von 28 Tagen erreicht. Festzustellen war, dass bei den genannten Leichtbetonen die Festigkeitsentwicklung im jungen Alter langsamer als bei vergleichbaren Betonen mit normalschwerer Gesteinskörnung erfolgt. Bei dem Leichtbeton der Güte LC20/22 (hergestellt mit dem Zement CEM I 32,5 R) wurde, im Gegensatz zu den beiden anderen untersuchten Leichtbetonen, eine deutliche Steigerung der Druckfestigkeit über das Alter von 28 Tagen hinaus beobachtet. Nach einem Jahr wurden im Vergleich zu den 28-Tage-Werten um fast 20 % höhere Druckfestigkeitswerte ermittelt. Dieses Verhalten wird auf die Verwendung von Steinkohleflugasche bei der Herstellung des Leichtbetons LC20/22 zurückgeführt.
- Die Untersuchungen zum Einfluss der Nachbehandlungsdauer und der Lagerungsart (trocken bzw. nass) zeigen, dass die Druckfestigkeit der hier betrachteten Leichtbetone durch diese Parameter kaum beeinflusst wird. Dies kann insbesondere mit der hohen Dichtigkeit der Zementsteinmatrix und dem inneren Feuchtereservoir der porösen, vorgehässelten leichten Gesteinskörnungen erklärt werden.
- Beim E-Modul der untersuchten Leichtbetone ergaben sich für die Leichtbetone LC45/50 und LC70/77 um ca. 15 % kleinere Werte, als sie auf der Basis der Betonfestigkeit in der DIN 1045-1 abgeschätzt werden. Beim Leichtbeton LC20/22 wurde dagegen ein um 17 % höherer Wert für den statischen E-Modul gemessen.

Schwinden

- Der zeitliche Verlauf der hygrischen Verformungen der untersuchten Leichtbetone unterscheidet sich grundsätzlich von jenem vergleichbarer normalschwerer Betone. Durch die Verwendung poröser Blähtongesteinskörnungen, die im erhärteten Beton eine Art Wasserreservoir bilden und dieses Wasser nur langsam an die Zementsteinmatrix abgeben, treten bei derartigen Leichtbetonen im jungen Alter ausgeprägte Quellverformungen auf.
- Die Dauer der Quellphase der betrachteten Leichtbetone hängt in erster Linie vom tatsächlichen Wassergehalt der Blähtongesteinskörnungen ab. Sie nimmt mit sinkender Rohdichte und steigender Eigenfeuchte der Gesteinskörnungen zu. Des Weiteren wird die Dauer der Quellphase auch durch die Eigenschaften der Zementsteinmatrix beeinflusst – mit sinkender Dichte der Zementsteinmatrix nimmt die Dauer der Quellphase ab. Die Größenordnung des Quellmaßes kann für die untersuchten Leichtbetone näherungsweise mit ca. 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ angegeben werden.
- Die Dauer einer feuchten Nachbehandlung hat im hier betrachteten Zeitintervall (bis 7 Tage) keinen signifikanten Einfluss auf die Größe und den zeitlichen Verlauf der hygrischen Verformungen.
- Ein Vergleich der extrapolierten Endschwindwerte mit den nach der Norm DIN 1045-1 berechneten Endwerten zeigt z. T. signifikante Unterschiede. Ein großes Defizit des Schwindansatzes der DIN 1045-1 besteht darin, dass das Anfangsquellen unberücksichtigt bleibt.
- Auf der Grundlage der gewonnenen Ergebnisse wurde ein Vorhersagemodell für das Schwinden von Leichtbeton vorgestellt und begründet. Sein hervorstechendes Merkmal ist die Berücksichtigung des Anfangsquellens, welches neben dem Grund- und Trocknungsschwinden als weitere Verformungskomponente Eingang findet (s. Kapitel 6).

Kriechen

- Die Kriechverformungen der untersuchten Leichtbetone nehmen unabhängig von der Lagerungsart mit steigendem Belastungsalter erwartungsgemäß deutlich ab. Die Abnahme der Kriechzahl beim Beton

LC20/22 ist dabei deutlich stärker ausgeprägt als bei den Leichtbetonen der Güte LC45/50 und LC70/77.

- Während beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 das Kriechen für versiegelte und unversiegelte Proben praktisch deckungsgleich verläuft, zeigen sich bei den normalfesten Leichtbetonen LC20/22 und LC45/50 deutliche Unterschiede. Die unversiegelten Proben zeigen um das Maß des Trocknungskriechens erhöhte Kriechverformungen. Beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 verhindert die sehr dichte Zementsteinmatrix einen Feuchteverlust und damit das Auftreten des Trocknungskriechens.
- Beim Einfluss der Bauteil- bzw. Probendicke auf das Kriechen spiegeln sich die bei den Untersuchungen zum Grund- und Trocknungskriechen im vorangehenden Absatz beschriebenen Effekte wider. Während beim hochfesten Leichtbeton LC70/77 praktisch kein Einfluss der Probendicke festzustellen ist, zeigt sich beim Leichtbeton LC45/50 die zu erwartende Tendenz, wonach dünnere Proben ein erhöhtes Kriechen bzw. eine erhöhte Kriechgeschwindigkeit aufweisen.
- Eine Gegenüberstellung von extrapolierten Endwerten des Kriechens und den nach DIN 1045-1 vorhergesagten Endwerten weist eine vergleichbare Streuung, wie bei normalschwerem Beton, auf.
- Auf der Grundlage der gewonnenen Ergebnisse wurde ein neuer Modellansatz entwickelt und begründet, der in seinem Grundkonzept eng an das Vorhersagemodell für das Kriechen von normalschweren Betonen der DIN 1045-1 angelehnt ist. Dies gilt insbesondere für den Aufbau des Ansatzes und die Einfluss nehmenden technologischen Eingangsparameter.
- Im Rahmen dieser Arbeit wurden an dem Kriechansatz der DIN 1045-1 für Normalbeton Verbesserungen bezüglich der Berechnung von Relaxationsspannungen sowie der Kriechverformungen im Falle einer Vollentlastung vorgenommen und begründet.

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit gewonnenen Ergebnisse zum Kriechen und Schwinden des hochfesten Leichtbetons schließen eine wesentliche Kenntnislücke beim Bauen mit Leichtbeton. Das umfangreiche Datenmaterial zeigt gleichermaßen die Größe praxisrelevanter Verformungskennwerte wie die sie beeinflussenden Parameter bzw. Randbedingungen

auf. Die hergeleiteten Vorhersagemodelle erlauben eine sichere Abschätzung der zu erwartenden Betonverformungen infolge des Schwindens und Kriechens zu jedem beliebigen Zeitpunkt.

8 Literatur

- [1] ACI Committee 209 (ACI 209.2R-08): Guide for Modeling and Calculating Shrinkage and Creep in Hardened Concrete. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2008
- [2] ACI Committee 209 (ACI 209R-92): Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structures. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1992
- [3] ACI Committee 209 (ACI 213R-03): Guide for Structural Lightweight-Aggregate Concrete. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2003
- [4] ACI Committee 213: Guide for Structural Lightweight Aggregate Concrete. In: Concrete International, Report No. ACI 213R-79, pp. 33 - 62, February, 1979
- [5] Al-Alusi, H. R., Bertero, V., Polivka, M.: Einflüsse der Feuchte auf Schwinden und Kriechen von Beton. In: Beton und Stahlbetonbau, Band 73, Heft 1, S. 18 - 23, 1978
- [6] Al-Manaseer, A., Lam, J. P.: Statistical Evaluation of Shrinkage and Creep Models. In: ACI Materials Journal, V. 102, No. 3, May - June, S. 170 - 176, 2005
- [7] Arens, T., Hettlich, F., Karpfinger, etc.: Mathematik. Springer Verlag, Heidelberg, 2008
- [8] Arnaouti, C., Sangakkara, S. R.: Creep and shrinkage in a lightweight-aggregate concrete. In: Magazine of Concrete Research, vol. 36, no. 128, pp. 165 - 173, September, 1984
- [9] Aurich, H.: Kleine Leichtbetonkunde, Bauverlag, Wiesbaden, 1971
- [10] Autoshrink '98: Proceedings of International Workshop on Autogenous Shrinkage of Concrete, Ed.: Ei-ichi Tazawa, Jap. Con. Inst., Hiroshima, Japan, 1998
- [11] Bastgen, K. J.: Relaxationsverhalten des Betons Teil I: Beurteilung der Verfahren zur Berechnung aus dem Kriechverhalten. Westdeutscher Verlag, 1977

- [12] Bastgen, K. J.: Übersicht über die Verfahren zur Berechnung des Relaxationsverhaltens des Betons aus dem Kriechverhalten des Betons. In: Beton- und Stahlbetonbau 72, Heft 7, S. 179 - 185, (1977)
- [13] Bažant, Z. P., Baweja, S.: Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures - Model B3. In: Materials and Structures, V. 28, S. 357 - 365, 415 - 430, 488 - 495, 1995
- [14] Bažant, Z. P., Panula, L.: New model for practical prediction of creep and shrinkage. In: Publication SP-76, American Concrete Institute, p. 7 - 23, 1982
- [15] Bažant, Z. P., Prasannan, S.: Solidification Theory for Concrete Creep. In: Journal of Engineering Mechanics 115, Nr. 8, S. 1691 - 1725, 1989
- [16] Bažant, Z. P.: Theory of creep and shrinkage in concrete structures: A précis of recent developments. In: Mechanics today, Vol. 2, New York, 1975
- [17] Bentur, A., Bergera, R. L., Lawrence, F. V., Milestone, N. B., Mindess, S., Younga, J. F.: Creep and drying shrinkage of calcium silicate pastes III. A hypothesis of irreversible strains. In: Cement and Concrete Research, Vol. 9, pp. 83 - 96, 1979
- [18] Bentur, A., Igarashi, S. and Kovler, K.: Prevention of autogenous shrinkage in high-strength concrete by internal curing using wet lightweight aggregates. In: Cement and Concrete Research, Vol. 31, No. 11, pp. 1587 - 1591, November 2001
- [19] Boltzman, L.: Zur Theorie der elastischen Nachwirkungen. Annalen der Physik und Chemie (Poggendorff). Ergänzungsband 7, pp. 624 - 654, 1876
- [20] Breugel, K. van, Lura, P.: Effect of initial moisture content and particle size distribution of lightweight aggregates on autogenous deformation. Proceedings of 2nd Int. Symp. on Structural Lightweight Aggregate Concrete, Kristiansand, pp. 453 - 462, 2000
- [21] Breugel, K. van, Vries de H.: Potential of mixtures with blended aggregates for reducing autogenous deformation in low water/cement ratio concrete. Proceedings of 2nd Int. Symp. on Structural Lightweight Aggregate Concrete, Kristiansand, pp. 463 - 472, 2000

-
- [22] Brown, N. H., Hope, B. B.: The creep of hydrated cement paste. In: Cement and Concrete Research, Vol. 6, pp. 475 - 485, 1976
- [23] Bunke, N.: Prüfung von Beton. Empfehlungen und Hinweise als Ergänzung zu DIN 1048. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 422, Berlin, 1991
- [24] Comité Euro-International du Béton (CEB): CEB-FIP Model Code 1990. CEB Bulletin d'Information, No. 213/214, Lausanne, Schweiz, 1993
- [25] Comité Euro-International du Béton (CEB): Evaluation of the time dependent behavior of concrete. CEB Bulletin d'Information, No. 199, Lausanne, Schweiz, 1990
- [26] Comité Euro-International du Béton (CEB): Revision of the Design Aids of CEB Design Manual on Structural Effects of Time-Dependent Behaviour of Concrete in Accordance with the CEB/FIP Model Code 1990. Authors: Chiorino M.A., Lacidogna G., CEB Bulletin d'Information, No. 215, Lausanne, Schweiz, 1993
- [27] Comité Euro-International du Béton (CEB): Structural effects of time-dependent behaviour of concrete, CEB Bulletin d'Information, No. 142/142 Bis, Georgi Publishing Company, Saint-Saphorin, Schweiz, 1984
- [28] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton: Erläuterungen zu DIN 1045-1. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 525, 2003
- [29] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton: Prüfung von Beton, Empfehlung und Hinweise als Ergänzung zu DIN 1048. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 422, 1991
- [30] DIN 1045: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton. Teil 1: Bemessung und Konstruktion. Ausgabe Juli 2001
- [31] DIN 1048-1 und -5: Prüfverfahren für Beton. Ausgabe Juni 1991
- [32] DIN 4219-1: Leichtbeton und Stahlleichtbeton mit geschlossenem Gefüge – Anforderungen an den Beton, Herstellung und Überwachung. Ausgabe Dezember 1979

- [33] DIN EN 1097-5: Prüfverfahren für mechanische und physikalische Eigenschaften von Gesteinskörnungen – Teil 5: Bestimmung des Wassergehaltes durch Ofentrocknung. Ausgabe Juni 2008
- [34] DIN EN 1097-6: Prüfverfahren für mechanische und physikalische Eigenschaften von Gesteinskörnungen – Teil 6: Bestimmung der Rohdichte und der Wasseraufnahme. Ausgabe Dezember 2005
- [35] DIN EN 12390-2: Prüfung von Festbeton – Teil 2: Herstellung und Lagerung von Probekörpern für Festigkeitsprüfungen. Ausgabe Juni 2001
- [36] DIN EN 13055: Leichte Gesteinskörnungen – Teil 1: Leichte Gesteinskörnungen für Beton, Mörtel und Einpressmörtel. Ausgabe August 2002 + Berichtigung 1: Ausgabe Dezember 2004
- [37] DIN EN 196-1: Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit. Ausgabe Mai 2005
- [38] DIN EN 206-1: Beton – Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität. Ausgabe Juli 2001
- [39] Dischinger F.: Untersuchungen über die Knicksicherheit, die elastische Verformung und das Kriechen des Betons bei Bogenbrücken. In: der Bauingenieur, Heft 33/34, S. 487 - 520, Heft 35/36, S. 539 - 552, Heft 39/40, S. 595 - 621, Berlin, 1937
- [40] Eurocode No. 2 (EC 2): ENV 1992-1, Design of Concrete Structures. Part 1: General rules and rules for buildings, European Committee for Standardization (CEN), 1991
- [41] Faust, T.: Leichtbeton im Konstruktiven Ingenieurbau. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2003
- [42] Gardner, N. J., Lockman, M. J.: Design Provisions for Drying Shrinkage and Creep of Normal Strength Concrete. In: ACI Materials Journal, V. 98, No. 2, Mar.-Apr., S. 159-167, 2001
- [43] Grube, H.: Definition der verschiedenen Schwindarten, Ursachen, Größe der Verformungen und baupraktische Bedeutung. In: Beton, Heft 12, S. 598 - 603, 2003

-
- [44] Grube, H.; Ursachen des Schwindens von Beton und Auswirkungen auf Betonbauteile. In: Schriftenreihe der Zementindustrie, Darmstadt, Heft 52, 1991
- [45] Grübl, P., Weigler, H. Karl, S.: Beton - Arten, Herstellung und Eigenschaften. 2. Auflage; herausgegeben von Kupfer, H. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2001
- [46] Guse, U., Müller, H. S.: Untersuchungen zum Frost-Tausalzwiderstand von Leichtbetonen. In: 15. Int. Baustofftagung ibausil, Bd. 2, Hrsg. F.A. Finger-Institut für Baustoffkunde, Weimar, S. 841-850, 2003
- [47] Hanson, J. A.: A 10-year study of creep properties of concrete. Concrete Laboratory Report No. SP-38. Design and construction division, Denver, Colorado, July 28, 1953
- [48] Hanson, J. A.: Replacement of Lightweight Aggregate Fines with Natural Sand in Structural Concrete. In: Journal of the American Concrete Institute, pp. 779 - 793, July, 1964
- [49] Held, M.: Hochfester Konstruktions-Leichtbeton – Unkonventionelle Fassade für Bürogebäude in Düsseldorf. In: Beton (7), S. 411 - 415, 1996
- [50] Heufers, H.: Über langfristige Schwind- und Kriechuntersuchungen an Leichtbeton höherer Festigkeit und vergleichbarem Normalbeton. In: Festschrift Rüschi, S. 31 - 46, 1969
- [51] Hilsdorf H. K., Müller, H. S.: Stoffgesetze für das Kriechen und Schwinden von Dischinger bis heute. In: Spannweite der Gedanken – Zur 100. Wiederkehr des Geburtstages von Franz Dischinger, S. 193 - 212, Berlin, 1987
- [52] Hilsdorf, H. K., Müller, H. S.: A discussion of the note "Comments on the use of Ross' hyperbola and recent comparisons of various practical creep predictions models" by Z. P. Bazant and J. C. Chern. Cement and Concrete Research, Vol. 13, pp. 441 - 443, 1983
- [53] Hoffmann, K.: Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen. Herausgeber: Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, 1987

- [54] Hoffmann, K.: Grundlagen der Dehnungsmessstreifen-Technik, H. VD 72001: Die Anwendung der Wheatstoneschen Brückenschaltung. Firmendruckschrift der Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, 1974
- [55] Hofmann, P., Stöckl, S.: Versuche zum Kriechen und Schwinden von hochfestem Leichtbeton / Versuche zum Rückkriechen von hochfestem Leichtbeton. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 343, 1983
- [56] Holm, T. A., Bremner, T. W., Newman, J. B.: Lightweight Aggregate Concrete Subjected to Severe Weathering. In: Concrete International, Vol. 6, 1984
- [57] Kitsutaka, Y., Tamura, M., Iihoshi, A., Goto, K.: Early age shrinkage properties of highly strengthened aerated lightweight concrete including waste glass aggregates. In: Proceedings of the International Workshop on Control of Cracking in Early Age Concrete, pp. 213 - 218, Sendai, Japan, 23 - 24 August, 2000
- [58] Kohno, K., Okamoto, T., Isikawa, Y., Sibata, T., Mori, H.: Effects of artificial lightweight aggregate on autogenous shrinkage of concrete. In: Cement and Concrete Research, vol. 29, no. 4, pp. 611 - 614, April, 1999
- [59] König, G., Tue, N., Zink, M.: Hochleistungsbeton. Bemessung, Herstellung und Anwendung. Ernst & Sohn, Berlin. 2001
- [60] Lura, P., Breugel, K. van, Maruyama, I.: Autogenous and drying shrinkage of high strength lightweight aggregate concrete at early ages – The effect of specimen size. In: Proceedings of the International RILEM Conference. Early Age Cracking in Cementitious Systems, EAC'01, pp. 335 - 342, 2002
- [61] Lura, P., Breugel, K. van: The Influence of the Moisture Flow from the LWA to the Paste on the Early-Age Deformation of LWAC. In: Proceedings, 6th International Symposium on Utilization of High Strength/High Performance Concrete, Ed: König G., Dehn F., Faust T., Vol. 2, pp. 1149 - 1160, Leipzig, Germany, Juni 2002
- [62] Mamillan, M., L'Hérmite, R.: Nouveaux résultats de recherches sur la déformation et la rupture du béton. Supplément aux Annales de

- l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, No. 207/208, pp. 325 - 345, 1965
- [63] McHenry, D.: A new aspect of creep in concrete and its application to design. Proceedings ASTM, Vol. 43, pp. 1069 - 1086, 1943
- [64] Merkblatt II und III für Leichtbeton und Stahlleichtbeton mit geschlossenem Gefüge. In: Beton (24) Heft 7, S. 268 - 269 und Heft 8, S. 297 - 302, 1974
- [65] Mier, J. G. M. van: Fracture Processes of Concrete: Assessment of Material Parameters for Fracture Models. Taylor & Francis Ltd., 1996
- [66] Müller H. S.: Kennwerte des Kriechens von hochfestem Beton. In: Festschrift Prof. Dr.-Ing. J. Eibl, „Aus dem Massivbau und seinem Umfeld“, Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe (TH), S. 231 - 244, 1996
- [67] Müller, H. S., Guse, U., Schneider, E.: Leistungsfähigkeit von Betonen mit Flugasche. In: Beton- und Stahlbetonbau (100) Heft 8, S. 693 - 704, 2005
- [68] Müller, H. S., Haist, M.: Leichtbeton – Technologie, Innovationen und ausgeführte Bauwerke. In: Jahrbuch 2004 der VDI-Gesellschaft Bautechnik, VDI-Verlag, 2004, S. 155 - 172
- [69] Müller, H. S., Küttner, C. H., Kvitsel, V.: Creep and shrinkage models of normal and high-performance concrete – concept for a unified code-type approach. Special Issue of RFGC – ACI Workshop Paris, Paris, Frankreich, 1999
- [70] Müller, H. S., Kvitsel, V., Guse, U.: Spannungs-Dehnungs-Zeitverhalten von Hochleistungs-Leichtbetonen. Schlussbericht zum DBV 220 Forschungsvorhaben; Auftraggeber: Deutscher Beton- und Bautechnikverein e.V., Berlin; gefördert durch das BMWA über die AiF, Nr. 11950 N. Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe, 2002
- [71] Müller, H. S., Kvitsel, V.: Grundlagen der neuen Vorhersagemodelle für das Kriechen und Schwinden von Beton nach DIN 1045. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, in Vorbereitung; siehe auch: Kriechen und Schwinden von Beton – Grundlagen der neuen DIN 1045 und Ansätze für die Praxis. Beton- und Stahlbetonbau, Bd. 97, Heft 1, 2002

- [72] Müller, H. S., Reinhardt, H.-W.: Beton. Beitrag im Betonkalender 2009 Teil 1, S. 1 - 150, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2009
- [73] Müller, H. S.: Zur Vorhersage des Kriechens von Konstruktionsbeton. Dissertation, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe, 1986
- [74] Neville, A. M., Dilger, W. H., Brooks, J. J.: Creep of plain and structural concrete. Construction Press, London, 1983
- [75] Pickett, G.: Effect of Aggregate on Shrinkage of Concrete and a Hypothesis Concerning Shrinkage. In: Journal of the American Concrete Institute, January, pp. 581 - 590, 1956
- [76] Powers, T. C.: Mechanisms of shrinkage and reversible creep of hardened cement paste. In: Cement and Concrete Association, London, pp. 319 - 344, 1965
- [77] Powers, T. C.: Some observations on the interpretation of creep data. Bulletin Rilem No. 33, S. 381 - 391, 1966
- [78] Reichard, T. W.: Creep and Drying Shrinkage of Lightweight and Normal-Weight Concretes. U.S. Department of commerce. National Bureau of Standards, Monograph 74, pp. 1 - 30, March 4, 1964
- [79] Reinhardt, H.-W.: Kriechversuche an Leichtbeton. Einige Ergebnisse niederländischer Untersuchungen. In: Beton, Heft 3, S. 88 - 90, 1979
- [80] Reinsdorf, S.: Konstruktionsleichtbetone. Forschungsergebnisse und Anwendungsbeispiele aus dem Institut für Stahlbeton Dresden. In: Beton, Heft 11, S. 431 - 438, 1968
- [81] Ross, A. D.: Concrete creep data. Structural Engineer, Vol. 15, No. 8, 1937
- [82] Rostásy, F. S., Teichen, K. T. und Engelke, H.: Beitrag zur Klärung des Zusammenhangs von Kriechen und Relaxation bei Normalbetonen. Schriftenreihe Otto-Graf-Institut in Stuttgart, Heft 57, Stuttgart, 1973
- [83] Rostásy, F. S., Teichen, K.-Th., Alda, W.: Über das Schwinden und Kriechen von Leichtbeton bei unterschiedlicher Korneigenfeuchtigkeit. Beton, Heft 6, Seiten 223 - 229, 1974

-
- [84] Schmidt-Döhl, F., Thienel, K.-Ch.: Measurement of Swelling and Shrinkage of Lightweight Aggregate. Second International Symposium on Structural Lightweight Aggregate Concrete, S. 737 - 746, Kristiansand, Norway, 18-22 June 2000
- [85] Schrage, I.: Hochfester Beton. Sachstandbericht. Deutscher Ausschuss für Stahlbetonbau, Heft Nr. 438, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Deutschland, 1994
- [86] Self-Desiccation and Its Importance in Concrete Technology. Editors: Persson, B., Bentz, D and Nilsson, L-O. Proceedings of the Fourth International Research Seminar, Gaithersburg, Maryland, USA, June, 2005. Report TVBM-3126. Lund Institute of Technology. Lund University, 2005
- [87] Setzer, M. J.: Einfluss des Wassergehalts auf die Eigenschaften des erhärteten Betons. In: DAFStb, Heft 280, 1977
- [88] Sickert, G., Schwesinger, P., Haza-Radlitz, G. v.: Creep, Shrinkage and Creep Recovery of HPLWA-Concrete. In: Proceedings of the Fifth International Symposium on Utilization of High Strength / High Performance Concrete, Sandefjord, vol. 2, pp. 1301 - 1310, 20 - 24 June, 1999
- [89] Tazawa, E.: Autogenous Shrinkage of Concrete. In: Proceedings of International Workshop organized by JCI, Hiroshima, June 1998
- [90] Thienel, K.-Ch.: Materialtechnologische Eigenschaften der Leichtbetone aus Blähton. In: Baustoffe in Praxis, Festschrift zu 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostasy, Heft 118, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, 1997
- [91] Thomas, G. F.: Conception of Creep of Unreinforced Concrete and an Estimation of the Limiting Values. In: Structural Engineering, Vol. 11, p. 69, London, 1933
- [92] Trost, H.: Auswirkungen des Superpositionsprinzips auf Kriech- und Relaxationsprobleme bei Beton und Spannbeton. In: Beton- und Stahlbetonbau, Heft 10 S. 230 - 238 und Heft 11 S. 261 - 269, 1967
- [93] Wagner, O.: Das Kriechen unbewehrten Betons. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 131, 1958

- [94] Walz, K., Wischers, G.: Konstruktions-Leichtbeton hoher Festigkeit. Stand der Entwicklung in den USA am Beispiel von Blähonzuschlag aus dem Drehofen. Forschungsinstitut der Zementindustrie, Düsseldorf, 1964
- [95] Weigler, H., Karl, S.: Kriechen von Konstruktionsleichtbeton bei frühzeitiger Belastung. Betonstein-Zeitung, Heft 10, S. 584 - 592, 1969
- [96] Wesche, K., Schrage, I., Berg, W. vom: Versuche zum Einfluss des Belastungsalters auf das Kriechen von Beton. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 295, Berlin, 1978
- [97] Wischers, G., Dahms, J.: Kriechen von frühbelastetem Beton mit hoher Anfangsfestigkeit. Beton, Vol. 27, Heft 2 und 3, 1977
- [98] Wittmann, F. H.: Grundlage eines Modells zur Beschreibung charakteristischer Eigenschaften des Betons. In: DAFStb, Heft 290, Berlin, 1977
- [99] Wittmann, F. H.: Kriechverformung des Betons unter statischer und unter dynamischer Belastung. In: Rheologica Acta 10, Heft 3, S. 422 - 428, 1971
- [100] Wittmann, F.H.: Bestimmung physikalischer Eigenschaften des Zementsteins. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 232, 1974

ANHANG

A1 Angaben zur Zusammensetzung der untersuchten Leichtbetone

Tabelle 1.1: Angaben zur Schüttdichte bzw. Kornrohddichte der verwendeten leichten Gesteinskörnungen

Werk Pautzfeld			
Sorte	Korngruppe mm	Schüttdichte ²⁾ kg/m ³	Korn-Rohddichte g/cm ³
Liapor F6	4/8	600 ± 25	1,05 – 1,15
Liapor F8		800 ± 25	1,45 – 1,55
Liapor F9,5		950 ± 25	1,70 – 1,95
Liapor-Sand K	0/2	700 ± 50	1,50 – 1,70

²⁾ bei 105 °C getrocknet

Tabelle 1.2: Wasseraufnahme und Kornrohddichte des verwendeten Liapor-Sandes K 0/2 nach BVK-Verfahren

Wasseraufnahme w_a						
			1. Versuch	2. Versuch	3. Versuch	
Masse Nutsche + Filter feucht	m_1	[g]	728,38	729,36	728,47	
m_1 + Masse Probe trocken	m_2	[g]	1030,90	1003,90	1075,20	
m_2 + Probe wassergesättigt	m_3	[g]	1109,80	1075,80	1180,20	
Masse Sättigungswasser	$m_3 - m_2$	[g]	78,90	71,90	105,00	
Masse Probe trocken.	$m_2 - m_1$	[g]	302,52	274,54	346,73	
Wasseraufnahme	$w_a = (m_3 - m_2) / (m_2 - m_1) * 100$	[M.-%]	26,081	26,189	30,283	
Mittelwert	w_a	[M.-%]	27,518			
Kornrohddichte ρ_G						
Probe wassergesättigt	m_4	[g]	109,38	302,64	307,46	
Volumen m_4 + 500ml Wasser	V_G	[cm ³]	579,00	700,00	702,000	
Kornrohddichte	$\rho_G = (m_4 / (1 + w_a / 100)) / (V_G - 500)$	[g/cm ³]	1,098	1,199	1,168	
Mittelwert	ρ_G	[g/cm ³]	1,155			
Wirksame Kornrohddichte ρ_R						
Wirksame Kornrohddichte	$\rho_R = m_4 / (V_G - 500)$	[g/cm ³]	1,385	1,513	1,522	
Mittelwert	ρ_R	[g/cm ³]	1,473			

Tabelle 1.3: Angaben zu den verwendeten Zusatzstoffen und Zusatzmitteln

Flugasche SAFAMENT® HKV					
Reindichte	[g/cm ³]	2,215			
Silicastaubsuspension „ELKEM MICROSILICA (SF)“					
Dichte (bei 20 °C)	[g/ml]	1,400	Festkörper	[M.-%]	50
UNTERWASSERCOMPOUND (ST)					
Schüttdichte	[g/cm ³]	ca. 0,600			
Fließmittel WOERMENT FM 30					
Dichte (bei 20 °C)	[g/ml]	1,200	Festkörper	[M.-%]	35

Anhang A1

Tabelle 1.4: Kornzusammensetzung bzw. Sieblinie der verwendeten Gesteinskörnungen

Körnung	Siebdurchgang [Masse-%] durch Normsiebe								
	0,125	0,25	0,5	1	2	4	8	16	32
	Liapor-Sand K 0/2 Pautzfeld								
0/2	25,2	35,2	47,1	63,0	92,8	100,0	100,0	100,0	100,0
	Mainsand 0/2 (Silo Nr. 1)								
0/2	1,31	8,77	42,84	81,10	97,50	99,94	100,0	100,0	100,0
	Kies 2/8 (Silo Nr. 2)								
2/8	0,0	0,1	0,2	0,2	0,7	19,1	92,6	100,0	100,0
	Liapor F9.5								
4/8	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	8,98	99,52	100,0	100,0
	Liapor F8								
4/8	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	2,8	98,9	100,0	100,0
	Liapor F6								
4/8	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	4,5	99,0	100,0	100,0

Tabelle 1.5: Angaben zu dem verwendeten Zement CEM I 42,5 R-HS

Bindemittel		Zement CEM I 42,5 R-HS		
Hersteller		E. Schwenk Zementwerke KG		
Werk		Allmendingen		
Blaine-Wert	[cm ² /g]	---	SO ₃ [M.-%]	2,6
Rückstand 0,09 mm	[M.-%]	---	K ₂ O [M.-%]	0,7
Rückstand 0,03 mm	[M.-%]	---	Cl ⁻ [M.-%]	0,10
Wasseranspruch	[M.-%]	27,5		
Erstarrungsbeginn	[min]	179		
Reindichte	[g/cm ³]	---		
Druckfestigkeiten 2d / 28d	[kN/mm ²]	29,4 / 57,1		

Tabelle 1.6: Angaben zu dem verwendeten Zement CEM I 32,5 R

Bindemittel		Zement CEM I 32,5 R		
Hersteller		Heidelberger Zement		
Werk		Leimen		
Blaine-Wert	[cm ² /g]	3750	SO ₃ [M.-%]	3,02
Rückstand 0,09 mm	[M.-%]	---	K ₂ O [M.-%]	1,52
Rückstand 0,03 mm	[M.-%]	---	Cl ⁻ [M.-%]	0,07
Wasseranspruch	[M.-%]	29,0		
Erstarrungsbeginn	[min]	130		
Reindichte	[g/cm ³]	3,143		
Druckfestigkeiten 2d / 28d	[kN/mm ²]	26,7 / 46,1		

A2 Mechanische Eigenschaften der untersuchten Leichtbetone

Tabelle 2.1: Druckfestigkeit von Würfeln (150 mm Kantenlänge); Mittelwerte und Streumaße

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Würfeldruckfestigkeit [N/mm ²] im Alter [Tage] von				
		2	7	28	90	365
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	46,6 ± 1,4	71,5 ± 4,3	85,6 ± 2,8	96,8 ± 0,4	95,8 ± 0,4
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	29,6 ± 0,4	54,0 ± 4,7	63,6 ± 1,2	63,7 ± 2,5	69,4 ± 3,2
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	21,7 ± 0,4	28,7 ± 0,9	38,4 ± 0,3	39,8 ³⁾ ± 4,1	45,8 ± 0,1

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

³⁾ Probe wurde im Alter von 55 Tagen geprüft

Tabelle 2.2: Auf 28 Tage bezogene Druckfestigkeit von Würfeln (150 mm Kantenlänge)

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		bez. Würfeldruckfestigkeit [N/mm ²] im Alter [Tage] von				
		2	7	28	90	365
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	0,54	0,84	1,00	1,13	1,12
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	0,46	0,85		1,00	1,09
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	0,56	0,75		(1,04) ³⁾	1,19

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

³⁾ Probe wurde im Alter von 55 Tagen geprüft

Tabelle 2.3: Druckfestigkeit von Zylindern (∅ x h = 150 mm x 300 mm); Mittelwerte und Streumaße

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Zylinderdruckfestigkeit [N/mm ²] im Alter [Tage] von			
		2	7	28	90
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	50,9 ± 2,2	67,9 ± 1,2	85,4 ± 1,9	89,4 ± 1,4
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	32,1 ± 0,8	48,0 ± 0,9	58,7 ± 0,6	61,4 ± 1,4
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	18,7 ± 0,3	25,6 ± 0,7	35,8 ± 1,4	44,7 ± 2,8

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

Anhang A2

Tabelle 2.4: Auf 28 Tage bezogene Druckfestigkeit von Zylindern ($\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$)

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		bez. Zylinderdruckfestigkeit [N/mm ²] im Alter [Tage] von			
		2	7	28	90
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	0,60	0,80	1,00	1,05
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	0,55	0,82		1,05
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	0,52	0,72		1,25

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

Tabelle 2.5: Druckfestigkeit von Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm nach einer Wasser- bzw. Trockenlagerung; Mittelwerte und Streumaße

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Lagerung	Druckfestigkeit von Prismen 40 x 40 x 160 mm ³ [N/mm ²] im Alter [Tage] von				
			2	7	28	90	365
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	im Wasser	67,2 ± 1,8	74,5 ± 1,7	89,3 ± 0,4	92,7 ± 3,7	89,7 ± 5,2
		trocken	67,2 ± 1,8	69,9 ± 2,6	98,2 ± 3,0	106,0 ± 1,5	99,2 ± 1,2
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	im Wasser	32,0 ± 0,1	52,2 ± 0,3	59,5 ± 2,7	63,3 ± 0,9	59,5 ± 0,7
		trocken	32,0 ± 0,8	48,9 ± 1,0	61,6 ± 1,6	63,0 ± 0,6	63,5 ± 0,7
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	im Wasser	19,7 ± 0,1	28,0 ± 1,0	35,7 ± 1,2	44,0 ± 2,1	42,1 ± 3,2
		trocken	19,7 ± 0,1	28,5 ± 0,5	39,4 ± 2,6	44,7 ± 2,3	44,4 ± 1,3

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

Tabelle 2.6: Auf 28 Tage bezogene Druckfestigkeit von Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm nach einer Wasser- bzw. Feucht- / Trockenlagerung

Beton; Rohdichteklasse / Gesteinskörnung		Lagerung	Druckfestigkeit von Prismen 40 x 40 x 160 mm ³ [N/mm ²] im Alter [Tage] von				
			2	7	28	90	365
LC70/77 D2,0	F9.5, NS ¹⁾	im Wasser	0,75	0,83	1,00	1,04	1,00
		trocken	0,68	0,71		1,08	1,01
LC45/50 D1,6	F8, LS ²⁾	im Wasser	0,54	0,88		1,06	1,00
		trocken	0,52	0,79		1,02	1,03
LC20/22 D1,4	F6, LS ²⁾	im Wasser	0,55	0,78		1,23	1,18
		trocken	0,50	0,72		1,13	1,13

¹⁾ Natursand

²⁾ Liapor-Leichtsand K

Spannungs-Verformungsverhalten der untersuchten Leichtbetone

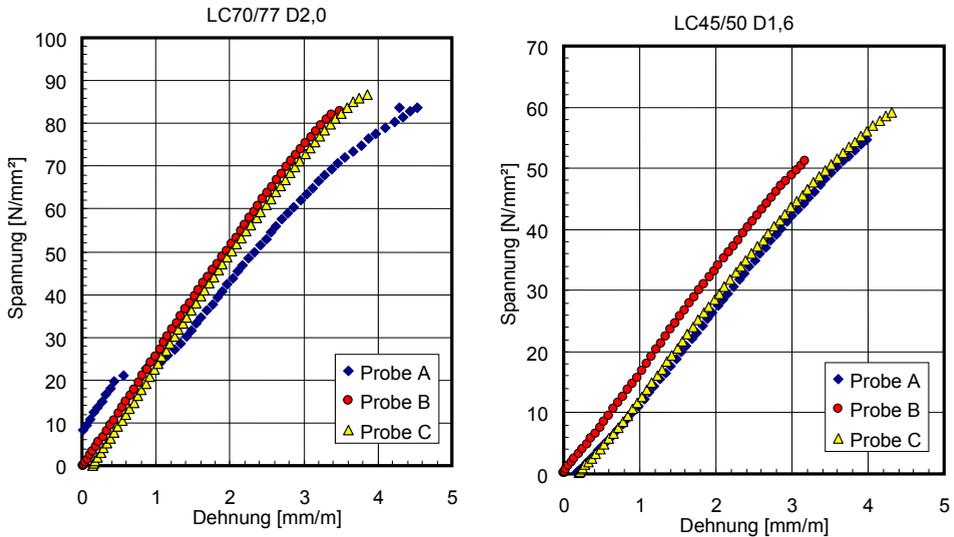


Bild 2.1: Spannungs-Dehnungs-Linien einzelner Betonproben ($\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$) für den LC70/77 mit Blähtongesteinskörnung F9.5 (links) und LC45/50 mit Blähtongesteinskörnung F8 (rechts)

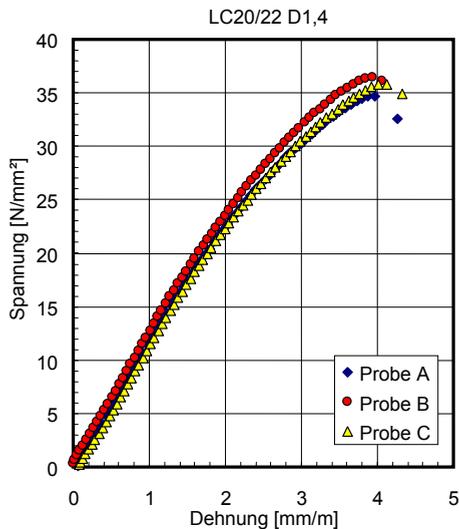


Bild 2.2: Spannungs-Dehnungs-Linien einzelner Betonproben ($\varnothing \times h = 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$) für den LC20/22 mit Blähtongesteinskörnung F6

A3 Messmethode zur Ermittlung der Schwind- bzw. Kriechverformungen

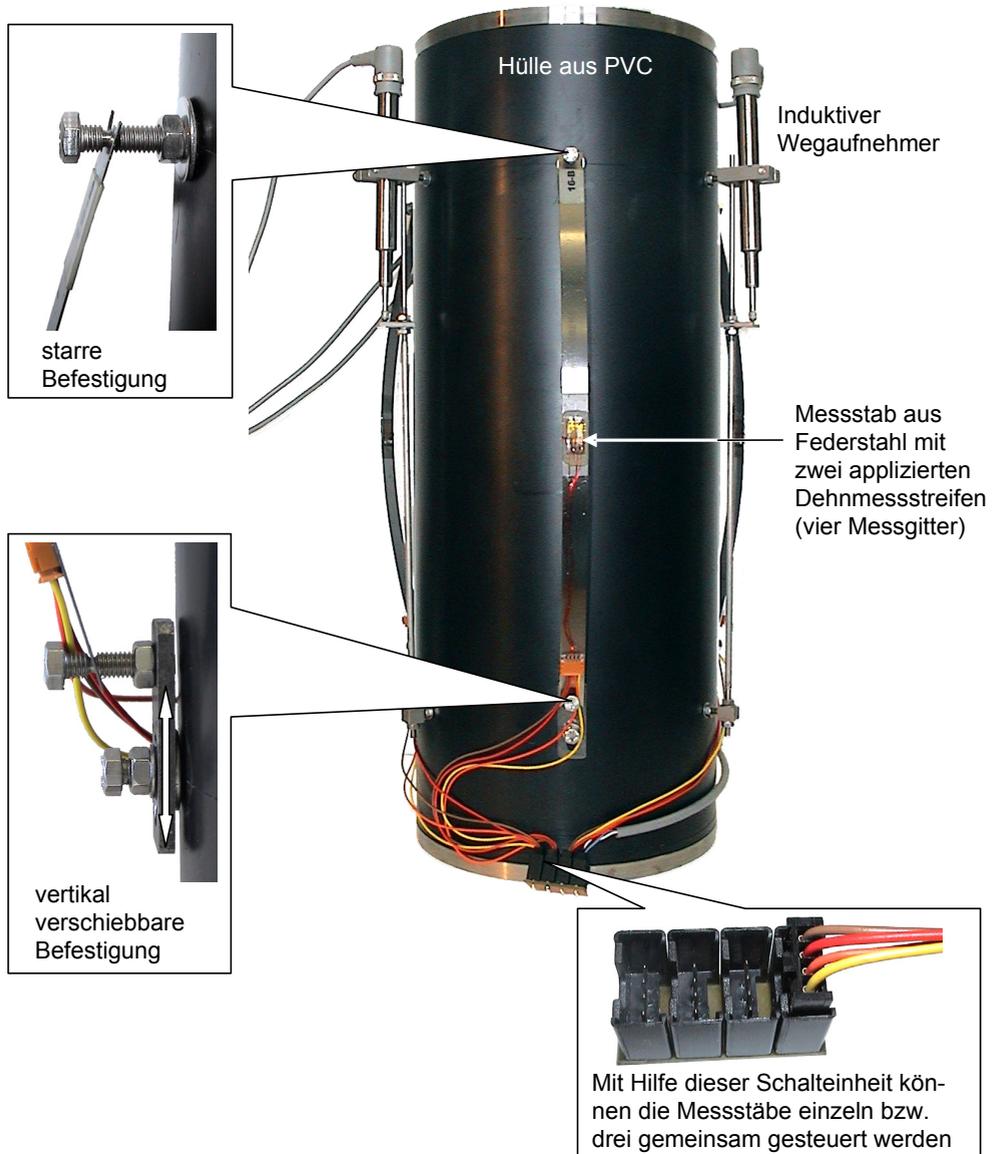


Bild 3.1: Probekörper aus PVC zum Kalibrieren der hergestellten Messstäbe. Die mit den Messstäben gemessenen Verformungen wurden mit den von induktiven Wegaufnehmern (Genauigkeitsklasse: 0,2) ermittelten Werten verglichen.



Bild 3.2: Der Eichprobekörper mit eingebauten induktiven Wegaufnehmern und Messstäben wurde in eine mechanisch gesteuerte Prüfmaschine eingebaut und kontrolliert belastet



Bild 3.3: Je zwei Leichtbetonproben wurden übereinander in die hydraulische Belastungseinrichtung für die Kriechversuche eingebaut (links: mit einer mit Butylkautschuk beschichteter Alufolie versiegelte Leichtbetonproben $\varnothing \times h$ 150 mm x 450 mm; rechts: unversiegelt gelagerte Proben $\varnothing \times h$ 75 mm x 225 mm)



Bild 3.4: Blick in die Klimakammer mit den Kriechständen (rechts und links) sowie der Messanlage (hinten)

A4 Schwind- und Kriechverformungen von Leichtbeton

A4.1 Schwindverformungen

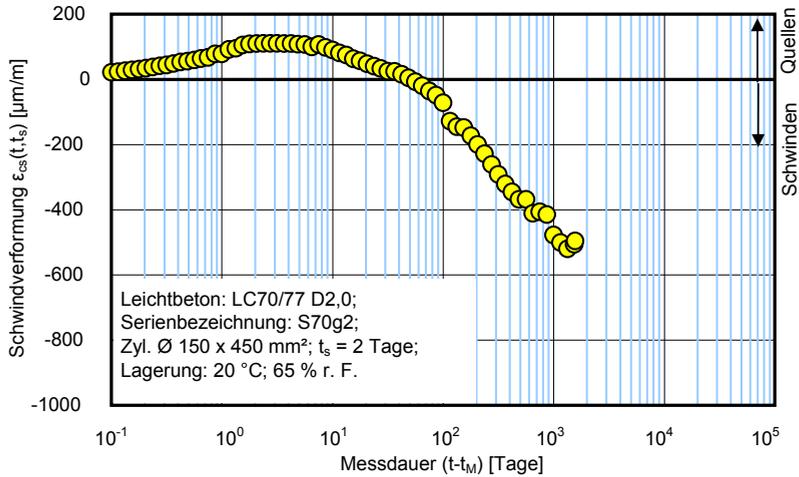


Bild 4.1: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC70/77 für die Serie: S70g2; Messbeginn t_M = 1 Tag

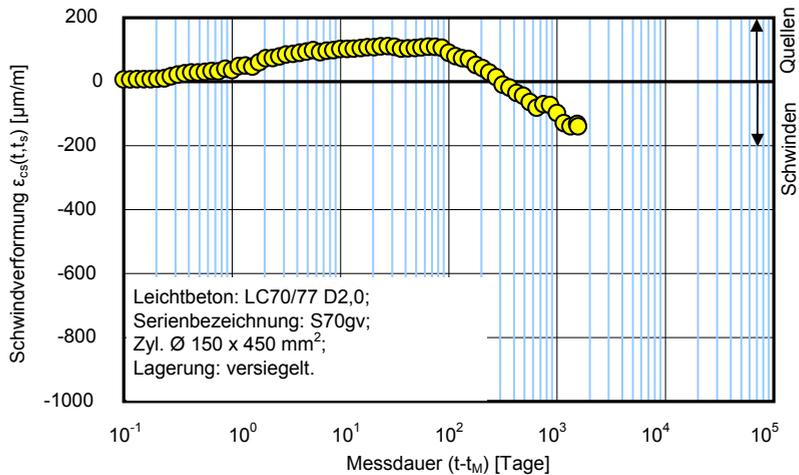


Bild 4.2: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC70/77 für die Serie: S70gv; Messbeginn t_M = 1 Tag

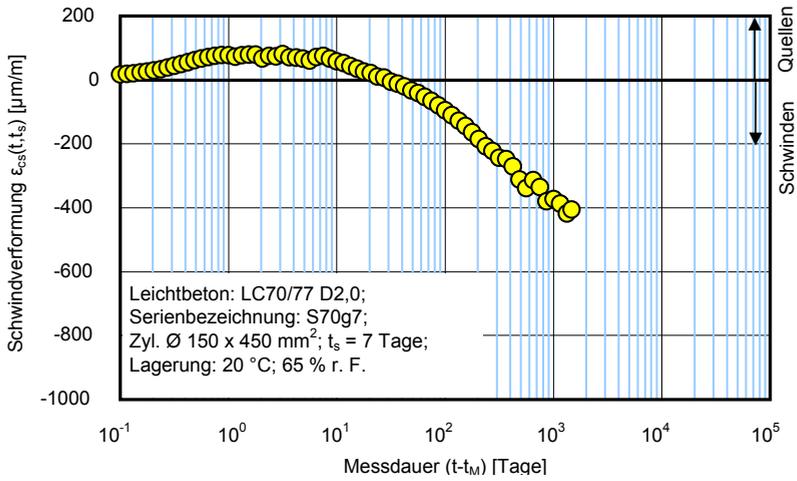


Bild 4.3: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC70/77 für die Serie: S70g7; Messbeginn t_M = 1 Tag

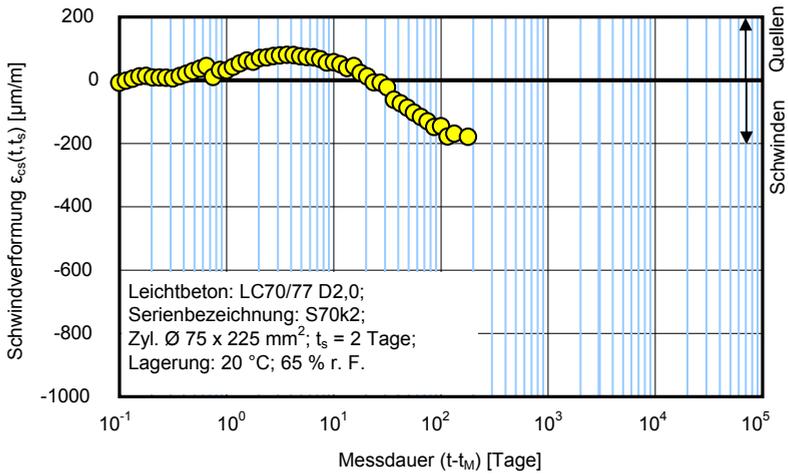


Bild 4.4: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC70/77 für die Serie: S70k2; Messbeginn t_M = 1 Tag

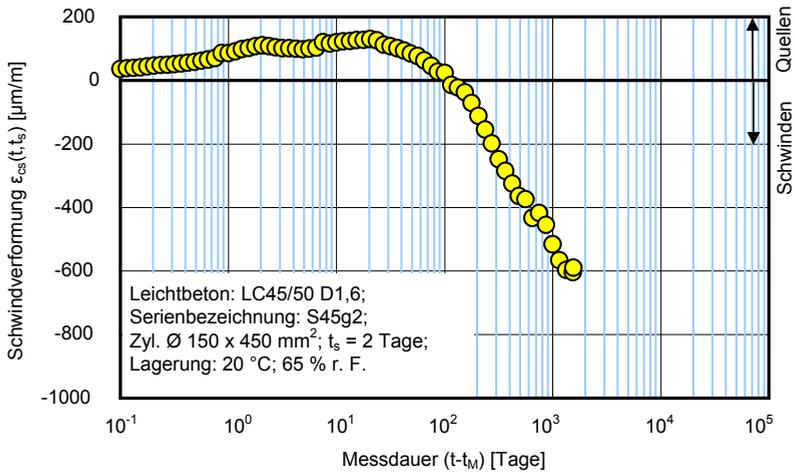


Bild 4.5: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC45/50 für die Serie: S45g2; Messbeginn t_M = 1 Tag

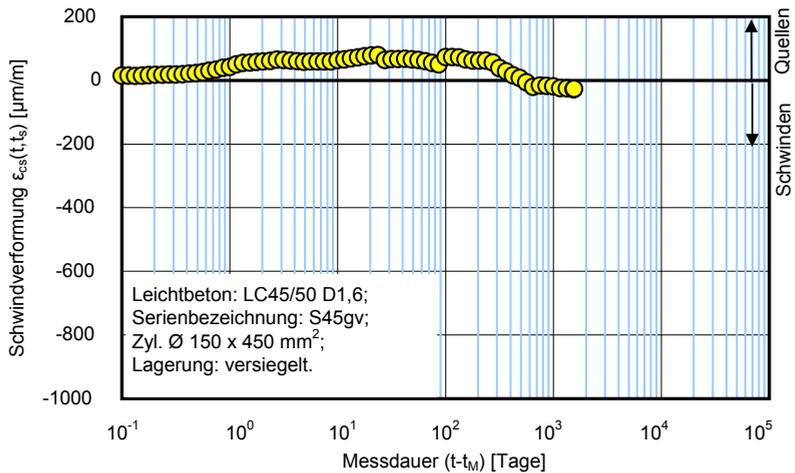


Bild 4.6: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC45/50 für die Serie: S45gv; Messbeginn t_M = 1 Tag

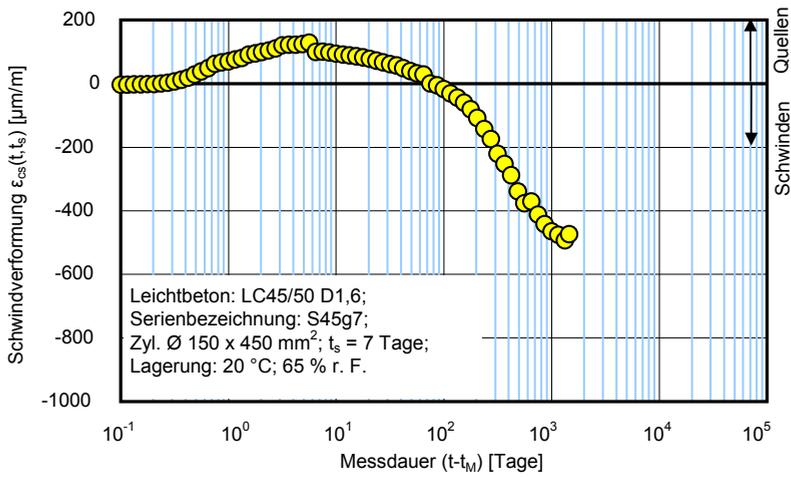


Bild 4.7: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC45/50 für die Serie: S45g7; Messbeginn t_M = 1 Tag

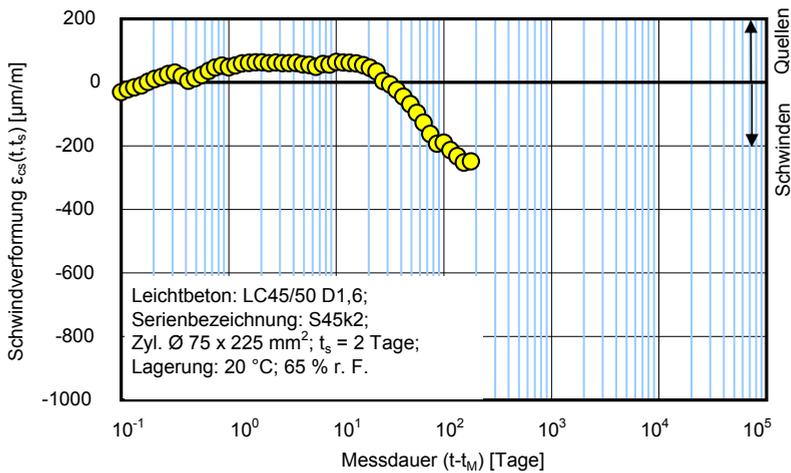


Bild 4.8: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC45/50 für die Serie: S45k2; Messbeginn t_M = 1 Tag

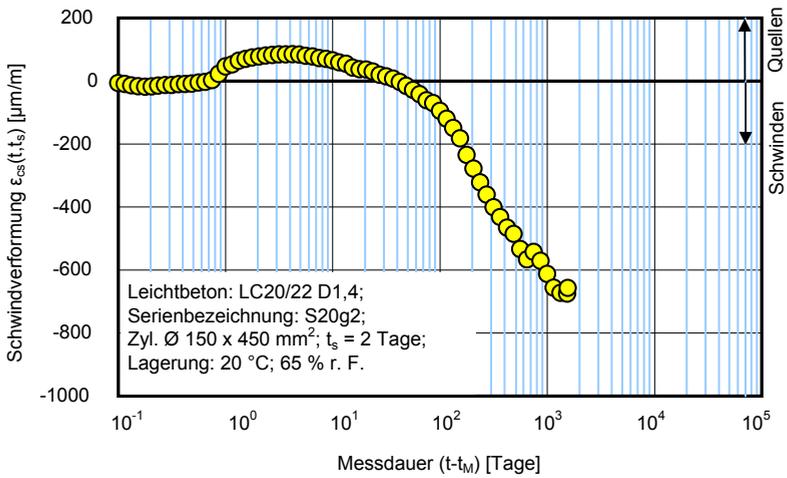


Bild 4.9: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC20/22 für die Serie: S20g2; Messbeginn $t_M = 1$ Tag

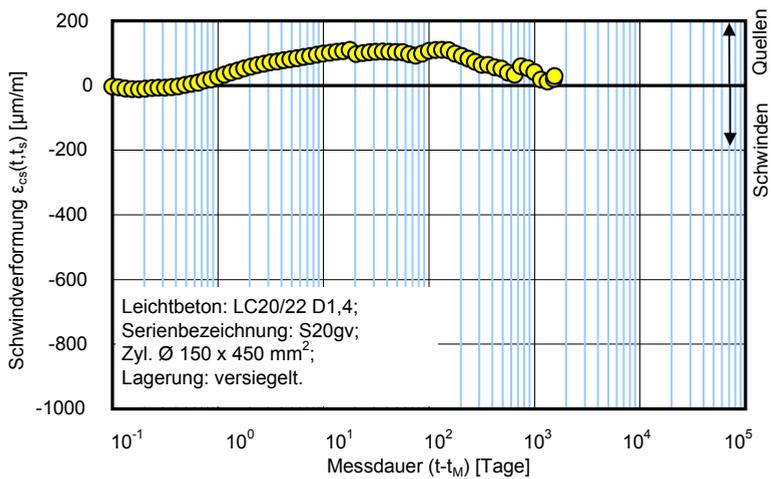


Bild 4.10: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC20/22 für die Serie: S20gv; Messbeginn $t_M = 1$ Tag

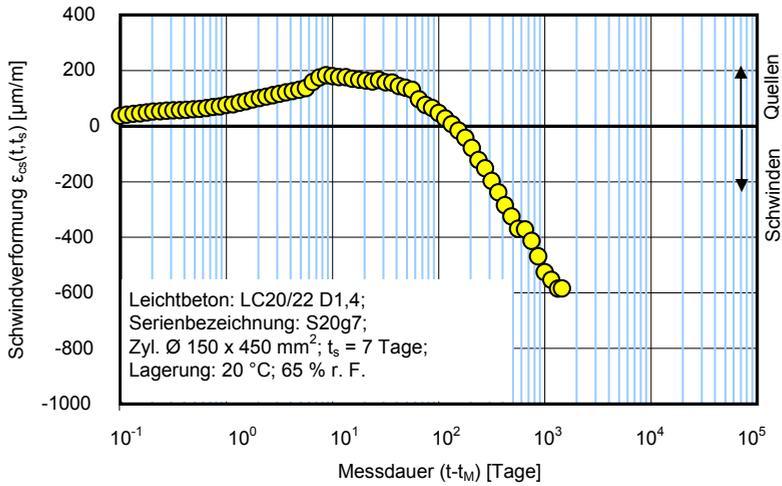


Bild 4.11: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC20/22 für die Serie: S20g7; Messbeginn $t_M = 1$ Tag

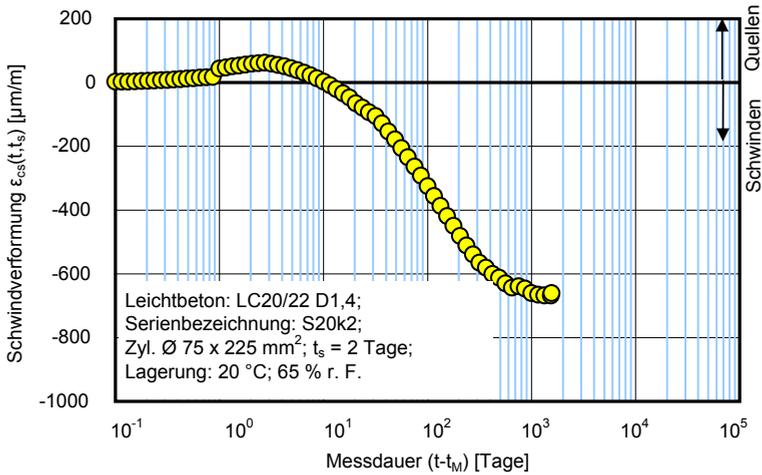


Bild 4.12: Darstellung der gemessenen Gesamtschwindverformungen von LC20/22 für die Serie: S20k2; Messbeginn $t_M = 1$ Tag

A4.2 Approximation der gemessenen Schwindverformungen bei versiegelt gelagerten Proben

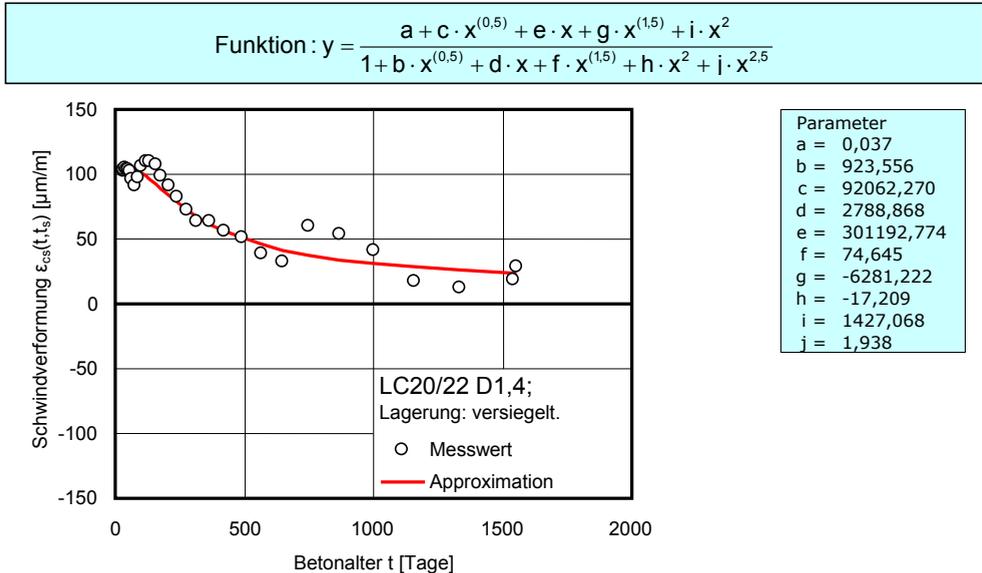


Bild 4.13: Gemessene Schwindverformungen von LC20/22 (versiegelte Lagerung) ab dem Betonalter t = 28 Tage und approximierte Funktion

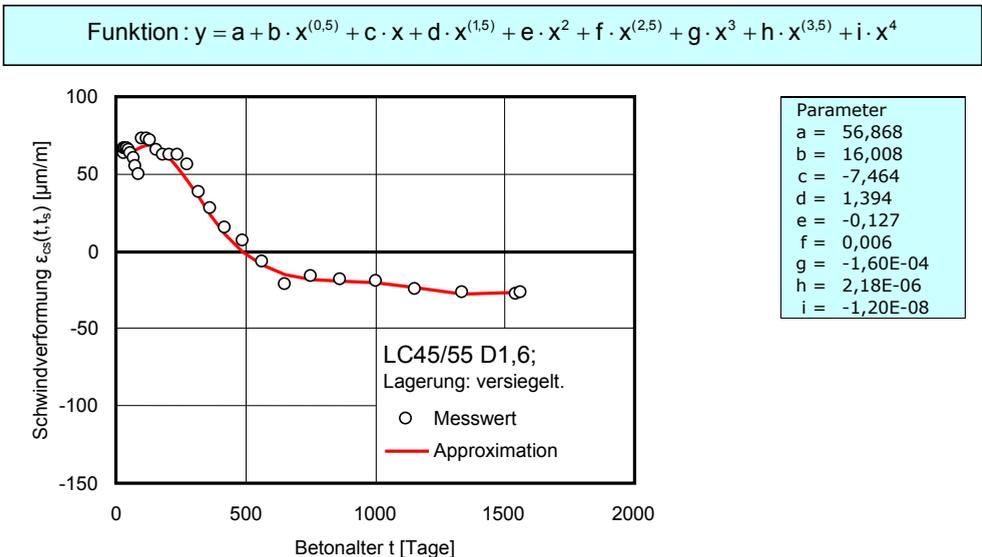


Bild 4.14: Gemessene Schwindverformungen von LC45/50 (versiegelte Lagerung) ab dem Betonalter t = 28 Tage und approximierte Funktion

Funktion : $y = a + b \cdot x^{(0,5)} + c \cdot x + d \cdot x^{(1,5)} + e \cdot x^2 + f \cdot x^{(2,5)} + g \cdot x^3 + h \cdot x^{(3,5)} + i \cdot x^4$

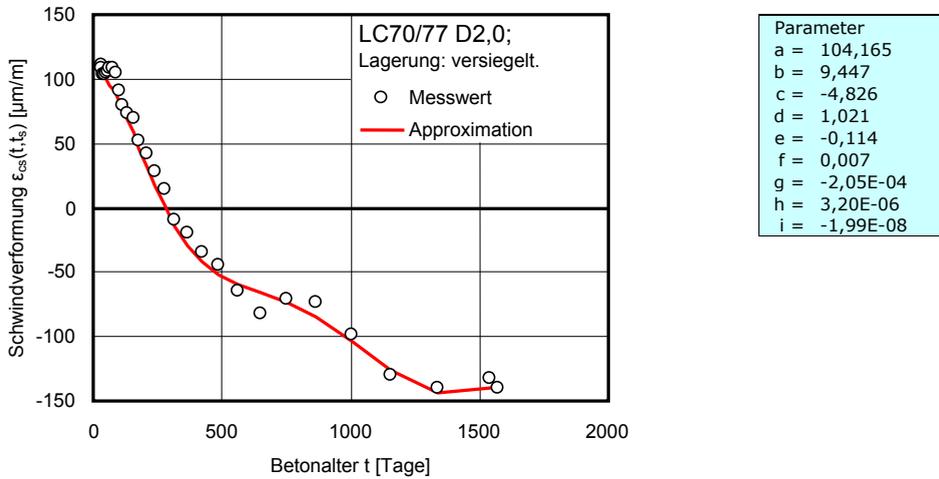


Bild 4.15: Gemessene Schwindverformungen von LC70/77 (versiegelte Lagerung) ab dem Betonalter t = 28 Tage und approximierte Funktion

A4.3 Extrapolation des Schwindens nach Ross [81] (s. Gl. (13))

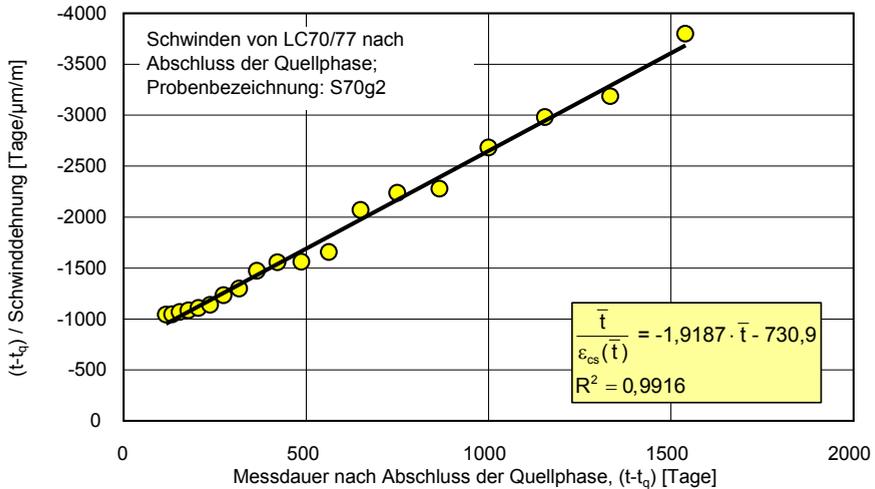


Bild 4.16: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S70g2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

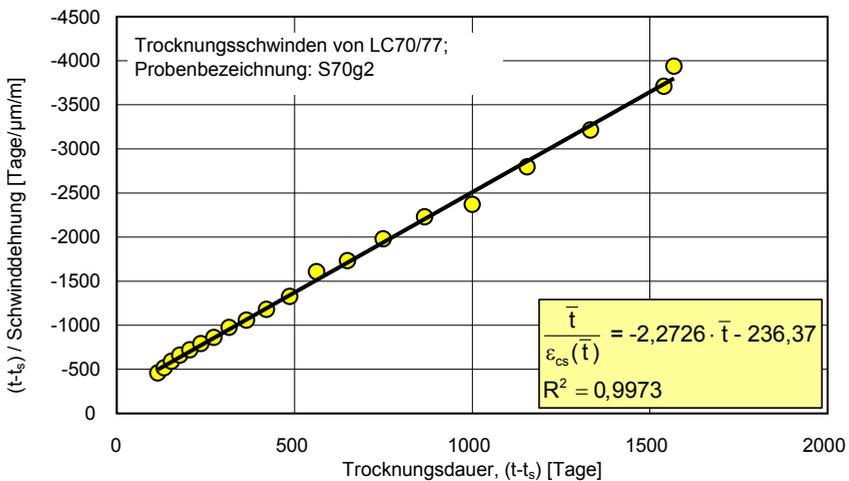


Bild 4.17: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S70g2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Trocknungsdauer $\bar{t} = (t-t_s)$ in Tagen dar; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

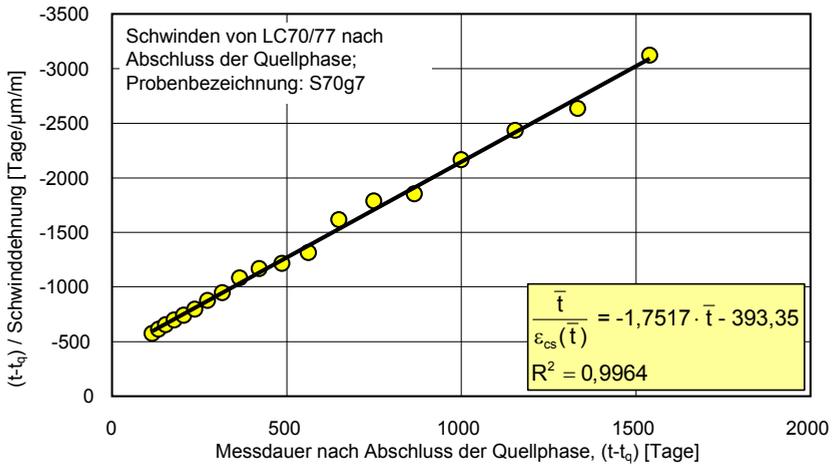


Bild 4.18: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S70g7 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

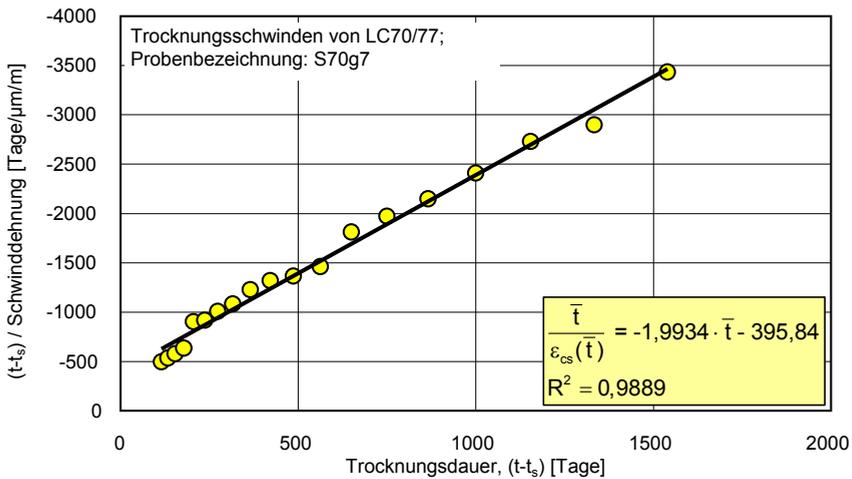


Bild 4.19: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S70g7 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Trocknungsdauer $\bar{t} = (t-t_s)$ in Tagen dar; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

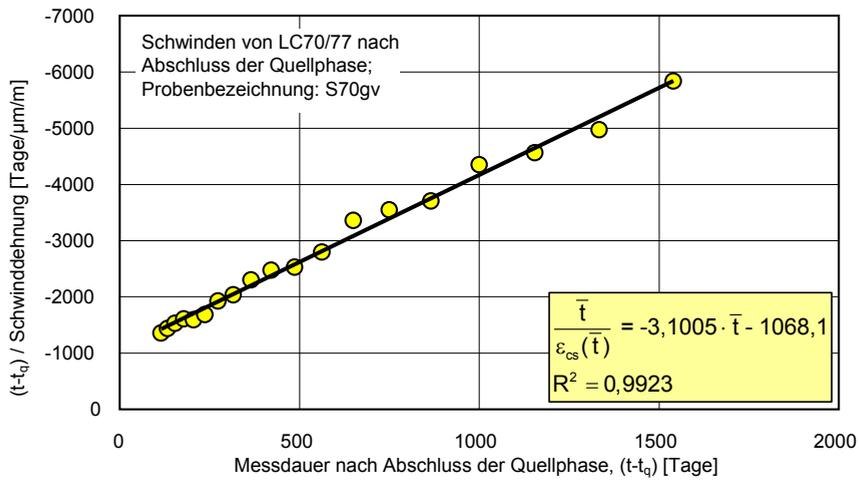


Bild 4.20: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S70gv nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

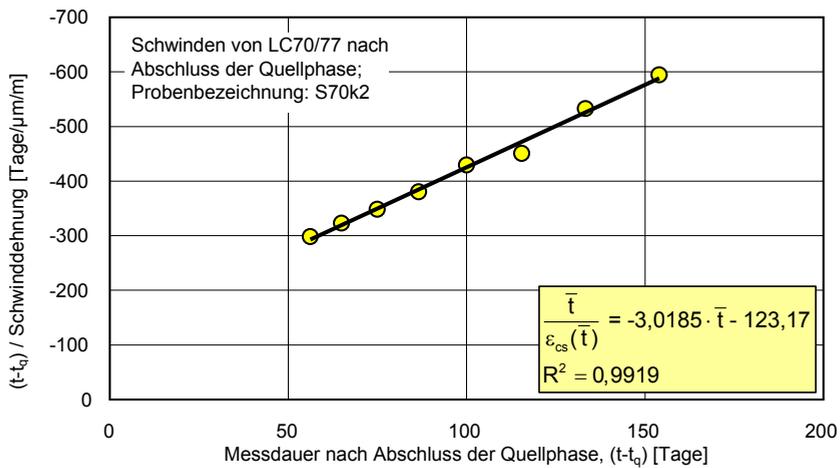


Bild 4.21: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S70k2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

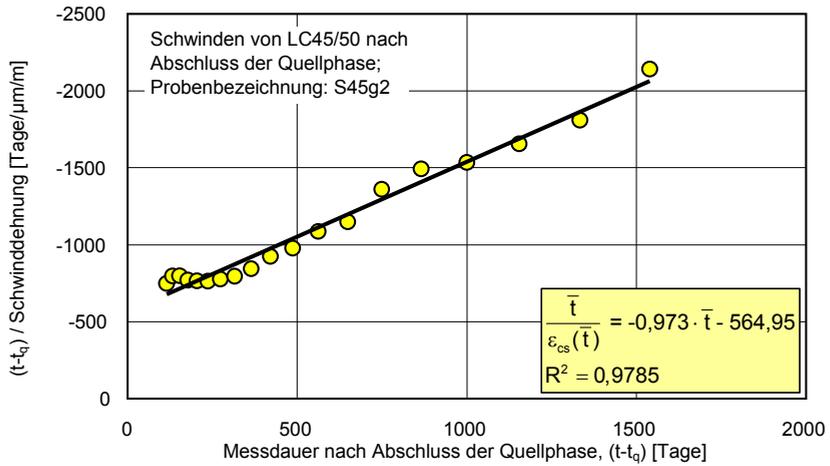


Bild 4.22: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S45g2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

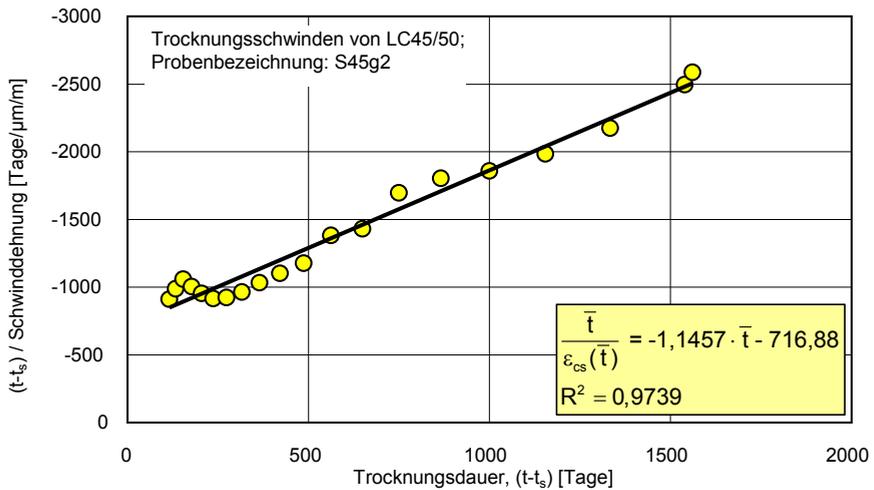


Bild 4.23: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S45g2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Trocknungsdauer $\bar{t} = (t-t_s)$ in Tagen dar; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

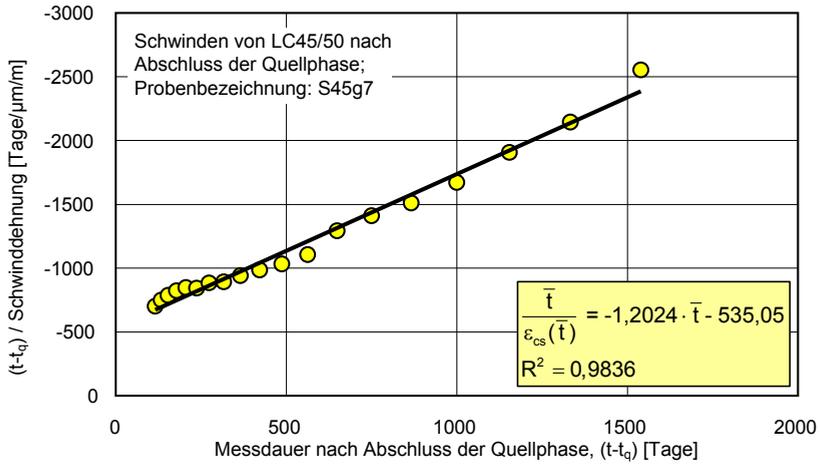


Bild 4.24: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S45g7 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

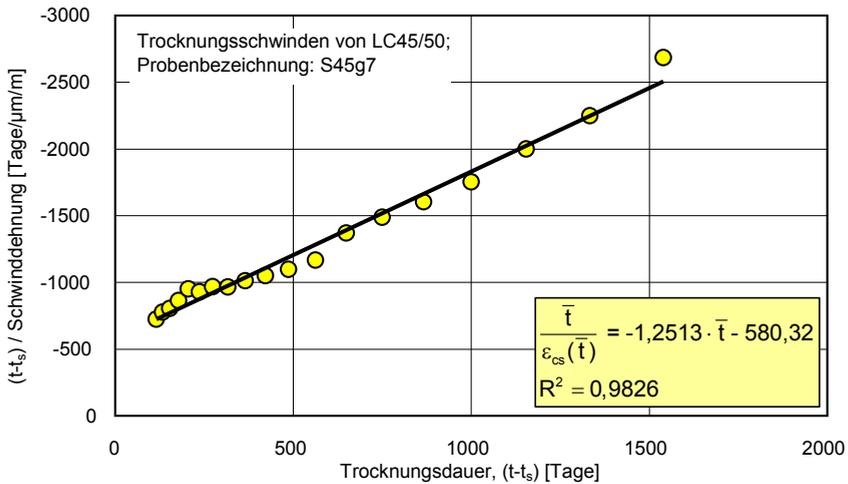


Bild 4.25: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S45g7 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Trocknungsdauer $\bar{t} = (t-t_s)$ in Tagen dar; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

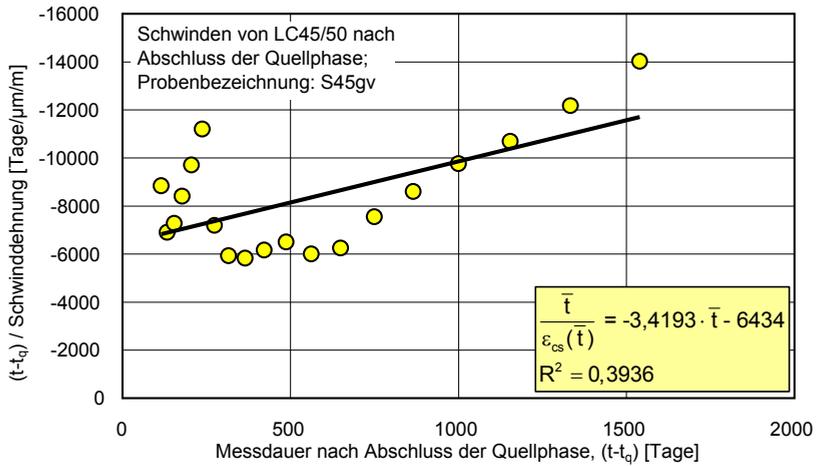


Bild 4.26 Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S45gv nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

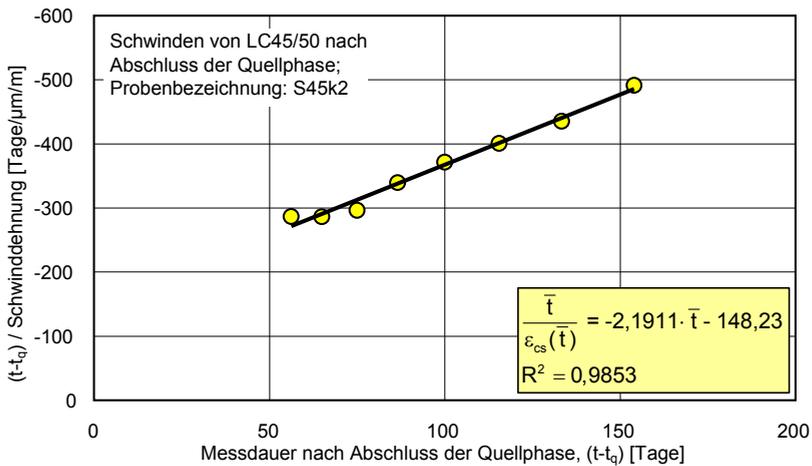


Bild 4.27: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S45k2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

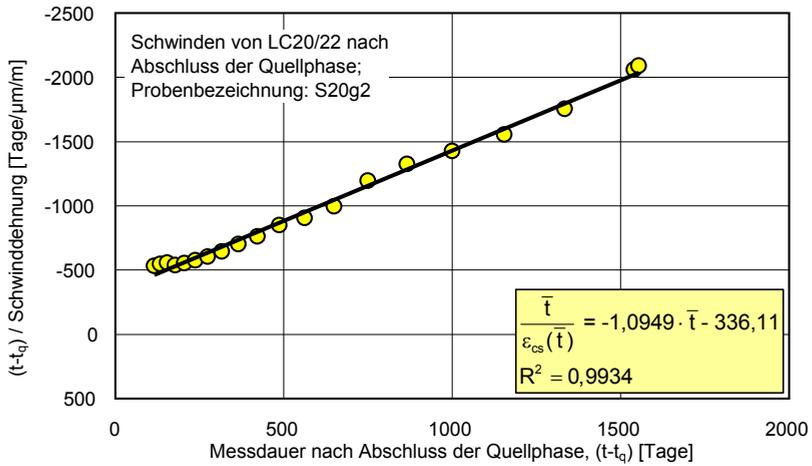


Bild 4.28: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S20g2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

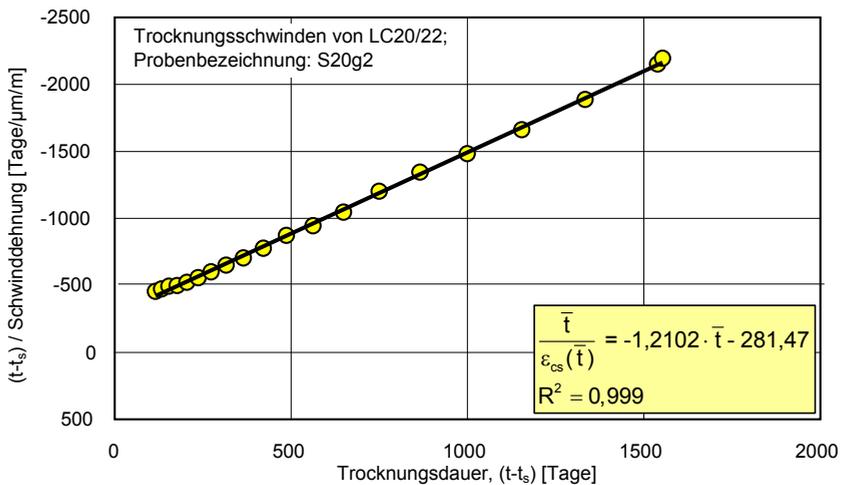


Bild 4.29: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S20g2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Trocknungsdauer $\bar{t} = (t-t_s)$ in Tagen dar; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

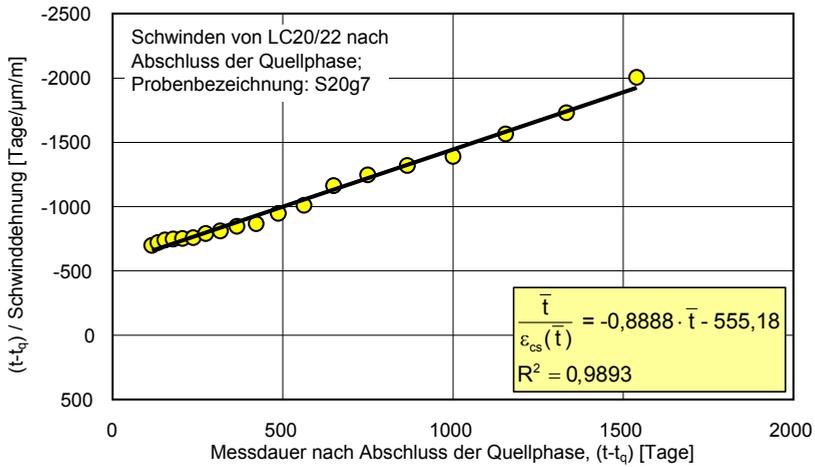


Bild 4.30: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S20g7 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

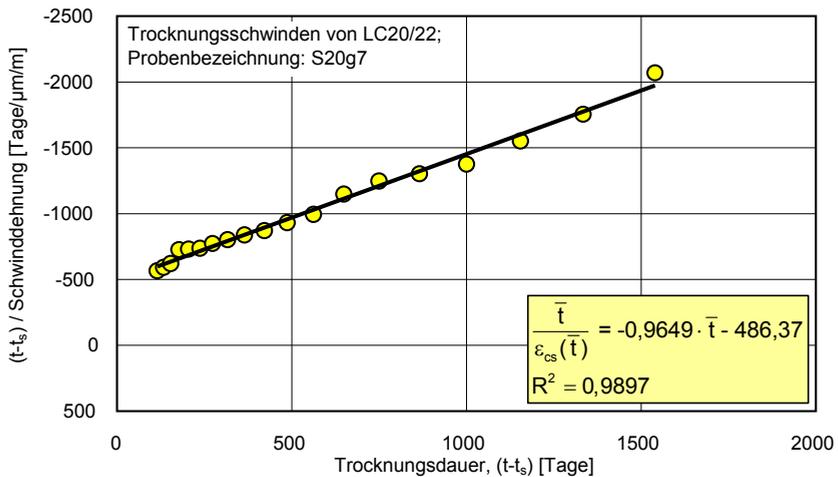


Bild 4.31: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S20g7 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Trocknungsdauer $\bar{t} = (t-t_s)$ in Tagen dar; Trocknungsbeginn $t_s = 2$ Tage

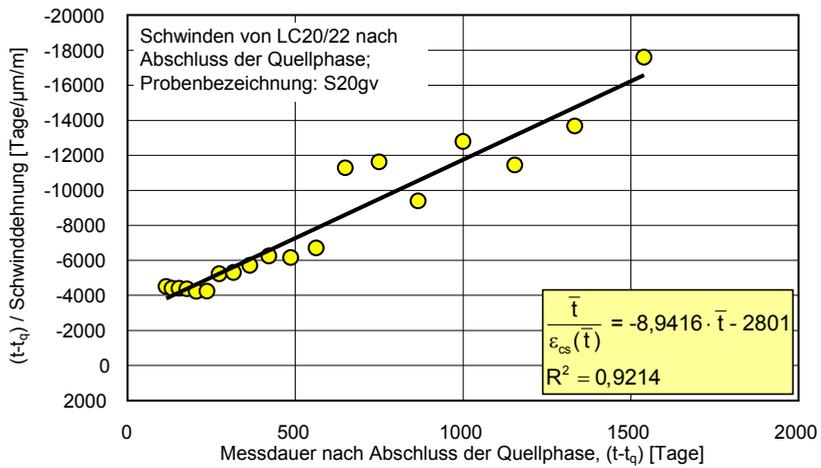


Bild 4.32: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S20gv nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

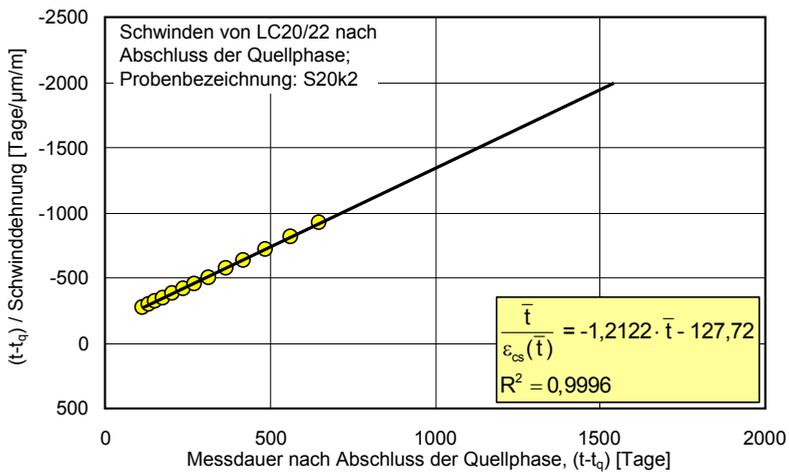


Bild 4.33: Extrapolation der Schwindverformungen für die Probe S20k2 nach Ross [81]. Die X-Achse stellt die Messdauer der Verformungen nach Abschluss der Quellphase $\bar{t} = (t-t_q)$ in Tagen dar

A4.4 Extrapolation der Schwindverkrüzung nach dem Abklingen der Quellphase mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion nach Gl. (14)

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung nach Abschluss der Quellphase:
S70g2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 778,190 b = 481,105 c = 0,7271	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = - 778 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

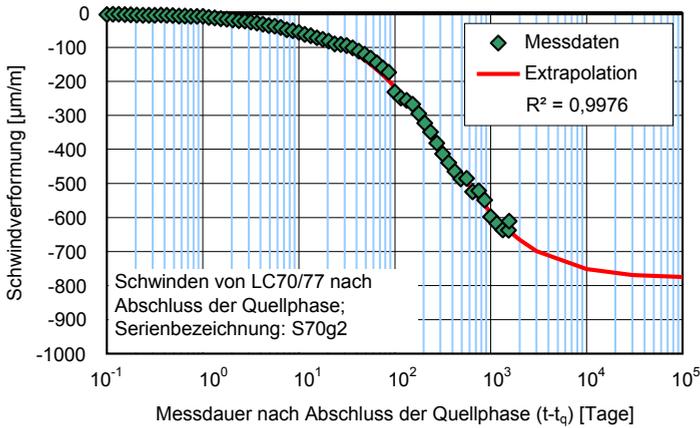


Bild 4.34: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S70g2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung für Trocknungsdauer (t-t _s) :
S70g2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 441,345 b = 147,890 c = 0,7539	$\varepsilon_\infty(t-t_s) = - 441 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

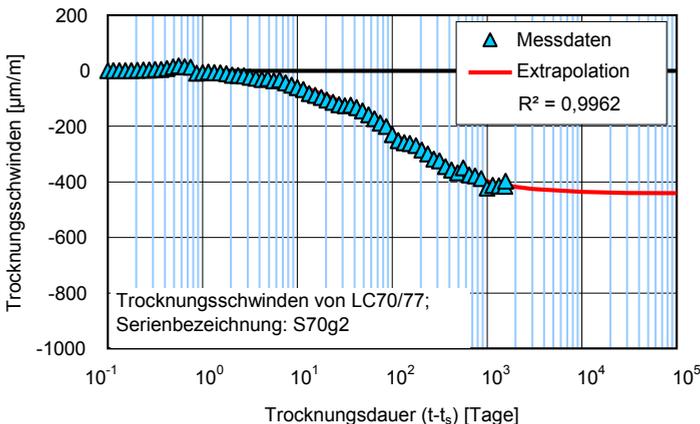


Bild 4.35: Extrapolation der Schwindverformungen für die Serie S70g2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung nach Abschluss der Quellphase:
S70g7	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 605,790	$\varepsilon_{\infty}(t-t_q) = - 606 \text{ } [\mu\text{m/m}]$
		b = 483,817	
		c = 0,6585	

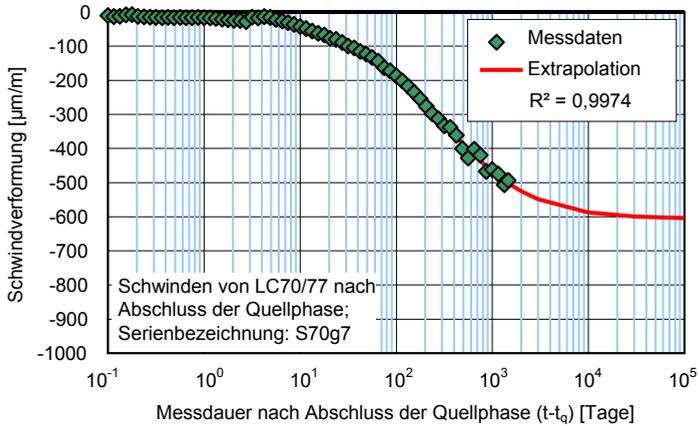


Bild 4.36: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S70g7 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung für Trocknungsdauer (t-t _s):
S70g7	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 493,208	$\varepsilon_{\infty}(t-t_s) = - 493 \text{ } [\mu\text{m/m}]$
		b = 437,676	
		c = 0,5114	

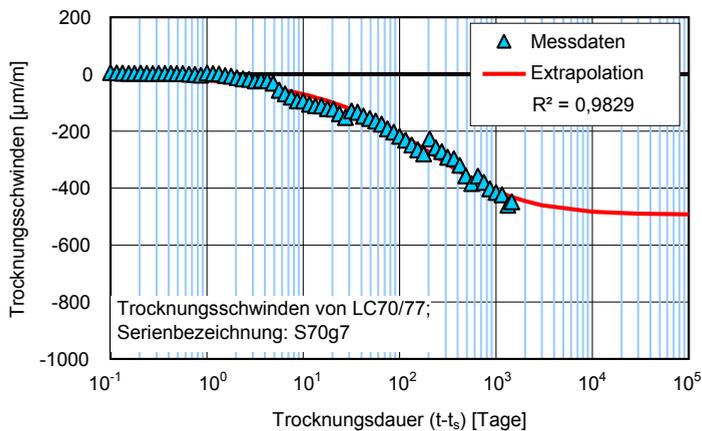


Bild 4.37: Extrapolation der Schwindverformungen für die Serie S70g7 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung nach Abschluss der Quellphase:
S70gv	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 321,680	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = - 322 \text{ [}\mu\text{m/m]}$
		b = 498,196	
		c = 0,6917	

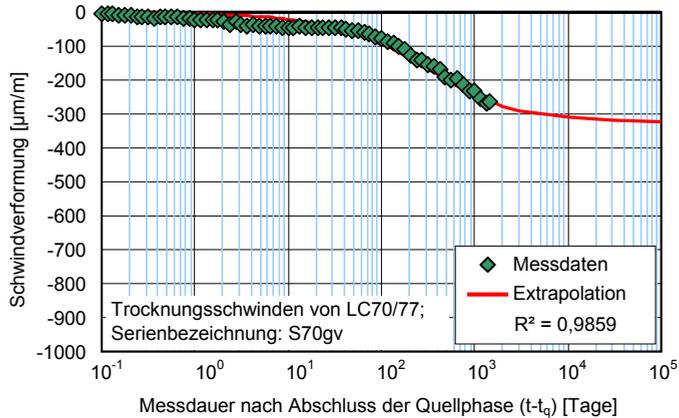


Bild 4.38: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S70gv mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung nach Abschluss der Quellphase:
S70k2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 340,086	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = - 340 \text{ [}\mu\text{m/m]}$
		b = 22,515	
		c = 1,8220	

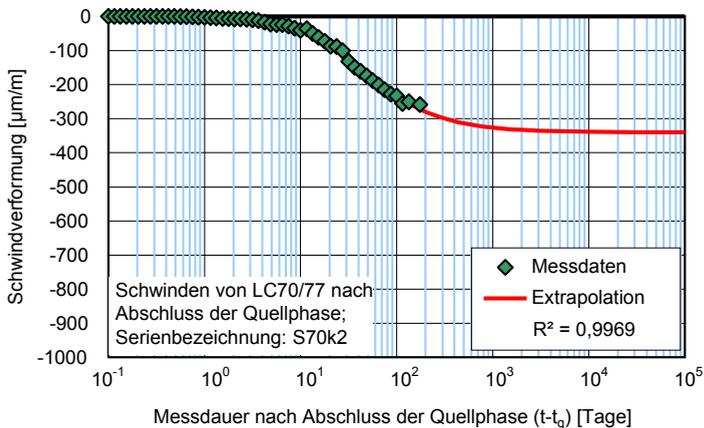


Bild 4.39: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S70k2 mit Hilfe der modifizierten

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung nach Abschluss der Quellphase:
S45g2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 956,597	$\varepsilon_{\infty}(t-t_q) = - 957 \text{ } [\mu\text{m/m}]$
		b = 379,378	
		c = 1,1928	

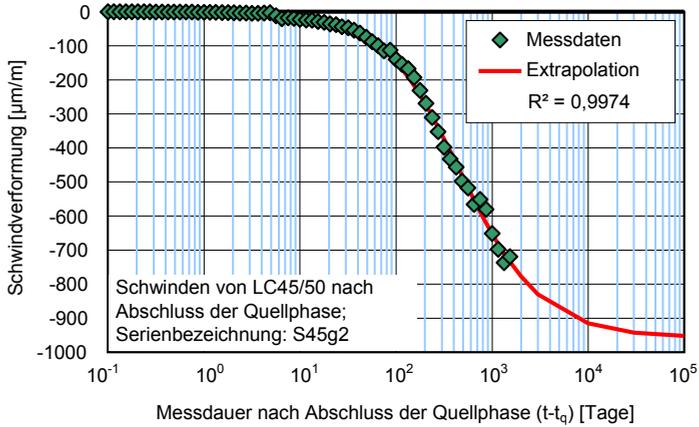


Bild 4.40: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S45g2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung für Trocknungsdauer (t-t _s) :
S45g2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 762,607	$\varepsilon_{\infty}(t-t_s) = - 763 \text{ } [\mu\text{m/m}]$
		b = 185,512	
		c = 1,9997	

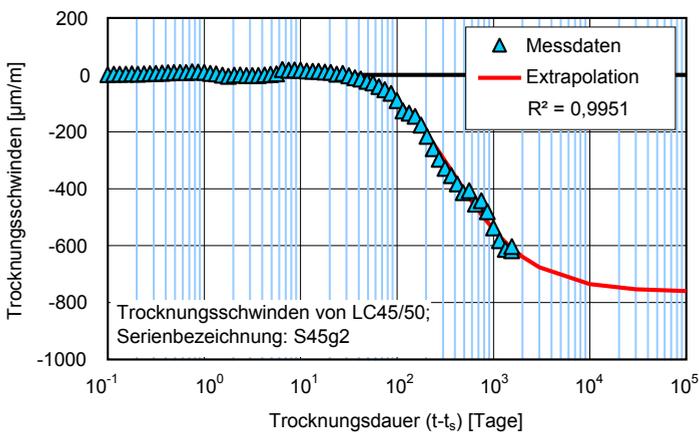


Bild 4.41: Extrapolation der Schwindverformungen für die Serie S45g2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung nach Abschluss der Quellphase:
S45g7	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 946,739 b = 971,712 c = 0,7188	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = - 947 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

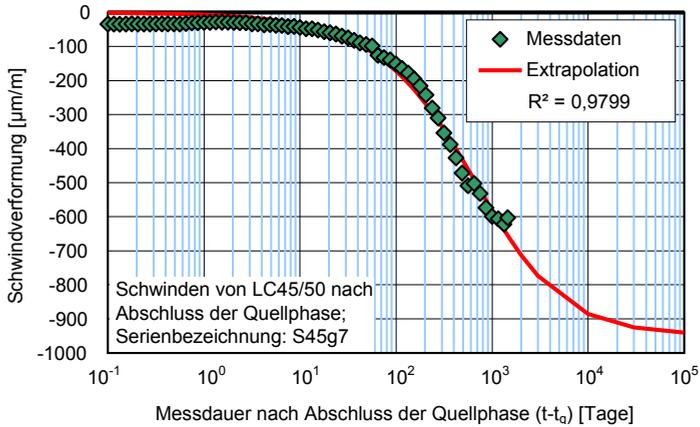


Bild 4.42: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S45g7 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung für Trocknungsdauer (t-t _s) :
S45g7	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 816,513 b = 524,129 c = 0,9274	$\varepsilon_\infty(t-t_s) = - 817 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

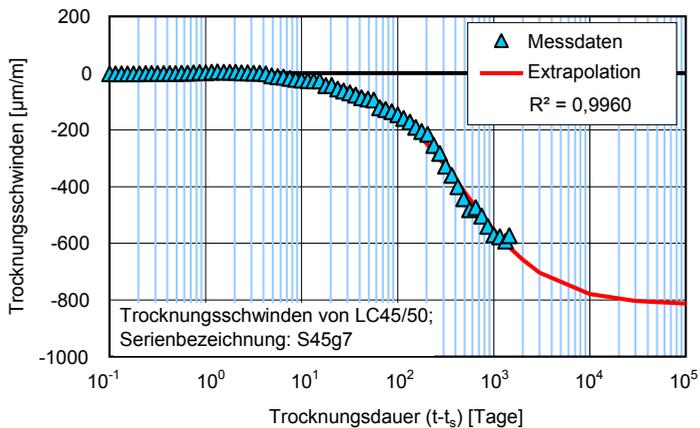


Bild 4.43: Extrapolation der Schwindverformungen für die Serie S45g7 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung nach Abschluss der Quellphase:
S45gv	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 144,053	$\varepsilon_{\infty}(t-t_q) = - 144 \text{ [}\mu\text{m/m]}$
		b = 831,255	
		c = 0,5270	

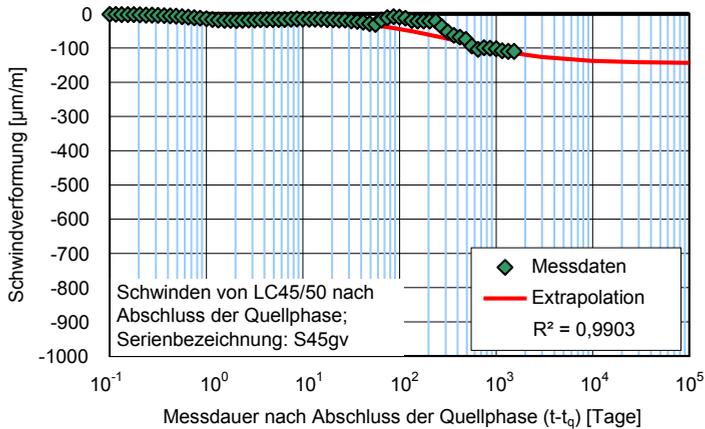


Bild 4.44: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S45gv mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung nach Abschluss der Quellphase:
S45k2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 486,198	$\varepsilon_{\infty}(t-t_q) = - 486 \text{ [}\mu\text{m/m]}$
		b = 34,116	
		c = 1,9999	

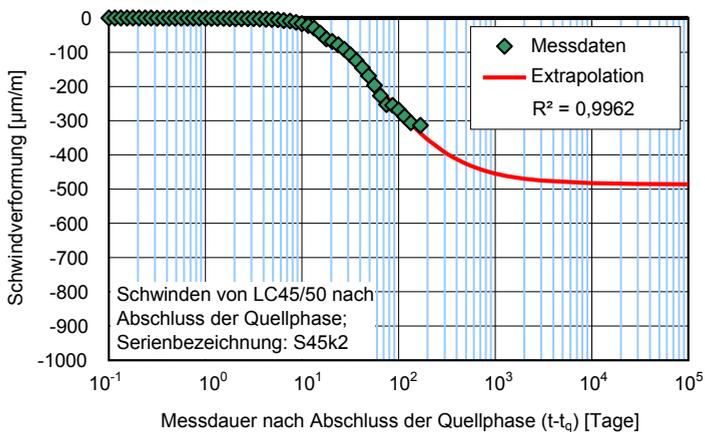


Bild 4.45: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S45k2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung nach Abschluss der Quellphase:
S20g2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	$a = -905,257$ $b = 232,005$ $c = 1,2016$	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = -905 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

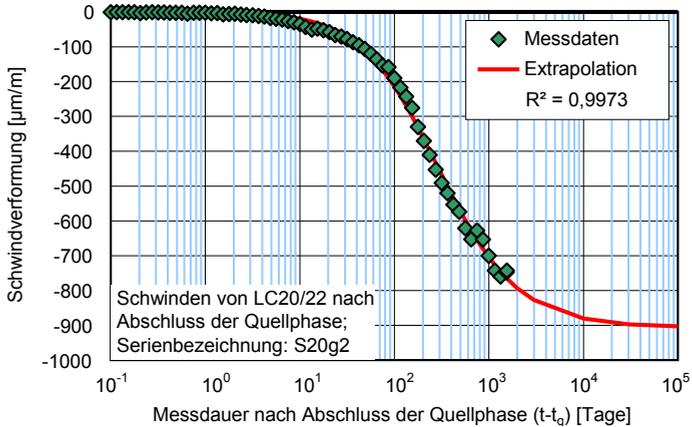


Bild 4.46: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S20g2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung für Trocknungsdauer (t-t _s) :
S20g2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	$a = -853,858$ $b = 314,172$ $c = 0,8673$	$\varepsilon_\infty(t-t_s) = -854 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

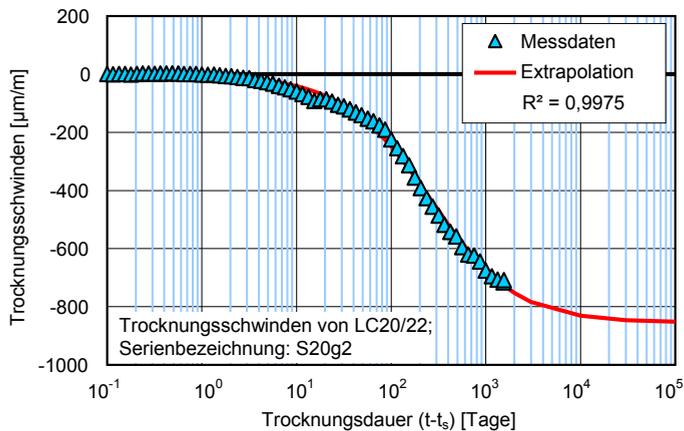


Bild 4.47: Extrapolation der Schwindverformungen für die Serie S20g2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung nach Abschluss der Quellphase:
S20g7	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 1048,532	$\varepsilon_{\infty}(t-t_q) = - 1049 \text{ [}\mu\text{m/m]}$
		b = 380,788	
		c = 1,2621	

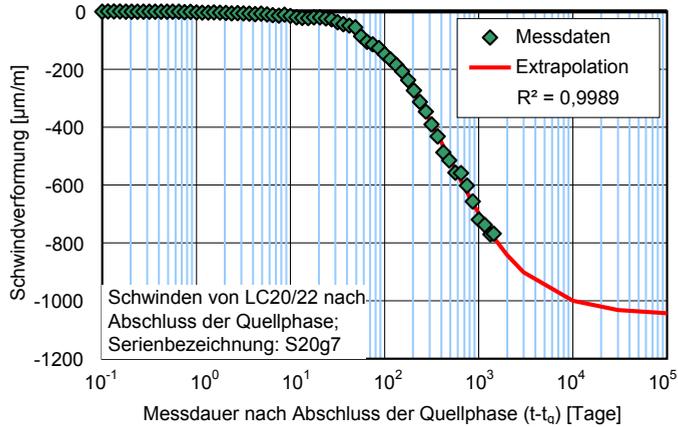


Bild 4.48: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S20g7 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkürzung für Trocknungsdauer (t-t _s):
S20g7	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 1137,459	$\varepsilon_{\infty}(t-t_s) = - 1137 \text{ [}\mu\text{m/m]}$
		b = 847,251	
		c = 0,8072	

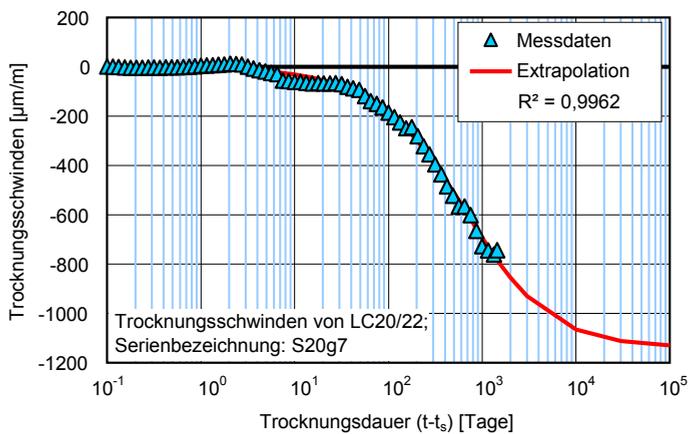


Bild 4.49: Extrapolation der Schwindverformungen für die Serie S20g7 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion; Trocknungsbeginn t_s = 2 Tage

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung nach Abschluss der Quellphase:
S20gv	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 126,715 b = 628,601 c = 0,7676	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = - 127 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

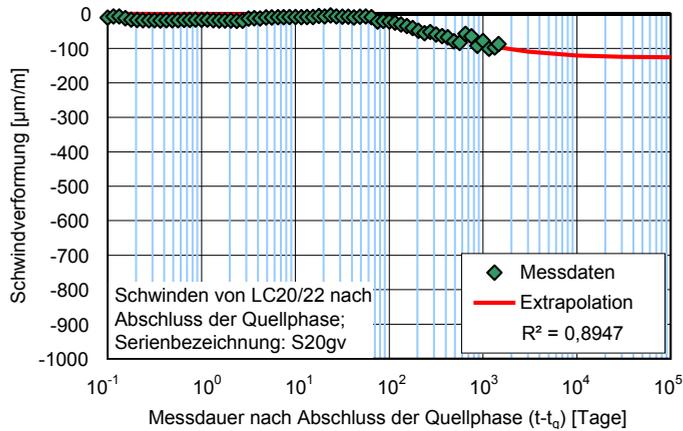


Bild 4.50: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S20gv mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

Serie:	Funktion:	Parameter:	Extrapolierte Schwindverkrüzung nach Abschluss der Quellphase:
S20k2	$\varepsilon_c(t-t_q) = a \cdot \left(\frac{t-t_q}{b+(t-t_q)} \right)^c$	a = - 844,528 b = 124,735 c = 0,9389	$\varepsilon_\infty(t-t_q) = - 845 \text{ [}\mu\text{m/m]}$

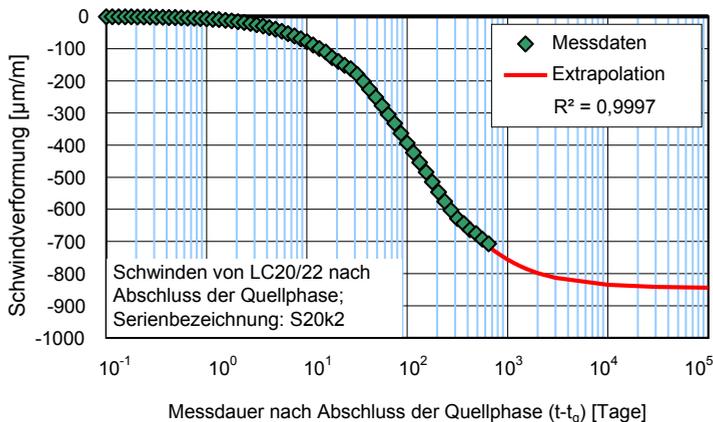


Bild 4.51: Extrapolation der Schwindverformungen nach Abschluss der Quellphase für die Serie S20k2 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion

A4.5 Extrapolation der Kriechmaße mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion nach Gl. (14) bzw. der logarithmischen Funktion nach Gl. (15)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g2-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	39,543	99,468	0,2307	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 39,5$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	8,597	4,948	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 54,2$

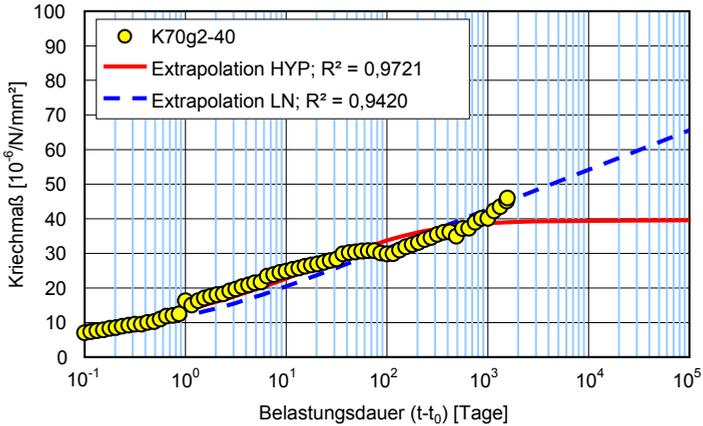


Bild 4.52: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g2-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g2v-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	32,754	20,276	0,2970	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 32,8$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	6,974	5,979	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 62,0$

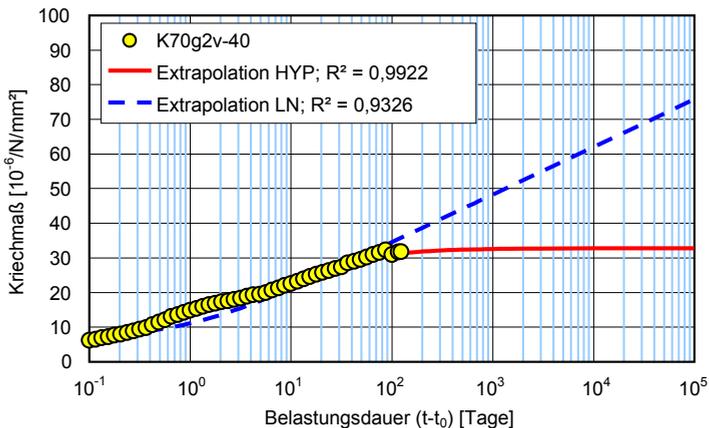


Bild 4.53: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g2v-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g2-20	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	24,836	9,891	0,2929	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 24,8$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	7,012	4,505	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 48,5$

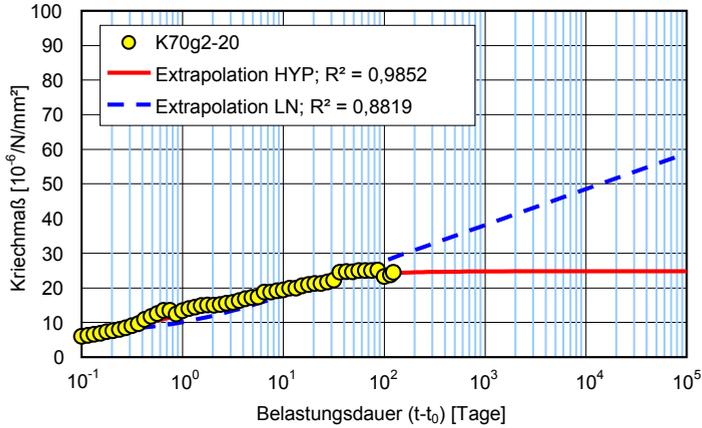


Bild 4.54: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g2-20 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70k2-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	38,824	5,762	0,2487	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 38,8$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	19,524	4,950	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 65,1$

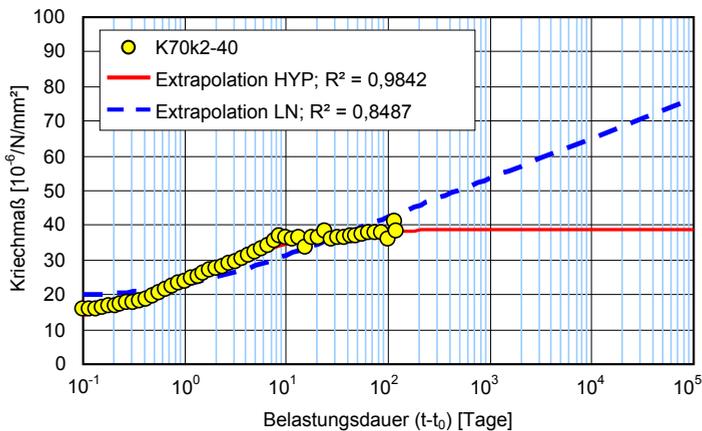


Bild 4.55: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70k2-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g28v-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	32,341	2841,1	0,2692	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 32,3$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	1,292	2,738	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 26,5$

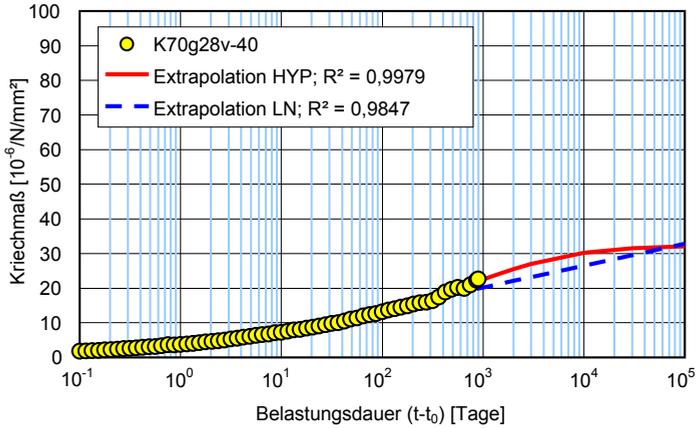


Bild 4.56: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g28v-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g28-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	20,494	396,71	0,2773	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 20,5$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	1,785	2,424	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 24,1$

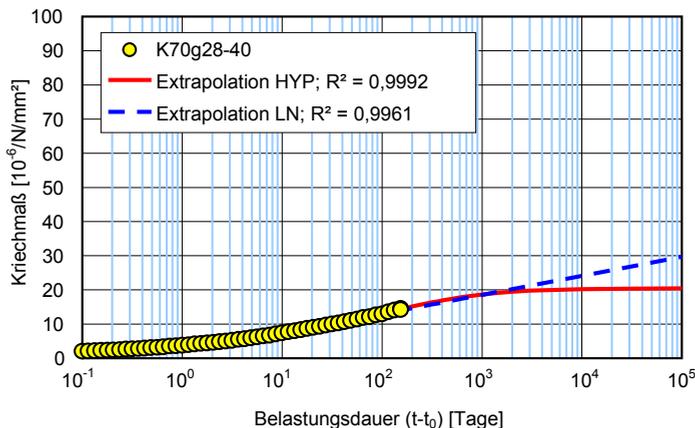


Bild 4.57: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g28-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g28-20	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	32,258	704,30	0,3752	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 32,3$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	-0,365	3,496	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 31,8$

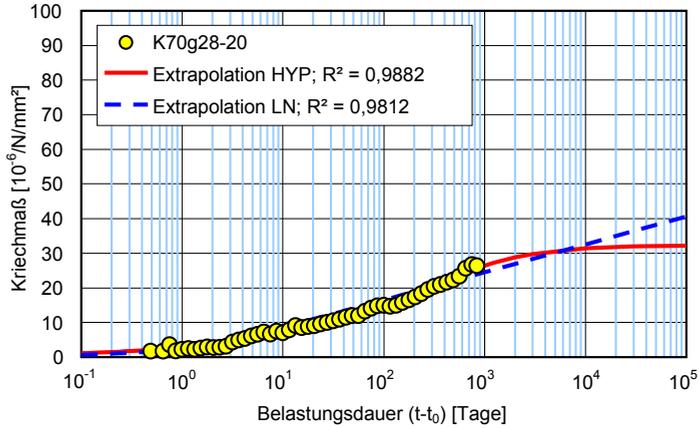


Bild 4.58: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g28-20 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K70g180-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	144,65	407062	0,3232	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 144,7$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	0,397	2,400	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 22,6$

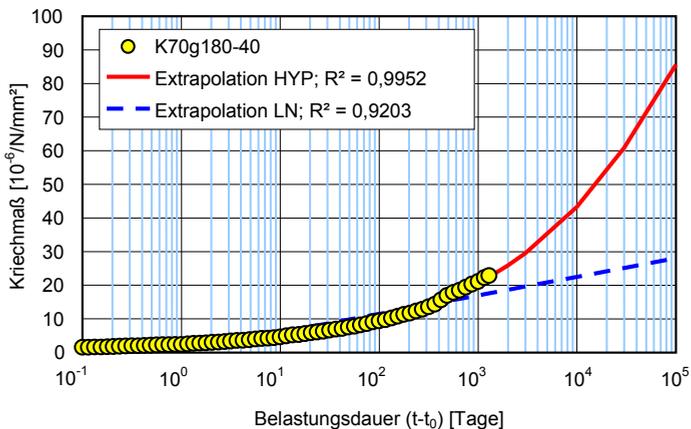


Bild 4.59: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K70g180-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K45g2-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	69,661	17,267	0,3493	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 69,7$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	16,079	9,424	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 102,9$

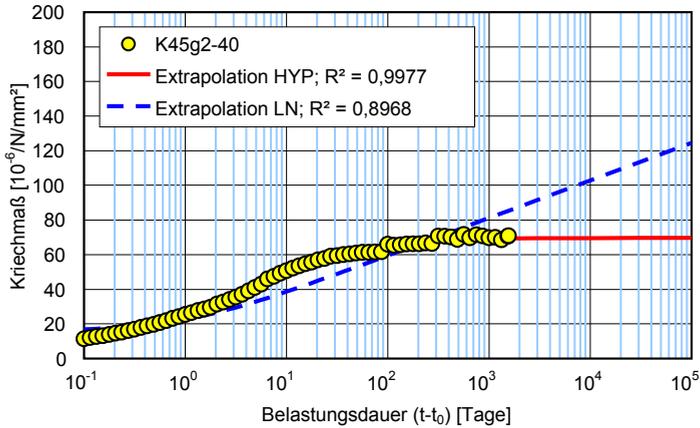


Bild 4.60: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g2-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K45g2v-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	42,737	11,259	0,3336	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 42,7$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	9,609	8,162	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 84,8$

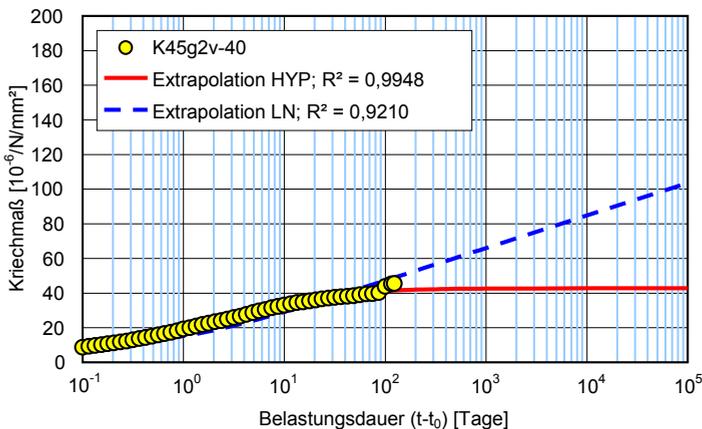


Bild 4.61: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g2v-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K45g2-20	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	67,197	13,778	0,4248	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 67,2$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	9,052	13,467	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 133,1$

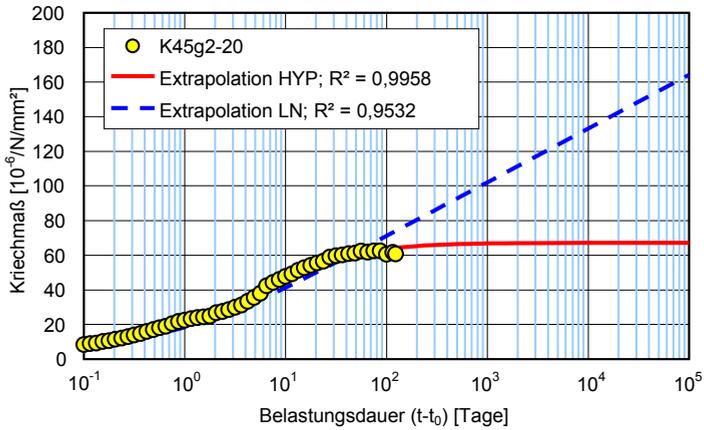


Bild 4.62: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g2-20 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K45k2-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	95,616	14,090	0,5287	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 95,6$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	10,195	18,724	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 182,6$

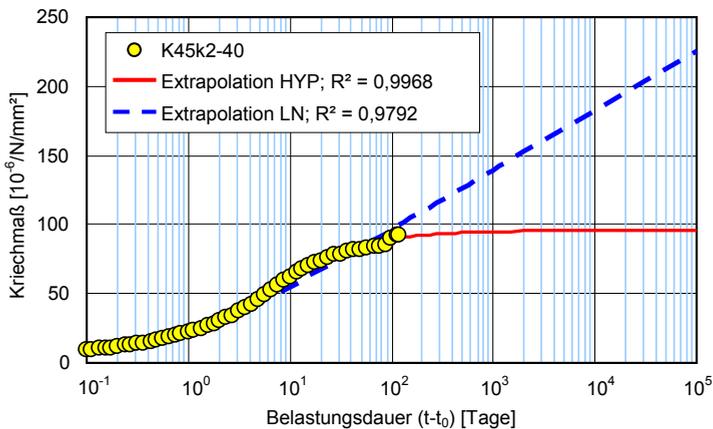


Bild 4.63: Extrapolation des Kriechmaßes von LC70/77 für die Serie K45k2-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K45g28v-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	33,202	271,22	0,3422	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 33,2$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	1,225	4,289	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 40,7$

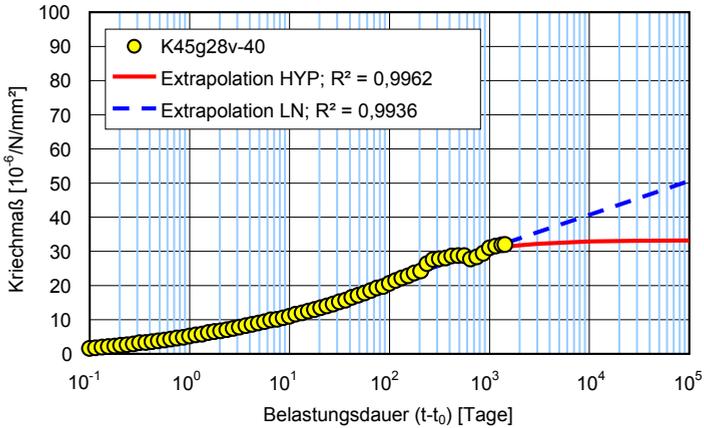


Bild 4.64: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g28v-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K45g28-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	63,779	2851,9	0,2574	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 63,8$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	3,893	4,820	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 48,3$

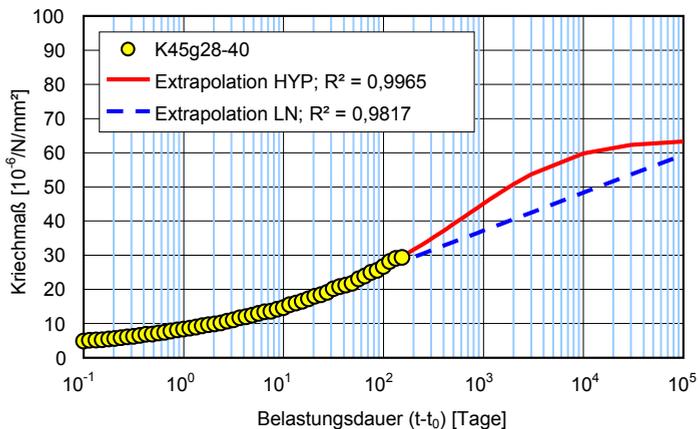


Bild 4.65: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g28-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K45g28-20	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	574,08	272281	0,4214	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 574,1$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	0,202	4,675	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 43,3$

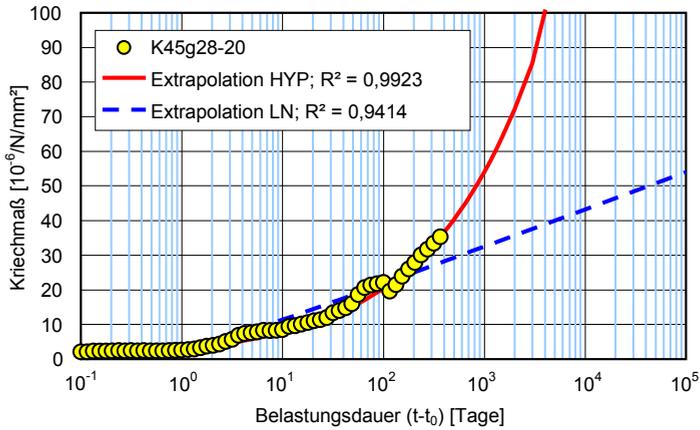


Bild 4.66: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g28-20 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K45g180-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	222,22	436945	0,3223	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 222,2$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	0,813	3,577	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 33,8$

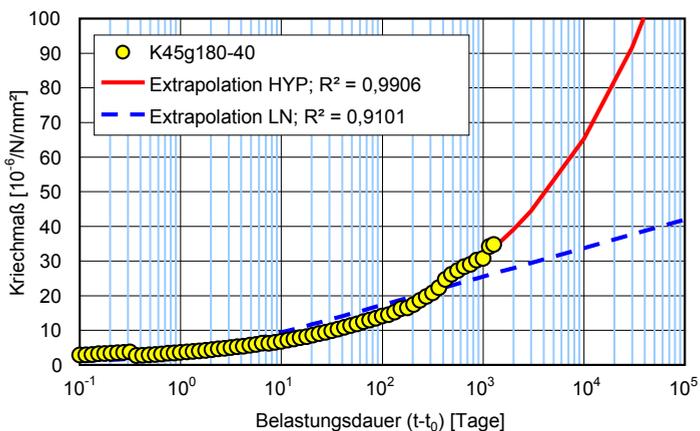


Bild 4.67: Extrapolation des Kriechmaßes von LC45/50 für die Serie K45g180-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K20g2-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	185,75	99,946	0,3861	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 185,8$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	12,054	26,048	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 252,0$

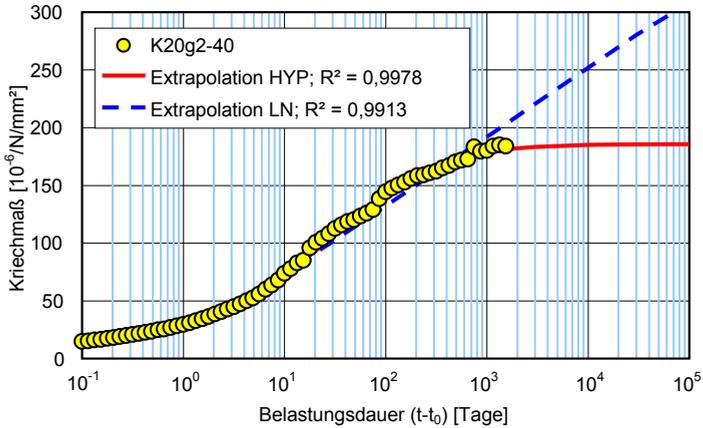


Bild 4.68: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g2-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K20g2v-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	61,045	28,453	0,2697	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 61,0$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	13,519	10,641	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 111,5$

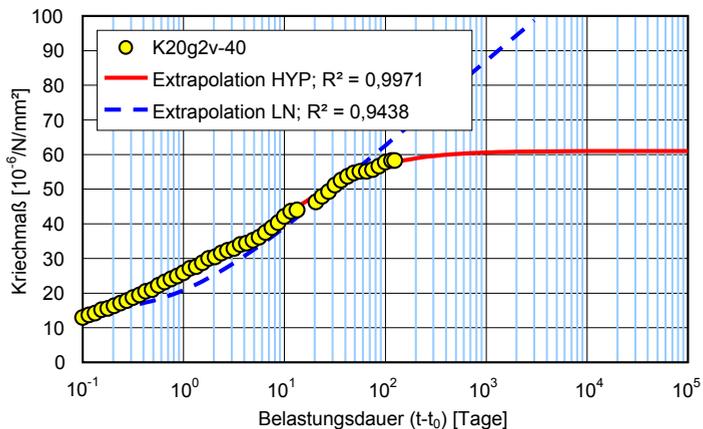


Bild 4.69: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g2v-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K20g2-20	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	200,09	279,68	0,3819	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 200,1$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	5,236	23,312	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 220,0$

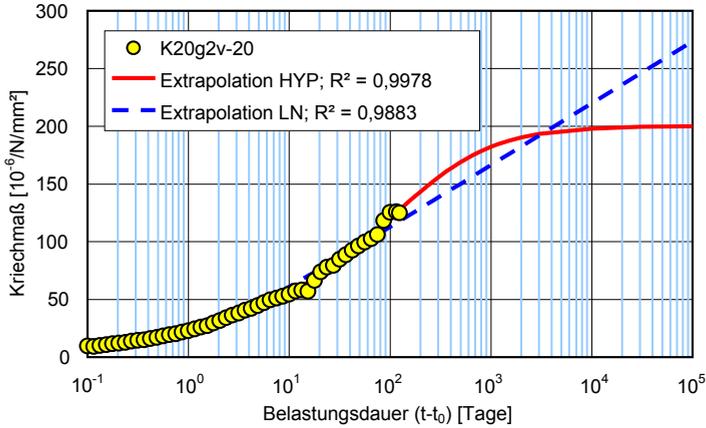


Bild 4.70: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g2-20 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K20g28v-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	45,230	229,95	0,3537	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 45,2$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	1,420	6,011	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 56,8$

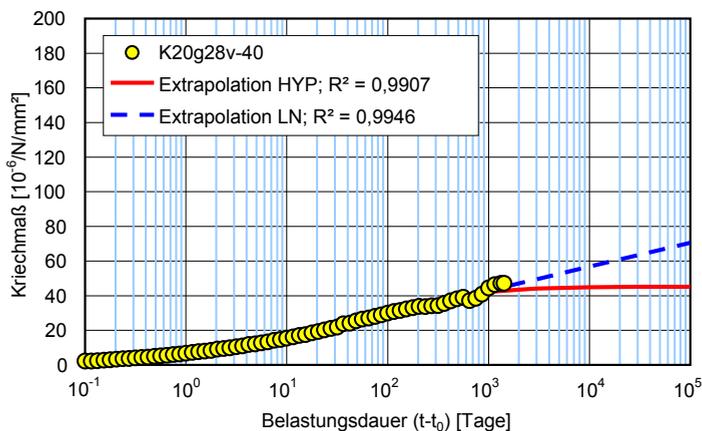


Bild 4.71: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g28v-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K20g28-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	83,533	149,51	0,4056	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 83,5$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	2,070	11,525	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 108,2$

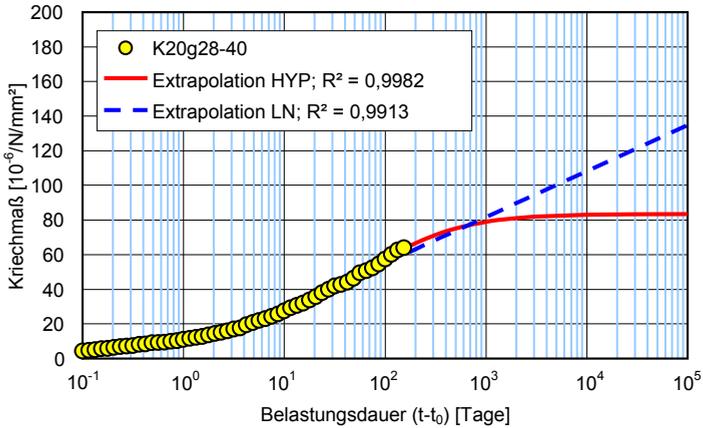


Bild 4.72: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g28-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [$10^{-6}/N/mm^2$]:
		a	b	c	
K20g28-20	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	68,044	48,709	0,7562	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 68,0$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	-2,672	10,771	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 96,5$

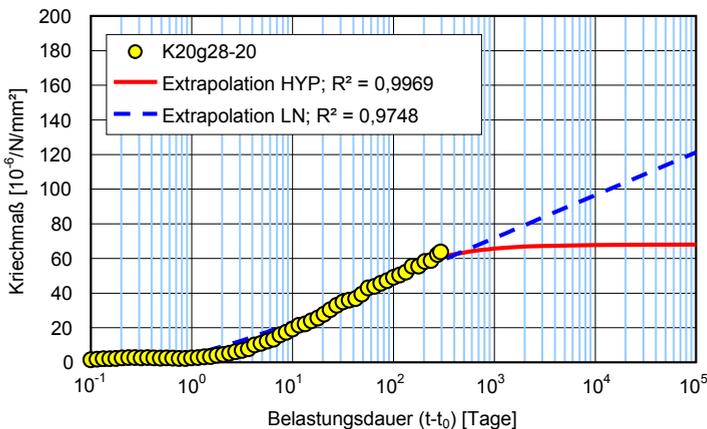


Bild 4.73: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g28-20 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

Serie:	Funktionstyp:	Parameter:			Extrapolierter Endwert des Kriechmaßes [10^{-6} /N/mm ²]:
		a	b	c	
K20g180-40	HYP: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a \cdot (\bar{t} / (b + \bar{t}))^c$	640,43	788274	0,3873	$\bar{\epsilon}_{cc,\infty}(t, t_0)_{HYP} = 640,4$
	LN: $\bar{\epsilon}_{cc}(t, t_0) = a + b \cdot \ln(\bar{t} + 1)$	-1,157	5,611	-	$\bar{\epsilon}_{cc,10000}(t, t_0)_{LN} = 50,5$

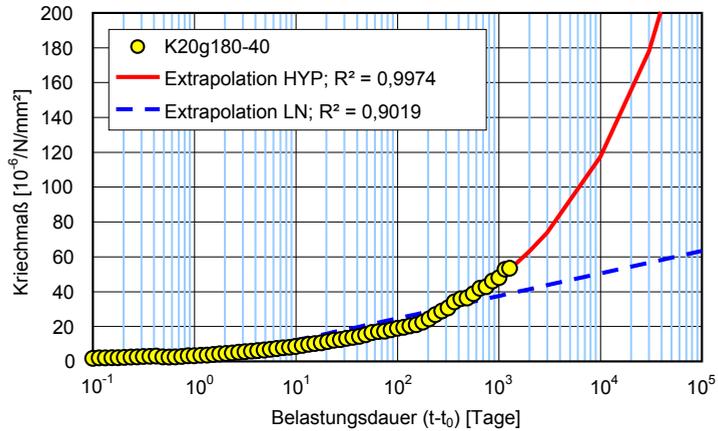


Bild 4.74: Extrapolation des Kriechmaßes von LC20/22 für die Serie K20g180-40 mit Hilfe der modifizierten Hyperbelfunktion (HYP) und der logarithmischen Funktion (LN)

A5 Analyse der Spannungslinearität der untersuchten Leichtbetone

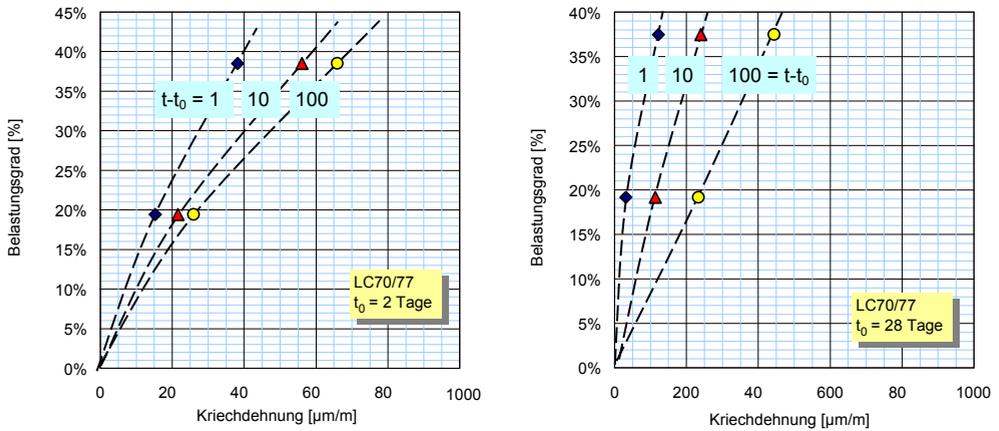


Bild 5.1: Zusammenhang zwischen kriecherzeugender Spannung und Kriechdehnung bei hochfestem Leichtbeton LC70/77 nach einer Belastungsdauer von 1, 10 und 100 Tagen; Belastungsalter 2 Tage (links) und 28 Tage (rechts)

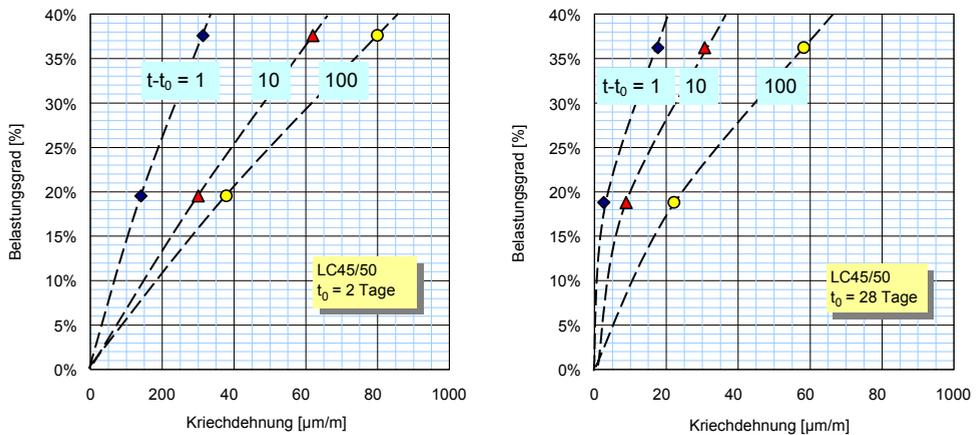


Bild 5.2: Zusammenhang zwischen kriecherzeugender Spannung und Kriechdehnung bei hochfestem Leichtbeton LC45/50 nach einer Belastungsdauer von 1, 10 und 100 Tagen; Belastungsalter 2 Tage (links) und 28 Tage (rechts)

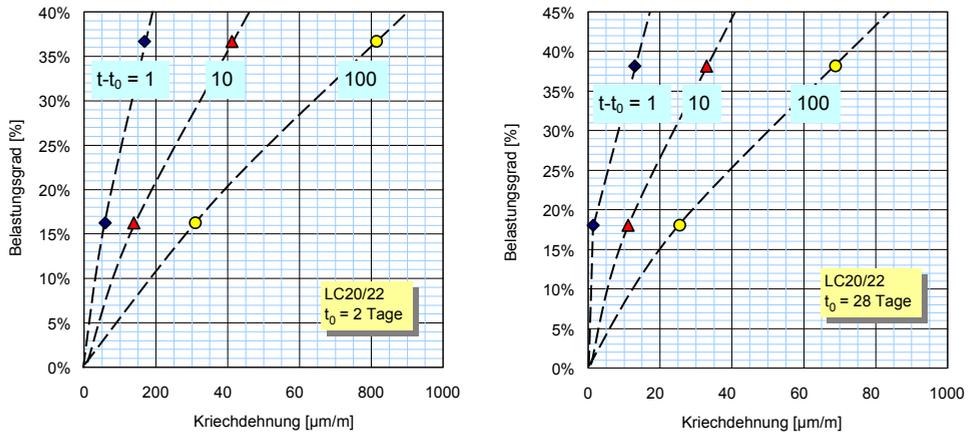


Bild 5.3: Zusammenhang zwischen kriecherzeugender Spannung und Kriechdehnung bei hochfestem Leichtbeton LC20/22 nach einer Belastungsdauer von 1, 10 und 100 Tagen; Belastungsalter 2 Tage (links) und 28 Tage (rechts)

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

Herausgeber Univ.-Prof. Dr.-Ing. Harald S. Müller
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Universität Karlsruhe (TH)
ISSN 0933-0461

- Heft 1 **Manfred Curbach**
Festigkeitssteigerung von Beton bei hohen
Belastungsgeschwindigkeiten. 1987
- Heft 2 **Franz-Hermann Schlüter**
Dicke Stahlbetonplatten unter stoßartiger Belastung –
Flugzeugabsturz. 1987
- Heft 3 **Marlies Schieferstein**
Der Zugflansch von Stahlbetonplattenbalken unter Längsschub
und Querbiegung bei kritischer Druckbeanspruchung von Beton. 1988
- Heft 4 **Thomas Bier**
Karbonatisierung und Realkalisierung von Zementstein und Beton. 1988
- Heft 5 **Wolfgang Brameshuber**
Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton. 1988
- Heft 6 **Bericht DFG-Forschungsschwerpunkt**
Durability of Non-Metallic Inanorganic Building Materials. 1988
- Heft 7 **Manfred Feyerabend**
Der harte Querstoß auf Stützen aus Stahl und Stahlbeton. 1988
- Heft 8 **Klaus F. Schönlin**
Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton. 1989
- Heft 9 **Lothar Stempniewski**
Flüssigkeitsgefüllte Stahlbetonbehälter unter Erdbebeneinwirkung. 1990
- Heft 10 **Jörg Weidner**
Vergleich von Stoffgesetzen granularer Schüttgüter
zur Silodruckermittlung. 1990
- Heft 11 **Pingli Yi**
Explosionseinwirkungen auf Stahlbetonplatten. 1991

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 12 **Rainer Kunterding**
Beanspruchung der Oberfläche von Stahlbetonsilos durch Schüttgüter. 1991
- Heft 13 **Peter Haardt**
Zementgebundene und kunststoffvergütete Beschichtungen auf Beton.
1991
- Heft 14 **Günter Rombach**
Schüttguteinwirkungen auf Silozellen – Exzentrische Entleerung. 1991
- Heft 15 **Harald Garrecht**
Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen mit und
ohne Salzbefrachtung und rechnerische Anwendung auf Mauerwerk. 1992
- Heft 16 **Violandi Vratsanou**
Das nichtlineare Verhalten unbewehrter Mauerwerksscheiben unter
Erdbebenbeanspruchung – Hilfsmittel zur Bestimmung der q-Faktoren. 1992
- Heft 17 **Carlos Rebelo**
Stochastische Modellierung menschengenerierter Schwingungen. 1992
- Heft 18 **Seminar 29./30. März 1993**
Erdbebenauslegung von Massivbauten unter Berücksichtigung
des Eurocode 8. 1993
- Heft 19 **Hubert Bachmann**
Die Massenträgheit in einem Pseudo-Stoffgesetz für Beton
bei schneller Zugbeanspruchung. 1993
- Heft 20 **DBV/AiF-Forschungsbericht H. Emrich**
Zum Tragverhalten von Stahlbetonbauteilen unter
Querkraft- und Längszugbeanspruchung. 1993
- Heft 21 **Robert Stolze**
Zum Tragverhalten von Stahlbetonplatten mit von den Bruchlinien
abweichender Bewehrungsrichtung – Bruchlinien-Rotationskapazität. 1993
- Heft 22 **Jie Huang**
Extern vorgespannte Segmentbrücken unter kombinierter
Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. 1994
- Heft 23 **Rolf Wörner**
Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit Spritzbeton. 1994

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 24 **Ioannis Retzepis**
Schiefe Betonplatten im gerissenen Zustand. 1995
- Heft 25 **Frank Dahlhaus**
Stochastische Untersuchungen von Silobeanspruchungen. 1995
- Heft 26 **Cornelius Ruckenbrod**
Statische und dynamische Phänomene bei der
Entleerung von Silozellen. 1995
- Heft 27 **Shishan Zheng**
Beton bei variierender Dehngeschwindigkeit, untersucht mit
einer neuen modifizierten Split-Hopkinson-Bar-Technik. 1996
- Heft 28 **Yong-zhi Lin**
Tragverhalten von Stahlfaserbeton. 1996
- Heft 29 **DFG**
Korrosion nichtmetallischer anorganischer Werkstoffe im Bauwesen. 1996
- Heft 30 **Jürgen Ockert**
Ein Stoffgesetz für die Schockwellenausbreitung in Beton. 1997
- Heft 31 **Andreas Braun**
Schüttgutbeanspruchungen von Silozellen unter Erdbebeneinwirkung. 1997
- Heft 32 **Martin Günter**
Beanspruchung und Beanspruchbarkeit des Verbundes
zwischen Polymerbeschichtungen und Beton. 1997
- Heft 33 **Gerhard Lohrmann**
Faserbeton unter hoher Dehngeschwindigkeit. 1998
- Heft 34 **Klaus Idda**
Verbundverhalten von Betonrippenstäben bei Querzug. 1999
- Heft 35 **Stephan Kranz**
Lokale Schwind- und Temperaturgradienten in bewehrten,
oberflächennahen Zonen von Betonstrukturen. 1999
- Heft 36 **Gunther Herold**
Korrosion zementgebundener Werkstoffe in mineralsauren Wässern. 1999

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 37 **Mostafa Mehrfaza**
Entleerungsdrücke in Massefluss-Silos – Einflüsse der Geometrie
und Randbedingungen. 2000
- Heft 38 **Tarek Nasr**
Druckentlastung bei Staubexplosionen in Siloanlagen. 2000
- Heft 39 **Jan Akkermann**
Rotationsverhalten von Stahlbeton-Rahmenecken. 2000
- Heft 40 **Viktor Mechtcherine**
Bruchmechanische und fraktologische Untersuchungen
zur Rißausbreitung in Beton. 2001
- Heft 41 **Ulrich Häußler-Combe**
Elementfreie Galerkin-Verfahren – Grundlagen und Einsatzmöglichkeiten
zur Berechnung von Stahlbetontragwerken. 2001
- Heft 42 **Björn Schmidt-Hurtienne**
Ein dreiaxiales Schädigungsmodell für Beton unter Einschluß
des Dehnrateneffekts bei Hochgeschwindigkeitsbelastung. 2001
- Heft 43 **Nazir Abdou**
Ein stochastisches nichtlineares Berechnungsverfahren für Stahlbeton
mit finiten Elementen. 2002
- Heft 44 **Andreas Plokitzka**
Ein Verfahren zur numerischen Simulation von Betonstrukturen
beim Abbruch durch Sprengen. 2002
- Heft 45 **Timon Rabczuk**
Numerische Untersuchungen zum Fragmentierungsverhalten von
Beton mit Hilfe der SPH-Methode. 2002
- Heft 46 **Norbert J. Krutzik**
Zu Anwendungsgrenzen von FE-Modellen bei der Simulation von
Erschütterungen in Kernkraftbauwerken bei Stoßbelastungen. 2002
- Heft 47 **Thorsten Timm**
Beschub von flüssigkeitsgefüllten Stahlbehältern. 2002
- Heft 48 **Slobodan Kasic**
Tragverhalten von Segmentbauteilen mit interner und externer
Vorspannung ohne Verbund. 2002

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 49 **Christoph Kessler-Kramer**
Zugtragverhalten von Beton unter Ermüdungsbeanspruchung. 2002
- Heft 50 **Nico Herrmann**
Experimentelle Verifizierung von Prognosen zur Sprengtechnik. 2002
- Heft 51 **Michael Baur**
Elastomerlager und nichtlineare Standorteffekte
bei Erdbebeneinwirkung. 2003
- Heft 52 **Seminar 02. Juli 2004**
DIN 1045-1; Aus der Praxis für die Praxis. 2004
- Heft 53 **Abdelkhalek Saber Omar Mohamed**
Behaviour of Retrofitted Masonry Shear Walls Subjected
to Cyclic Loading. 2004
- Heft 54 **Werner Hörenbaum**
Verwitterungsmechanismen und Dauerhaftigkeit
von Sandsteinsichtmauerwerk. 2005
- Heft 55 **Seminar Februar 2006**
DIN 4149 – Aus der Praxis für die Praxis. 2006
- Heft 56 **Sam Foos**
Unbewehrte Betonfahrbahnplatten unter witterungsbedingten
Beanspruchungen. 2006
- Heft 57 **Ramzi Maliha**
Untersuchungen zur Rissbildung in Fahrbahndecken aus Beton. 2006
- Heft 58 **Andreas Fäcke**
Numerische Simulation des Schädigungsverhaltens von
Brückenpfeilern aus Stahlbeton unter Erdbebenlasten. 2006
- Heft 59 **Juliane Möller**
Rotationsverhalten von verbundlos vorgespannten Segmenttragwerken. 2006
- Heft 60 **Martin Larcher**
Numerische Simulation des Betonverhaltens unter Stoßwellen mit
Hilfe des Elementfreien Galerkin-Verfahrens. 2007
- Heft 61 **Christoph Niklasch**
Numerische Untersuchungen zum Leckageverhalten von
gerissenen Stahlbetonwänden. 2007

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 62 **Halim Khbeis**
Experimentelle und numerische Untersuchungen von Topflägern. 2007
- Heft 63 **Sascha Schnepf**
Vereinfachte numerische Simulation des Tragverhaltens ebener
mauerwerksausgefachter Stahlbetonrahmen unter zyklischer Belastung. 2007
- Heft 64 **Christian Wallner**
Erdbeben gerechtes Verstärken von Mauerwerk durch Faserverbundwerk-
stoffe – experimentelle und numerische Untersuchungen. 2008
- Heft 65 **Niklas Puttendörfer**
Ein Beitrag zum Gleitverhalten und zur Sattelausbildung
externer Spannglieder. 2008

»»»»»»»»»» **Bezug der Hefte 1 – 65 und 67**
Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Gotthard-Franz-Str. 3, 76131 Karlsruhe
www.betoninstitut.de

Bezug ab Heft 66
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2, 76131 Karlsruhe
www.ksp.kit.edu

»»»»»»»»»» **Fortführung der Reihe ab Heft 66 unter neuem Namen**

KARLSRUHER REIHE
Massivbau
Baustofftechnologie
Materialprüfung

erschienen bei KIT Scientific Publishing (ISSN 1869-912X)

KARLSRUHER REIHE

Massivbau – Baustofftechnologie – Materialprüfung

Herausgeber Univ.-Prof. Dr.-Ing. Harald S. Müller
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, MPA Karlsruhe

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
ISSN 1869-912X

- Heft 66 **Michael Haist**
Zur Rheologie und den physikalischen Wechselwirkungen
bei Zementsuspensionen. 2009
ISBN 978-3-86644-475-1
- Heft 67 **Stephan Steiner**
Beton unter Kontaktdetonation – neue experimentelle Methoden. 2009
(noch erschienen in der Schriftenreihe des Instituts für Massivbau
und Baustofftechnologie, ISSN 0933-0461)
- Heft 68 **Christian Münich**
Hybride Multidirektionaltexilien zur Erdbebenverstärkung
von Mauerwerk – Experimente und numerische Untersuchungen
mittels eines erweiterten Makromodells. 2011
ISBN 978-3-86644-734-9
- Heft 69 **Viktória Malárics**
Ermittlung der Betonzugfestigkeit aus dem Spaltzugversuch
an zylindrischen Betonproben. 2011
ISBN 978-3-86644-735-6
- Heft 70 **Daniela Ruch**
Bestimmung der Last-Zeit-Funktion beim Aufprall
flüssigkeitsgefüllter Stoßkörper. 2011
ISBN 978-3-86644-736-3
- Heft 71 **Marc Beitzel**
Frischbetondruck unter Berücksichtigung der
rheologischen Eigenschaften. 2012
ISBN 978-3-86644-783-7

- Heft 72 **Michael Stegemann**
Großversuche zum Leckageverhalten von gerissenen
Stahlbetonwänden. 2012
ISBN 978-3-86644-860-5
- Heft 73 **Isabel Anders**
Stoffgesetz zur Beschreibung des Kriech- und Relaxationsverhaltens
junger normal- und hochfester Betone. 2013
ISBN 978-3-7315-0043-8
- Heft 74 **Jennifer C. Scheydt**
Mechanismen der Korrosion bei ultrahochfestem Beton. 2013
ISBN 978-3-7315-0113-8
- Heft 75 **Michael Auer**
Ein Verbundmodell für Stahlbeton unter Berücksichtigung
der Betonschädigung. 2015
ISBN 978-3-7315-0316-3
- Heft 76 **Christian Moritz Urban**
Experimentelle Untersuchungen und Bemessungsansätze für
faserverstärktes Mauerwerk unter Erdbebenbeanspruchungen. 2015
ISBN 978-3-7315-0372-9
- Heft 77 **Tobias Bacht**
Horizontaltragfähigkeit von Wänden aus Leichtbeton-Schalungssteinen –
Experimente und numerische Modellierung. 2015
ISBN 978-3-7315-0413-9
- Heft 78 **Björn Haag**
Schadensidentifikation mit modalen Parametern:
Anwendung auf extern vorgespannte Hohlkastenbrücken. 2016
ISBN 978-3-7315-0458-0
- Heft 79 **Engin Kotan**
Ein Prognosemodell für die Verwitterung von Sandstein. 2017
ISBN 978-3-7315-0520-4
- Heft 80 **Vladislav Kvitsel**
Zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von normal- und
hochfestem Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnung. 2017
ISBN 978-3-7315-0521-1

Während der heutige Kenntnisstand zum zeitabhängigen Verformungsverhalten von normalfesten und hochfesten Betonen als hinreichend geklärt angesehen werden darf, sind in Bezug auf das Kriech- bzw. Schwindverhalten von Leichtbetonen, insbesondere von hochfestem Leichtbeton, Kenntnislücken vorhanden. Vor diesem Hintergrund wurde in der vorliegenden Arbeit das Schwind- und Kriechverhalten von normal- und hochfestem Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnungen experimentell und analytisch untersucht, mit dem Ziel, die Grundlage für die Herleitung eines analytischen Modellansatzes für das Schwinden und Kriechen von Leichtbeton zu schaffen. In einem breit angelegten Versuchsprogramm wurden die Schwind- und Kriechverformungen einer großen Anzahl von Probekörpern unter verschiedenen Versuchsbedingungen z. T. über eine Messdauer von rund fünf Jahren kontinuierlich erfasst. Um den gestellten Anforderungen an die Messgenauigkeit, die hohen Datenerfassungsraten und die Handhabung zu genügen, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein neuartiges Messverfahren zur automatischen Erfassung der axialen Verformungen entwickelt und erfolgreich eingesetzt. Auf der Grundlage der erzielten Versuchsergebnisse wurde ein praxisorientiertes Ingenieurmodell zur Vorhersage der Schwind- und Kriechverformungen entwickelt, das hinsichtlich des stoffmechanischen Grundkonzeptes und der mathematischen Darstellung eng an die Vorhersagemodelle der Norm DIN 1045-1 bzw. des Eurocode 2 angelehnt ist.

ISSN 1869-912X

ISBN 978-3-7315-0521-1

