

Optimierung von Ultra-Hochleistungsbeton zur Verwendung als Konstruktionsmaterial für statisch-konstruktive Vacuum Insulated Wall (VIW-) Elemente

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von Dipl.-Ing (FH) Marco Wolf, M. Eng.

geb. am 15. Januar 1984 in Magdeburg

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Promotionskommission: Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause (Vorsitz)
Prof. Dr.-Ing. Ekehard Specht (Gutachter)
Prof. Dr.-Ing. Konrad Hinrichsmeyer (Gutachter)
Prof. Dr.-Ing. Stefan Henze (Gutachter)

Eingereicht am: 01.11.2016

Promotionskolloquium am: 19.12.2016

Vorbemerkung und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachbereich Bauwesen (FBB) der Hochschule Magdeburg-Stendal sowie in Kooperation mit dem Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik (ISUT) der Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. Sie ist Ergebnis und Abschluss einer mehrjährigen Forschungstätigkeit zur Entwicklung multifunktionaler Wandelemente aus ultrahochfestem Beton im Hinblick auf eine mögliche Einsatzfähigkeit innerhalb neuer Flüssiggasspeicher. Die in diesem Rahmen durchgeführten kooperativen Forschungsprojekte wurden in dankenswerter Weise durch finanzielle Mittel des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie über die AiF Projekt GmbH gefördert.

Angeregt und ermöglicht wurde diese Arbeit durch Herrn Prof. Dr.-Ing. Konrad Hinrichsmeyer, Herrn Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht sowie Prof. Dr.-Ing. Stefan Henze. Allen dreien danke ich sehr herzlich für ihr reges wissenschaftliches Interesse an der hier behandelten Thematik. Durch ihr Engagement und ihre stete Diskussions- und Hilfsbereitschaft wurde diese Arbeit in ganz besonderem Maße nachhaltig gefördert. Herrn Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht danke ich zudem sehr für sein Engagement als Doktorvater, die wertvollen Hinweise und die beispielhafte und hervorragende Betreuung dieser kooperativen Promotion seitens der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

Gleichzeitig möchte ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Jianxin Ma, Herrn Dr.-Ing. Sven Henning Schlömp, Herrn Dr.-Ing. Johannes Schwarz, meinen Kolleginnen und Kollegen und den wissenschaftlichen Mitarbeitern des Fachbereichs Bauwesen für die gute Zusammenarbeit bedanken. Besonderer Dank gebührt auch Herrn Gerd Feibig, Heiko Kirsch, Mirco Pelzer, Jan Binde, Arne Büttner, und Herrn Felix Steeger, die mich bei Laborversuchen immer bestens unterstützt haben.

Weiterhin möchte ich meiner Familie, meinen Kindern, und ganz besonders meiner Frau danken, die mich während dieser Arbeit mit ihrer objektiven Sichtweise vor Fehlern bewahrte und mir stets den Mut und die Kraft für neue Herausforderungen gab. Vielen Dank für dein Verständnis, deinen Verzicht, die lobenswerte Unterstützung und die Investition deiner wertvollen Zeit.

Magdeburg, im Oktober 2016

Marco Wolf

Abstract

Within the framework of developing a sustainable, active vacuum-insulated wall element, this paper deals with the material-technical advancement, resp. the performance-specified optimization of an ultra-high performance concrete (short: UHPC) as well as its experimental/ computational investigation for its gas permeability and its applicability for new storage structures under low temperature influence.

For the purpose of advancing the material-technical development of the UHPC, a former UHPC mixture was adjusted by optimizing the raw materials to the demanded range of tasks, followed by a comparison with other already commercially used high performance concrete mixtures.

The characteristics of the permeability were determined by measurements of the capillary transport as well as permeability tests with a measuring cell, working by the Darcy law. In addition, the diffusion coefficients of the several concrete mixtures were determined using the dry cup method. Further the influence of the samples age and saturation to the permeability properties were examined. For this, the following ascendancies on the mass transport through the sample were determined: An optimization of the water-fine grain-ratio led as expected to a lower permeability coefficient. Technological, the use of microsilica was more effective than the use of fly ash, as far as a water bath heat treatment followed directly after the stripping of the samples body. However, in case of a dry oven heat treatment the permeability coefficient increased again, which is formally due to the emergence of microcracks within a shrinkage process. Similar to this, also post-treatment and storage scenarios without any heat treatment increased the permeability coefficient, which is due to then very slowly extending pozzolanic reaction of the concrete additives. Furthermore, an increasing saturation of the concrete resulted in a reduction of the permeability and diffusion coefficients, but led for normal and high strength concretes also to a higher structure damage within the low-temperature environment.

Within the permeability tests of the UHPC mixtures, even in the dried state, oxygen based permeability coefficients of up to 10^{-22} m^2 were determined and therefore the suitability for a consistent layer of the VIW-Elements was proven. The general suitability as a storage wall in cryogenic environment could only be established for the newly developed concrete mix, as this one had both, the necessary fresh concrete properties as well as the marginal losses of $\leq 5\%$ to normal values in strength after, a low temperature cycle.

Kurzfassung

Im Rahmen der Entwicklung eines tragfähigen, aktiv vakuumgedämmten Wandelements fand innerhalb dieser Arbeit die werkstofftechnische Weiterentwicklung bzw. leistungsspezifische Optimierung eines Ultra-Hochleistungsbetons (kurz: UHPC) sowie dessen experimentelle und rechnerische Untersuchung hinsichtlich seiner Gasdurchlässigkeit und seiner Einsetzbarkeit für neuartige Speicherkonstruktionen unter Tieftemperatureinfluss statt.

Zum Zwecke der werkstofftechnischen Weiterentwicklung von UHPC wurde eine in der Vergangenheit entwickelte UHPC-Rezeptur durch Optimierung der Ausgangsstoffe auf das geforderte Aufgabenspektrum angepasst und anschließend weiteren, hochfesten und ultrahochfesten, mitunter bereits wirtschaftlich eingesetzten Betonmischungen, gegenübergestellt.

Die Eigenschaften zur Durchlässigkeit wurden anhand von Messungen zum kapillaren Stofftransport sowie anhand von Gaspermeabilitätsuntersuchungen über eine nach dem Darcy-Gesetz arbeitende Messzelle bestimmt. Darüber hinaus wurden die Diffusionskoeffizienten der einzelnen Betonmischungen über das Dry-Cup-Verfahren ermittelt und der Einfluss des Betonalters und verschiedener Proben-sättigungen auf die Durchlässigkeitseigenschaften der Proben untersucht. Hierbei zeigten sich folgende Einflüsse auf den Stofftransport durch die Proben: Eine Optimierung des Wasser-Mehlkorn-Verhältnisses führte erwartungsgemäß zu geringeren Permeabilitätskoeffizienten. Baustofftechnologisch war der Einsatz von Mikrosilika wirkungsvoller als die Verwendung von Flugasche, sofern eine Wärmebehandlung im Wasserbad unmittelbar an das Ausschalen der Probekörper folgte. Aus einer reinen Wärmebehandlung im Ofen dagegen folgten erhöhte Permeabilitätskoeffizienten, was auf die Bildung von Mikrorissen infolge von Schwinden zurückzuführen ist. Analog dazu lieferten auch Nachbehandlungs- /Lagerungs-szenarien ohne Wärmezufuhr erhöhte Permeabilitätskoeffizienten, was auf die dann sehr träge verlaufende puzzolanische Reaktion der Betonzusatzstoffe zurückzuführen ist. Ferner führte eine zunehmende Sättigung der Betone zu einer Verringerung der Permeabilitäts- und Diffusionskoeffizienten; bei normal- und hochfesten Betonen gleichzeitig aber auch zu Schädigungen nach dem Tieftemperatureinfluss.

Bei den Durchlässigkeitsuntersuchungen der UHPC-Mischungen konnten selbst im getrockneten Zustand sauerstoffbezogene Permeabilitätskoeffizienten von bis zu 10^{-23} m^2 ermittelt werden und so die Eignung als Dichtigkeitsschicht für VIW-Elemente nachgewiesen werden. Die prinzipielle Eignung als Speicherwandung im Tieftemperaturumfeld konnte ausschließlich für die in dieser Arbeit neu entwickelte Betonmischung festgestellt werden, da diese sowohl die notwendigen Einbaueigenschaften aufwies als auch nach einer zyklischen Tieftemperaturbelastung lediglich Festigkeitsverluste von unter $\leq 5\%$ zum Normalwert zeigte.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Baupraktische Relevanz und Notwendigkeit der Untersuchungen . .	1
1.2	Optimierungsansatz	4
1.3	Zielsetzung	6
2	Literaturrecherche und derzeitiger Kenntnisstand	8
2.1	Stand der Technik: Speichersysteme aus Beton	8
2.1.1	Zur Entwicklung von Flüssiggasspeichern aus Beton	9
2.1.2	Zur Entwicklung von Langzeitwärmespeichern aus Beton .	13
2.2	Stand der Technik: Hochleistungsdämmstoffe und Vakuumdämmung	18
2.2.1	Grenzen der passiven Vakuumdämmung	21
3	Konzeptionelle Entwicklung des VIW-Elements	26
3.1	Konstruktionskonzept	26
3.2	Herstellungskonzepte	29
3.2.1	Herstellungsvariante 1 - Negativabdruck und Klebefuge . .	29
3.2.2	Herstellungsvariante 2 - Frisch-in Frisch-Betonage	31
3.3	Analyse zum konstruktiven Verhalten	32
3.3.1	Allgemeines	32
3.3.2	Simulation zur mechanischen Beanspruchung eines VIW- Elements	36
3.3.3	Überlegungen zum Verhalten in kryogener Umgebung . . .	39
3.4	Zusammenfassung	42
3.4.1	Schlussfolgerung und offene Fragen	44
4	Strukturen und Transportmechanismen in zementgebundenen Baustoffen	45
4.1	Zur physikalischen Struktur von Normalbeton	45
4.1.1	Hydratation von Portlandzement	46
4.1.2	Porenstrukturen und Modellvorstellungen	49
4.2	Rechnerische Erfassung der Stofftransportprozesse	56
4.2.1	Allgemeines	56
4.2.2	Feuchtespeicherung	57
4.2.3	Feuchtetransport	60

4.3	Rechnerische Erfassung der Wärmeübertragungsmechanismen . . .	67
4.3.1	Allgemeines	67
4.3.2	Wärmeleitung im Feststoff und im Füllgas	68
4.3.3	Wärmeübergang durch Strahlung	71
4.3.4	Wärmeübertragung durch Konvektion	73
4.4	Zusammenfassung und Diskussion	74
4.4.1	Einflussgrößen auf Wärmeübergang und Stofftransport . . .	74
4.4.2	Schlussfolgerungen	80
5	Spezifizierung des Ultra-Hochleistungsbetons - Eigene Versuche	81
5.1	Abgrenzung des Begriffs Ultra-Hochleistungsbeton	81
5.2	Prinzipien zur Erhöhung des Leistungsspektrums von Betonen . .	83
5.2.1	Optimierung der Ausgangsstoffe	83
5.2.2	Intensivierung der Zementhydratation	88
5.3	Rezepturenentwicklung und Frischbetoneigenschaften	89
5.3.1	Vorversuche und Feinstoffauswahl	89
5.3.2	Bestimmung der optimalen Feinstoffzusammensetzung . . .	92
5.3.3	Herstellung und Frischbetoneigenschaften der Probekörper .	94
5.3.4	Nachbehandlung und Lagerung - Versuchsvorbereitung . . .	97
5.4	Umfang der durchgeführten Versuche	98
5.4.1	Untersuchte Baustoffe	98
5.4.2	Versuchsprogramme	99
5.4.3	Versuchsprogramm bei Normaltemperatur	100
5.4.4	Versuchsprogramm bei Tieftemperatur	103
6	Versuchsergebnisse	106
6.1	Dichtigkeitseigenschaften	106
6.1.1	Voruntersuchungen - Dichtebestimmung und Porenanalyse .	106
6.1.2	Untersuchungen zur Gaspermeabilität	112
6.1.3	Untersuchungen zur Kapillarität und Wassereindringtiefe .	121
6.1.4	Untersuchungen zur Wasserdampfdiffusion	126
6.2	Festbetoneigenschaften	132
6.2.1	Untersuchungen zur Druck- und Biegezugfestigkeit	132
6.2.2	Untersuchungen der Klebefuge	137
6.3	Wärmedämmeigenschaften	139
6.3.1	Apparatur und Durchführung	140
6.3.2	Ergebnisse und Auswertung	141
7	Einsatzverhalten unter kryogenen Umgebungsbedingungen	143
7.1	Allgemeines zu Normalbeton unter Tieftemperatureinfluss	143
7.2	Festigkeitsverhalten von UHPC bei und nach Tieftemperatur . . .	146

7.3 Permeabilität von UHPC bei Tieftemperatur	148
8 Zusammenfassende Diskussion und Ausblick	151
8.1 Zusammenfassung der Ergebnisse	151
8.2 Ausblick	154
Literaturverzeichnis	157
Anlagen	180

Nomenklatur

Griechische Buchstaben

α_i	Wärmeübergangskoeffizient bezüglich des Fluids i	$[kW/(m^2K)]$
β_i	Stoffübergangskoeffizient der Komponente i	$[m/s]$
β_p	volumetrisches Wasser-Feststoffverhältnis	$[-]$
γ_{ct}	Sicherheitsbeiwert für die Zugfestigkeit	$[-]$
γ_f	Sicherheitsbeiwert für die Faserorientierung	$[-]$
Γ	relatives Ausbreitmaß	$[-]$
δ	Dicke, Wand-, Film, Grenzschichtdecke	$[m]$
δ_{air}	Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient in Luft	$[kg/(m\ s\ Pa)]$
δ_p	Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient (druckbezogen)	$[kg/(m\ s\ Pa)]$
δ	Dicke, Wand-, Film, Grenzschichtdecke	$[m]$
ϵ	Emissionsgrad von Oberflächen	$[-]$
ϵ_ϑ	thermische Dehnung	$[\%]$
ϵ_σ	Bruchdehnung	$[\%]$
ϕ	relative Luftfeuchtigkeit	$[\%]$
η	dyn. Viskosität (Zähigkeit), Zähigkeitskoeffizient	$[kg/(ms)]$
θ	Beiwert zur Dauerlasteinwirkung	$[-]$
θ	Randwinkel, Grenzflächenwinkel	$[\circ]$
μ	Poissonzahl, Querdehnzahl, Wasserdampfdiffusionswiderstand	$[-]$
λ, λ_i	Wärmeleitfähigkeitskoeffizient (der Komponente i)	$[W/(mK)]$
A_m	mittlere freie Weglänge	$[m]$

ν_i	kinem. Viskosität (Zähigkeit) der Komponente i	$[m^2/s]$
π	(Massen)Dichte, Gesamtdichte, Kreiszahl	$[kg/m^3]$
ϑ	Celsius-Temperatur	$[^\circ C]$
$\Delta\vartheta_m$	mittlere logarithmische Temperaturdifferenz	$[K]$
ρ	(Massen-)Dichte bzw. Gesamtdichte	$[kg/m^3]$
ρ_0, ρ_{roh}	Rohdichte	$[kg/m^3]$
ρ_R	Reindichte	$[kg/m^3]$
σ	Causchy'scher Spannungstensor, Stoßquerschnitt	$[-]$
σ_0	Oberflächenspannung	$[kg/s^2]$
σ_s	Stefan-Boltzmann-Konstante ($5,67 \cdot 10^{-8} W/m^2 K^4$)	$[W/m^2 K^4]$
τ	mittlere Zeit zwischen zwei (Teilchen-)Stößen	$[s]$
τ	Tortuosität	$[-]$
Ω	(Flüssigkeits-)Körper	$[-]$
ψ	Lückengrad (Porosität), rel. freies Lückenvolumen	$[m^3/m^3]$
ψ_{VIP}	längenbezogener Wärmebrückkoeffizient	$[-]$

Lateinische Buchstaben

A	Phasengrenzfläche; Austauschfläche; Fläche	$[m^2]$
A_P	Porenquerschnittsfläche	$[m^2]$
\vec{a}	(vektorielle) Beschleunigung	$[m/s]$
a_s	volumenbezogene spez. Oberfläche	$[1/m]$
c	Beton- (engl. <i>concrete</i>); Betondeckung	$[-]$
C	Wärmekapazität	$[J/K]$
c	spezifische Wärmekapazität	$[J/kgK]$

c_i	Konzentration der Komponente i	$[-]$
c_p	spezifische isochore Wärmekapazität	$[mol/l]$
$c_{OD,i}$	oberflächenbezogene Konzentration von i	$[mol/l]$
c_m	molare Wärmekapazität	$[J/kgK]$
$c_{m,p}$	molare isochore Wärmekapazität	$[J/kgK]$
$c_{m,v}$	molare isobare Wärmekapazität	$[J/kgK]$
c_v	spezifische isobare Wärmekapazität	$[J/kgK]$
D_D	Diffusionskoeffizient für Wasserdampf	$[m^2/s]$
D_i	Diffusionskoeffizient der Komponente i	$[m^2/s]$
D_{OD}	Oberflächendiffusionskoeffizient	$[m^2/s]$
d	Durchmesser, Weite, Dicke, Stärke	$[m]$
d	Stoßquerschnitt	$[m]$
d_A	Teilchendurchmesser	$[m]$
d_h	Hydraulischer Durchmesser	$[m]$
d_P	Porendurchmesser	$[m]$
E	Extinktionskoeffizient	$[1/m]$
E_c	E-Modul Beton	$[N/mm^2]$
F_G	Gravitations-, Gewichtskraft	$[N]$
$F_{G,V}$	volumenbezogene Gravitationskraft	$[N]$
F_p	Druckkraft	$[N]$
F_r	Reibungskraft	$[N]$
F_T	Trägheitskraft	$[N]$
$F_{T,V}$	volumenbezogene Trägheitskraft der Konvektion	$[N]$
F_η	Zähigkeitskraft	$[N]$
$F_{\eta,V}$	volumenbezogene Zähigkeitskraft	$[N]$
\vec{f}	Vektor für die Volumenkraftdichte (z.B. Gravitation)	$[-]$
f_{cd}	Bemessungswert Druckfestigkeit für Beton	$[N/mm^2]$
f_{ck}	charakt. Würfeldruckfestigkeit für Beton	$[N/mm^2]$
$f_{ck,cyl}$	charakt. Zylinderdruckfestigkeit für Beton	$[N/mm^2]$

f_{ct}	charakt. Würfelzugfestigkeit für Beton	$[N/mm^2]$
f_{ctd}	Bemessungswert Zugfestigkeit für Beton	$[N/mm^2]$
$f_{ct,K}$	5% Fraktilwert der Betonzugfestigkeit	$[N/mm^2]$
G	linearer Masseverlust; Schubmodul	$[kg/s]; [GPa]$
\vec{g}	Feldstärke des Schwerfeldes ($g = 9,81m/s^2$)	$[m/s^2]$
\underline{D}	Deformationstensor	$[-]$
\underline{I}	Einheitstensor	$[-]$
K	Permeabilität; Kompressionsmodul, Wandrauhigkeit	$[m^2]; [GPa]; [-]$
k_B	Boltzmann-Konstante ($1,38064852(79) \cdot 10$)	$[J/K]$
$K_{eff,\zeta}$	effektive Permeabilität	$[m^2]$
K_K	Klinkenberg-Permeabilität	$[m^2]$
$K_{rel,\zeta}$	relative Permeabilität	$[m^2]$
L, l	charakteristische Länge	$[m]$
l_{eff}	effektive Länge	$[m]$
L_P	Diffusionslänge	$[m]$
m	Masse	$[kg]$
M_y	Meridianmoment	$[Nm]$
M_φ	Moment infolge hydrostatischer Druck	$[Nm]$
n	Fließindex (gem. Oswald-de Waele); Brechungsindex	$[-]$
n_0	Teilchendichte	$[m^{-3}]$
n	Stoffmenge	$[-]$
\vec{n}	Normalenvektor	$[-]$
N_y	Ringnormalkraft	$[N]$
N_φ	Normalkraft infolge hydrostatischer Druck	$[N]$
p_0	Anfangsdruck	$[Pa]$
p_{atm}	Atmosphärendruck	$[Pa]$
p, p_{Ges}	Druck, Gesamtdruck	$[Pa]$
p_i	Partialdruck der Komponente i	$[Pa]$

p_K	Prüfkammerdruck	[Pa]
p_{ref}	Referenzdruck	[Pa]
Δp	Druckdifferenz (Enddruck - Anfangsdruck)	[Pa]
Q	Wärme	[J]
q_w	Diffusionsstromdichte	[mol/(m ² · s)]
\vec{Q}	(vektorieller) Wärmestrom	[W]
\vec{q}	(vektorielle) Wärmestromdichte	[W/m ²]
R_D	universelle Gaskonstante	[J/mol · K]
R_S	spezifische Gaskonstante	[J/kg K]
r	Radius	[m]
r_h	Hydraulischer Radius	[m]
r_p	Porenradius	[m]
\vec{p}	Impuls	[N · s]
S_ζ	Sättigung	[%]
s_m	Setzfließmaß	[m]
t	Zeit, Verweilzeit	[s]
T	absolute Temperatur	[K]
T_m	mittlere Temperatur	[K]
\underline{T} bzw. \vec{T}	Schnittspannungstensor bzw. -vektor	[–]
u	spezifische Innere Energie	[J/kg]
U	Umfang	[–]
V	Volumen, raumfestes Kontrollvolumen	[m ³]
\dot{V}	Volumenstrom	[m ³ /s]
V_{Ref}	Referenzvolumen	[m ³]
v bzw. \vec{v}	(vektorielle) Geschwindigkeit	[m/s]
v	Strömungsgeschwindigkeit	[m/s]
W	Arbeit	[J]
W_w	Wasseraufnahmekoeffizient (W-Wert)	[kg/(m ² h ^{0,5})]

w	(Riss-)weite, Öffnungsweite	[m]
\bar{v}	Mittlere Geschwindigkeit	[m/s]
x	Wegstrecke	[m]
(x, y, z)	kartesische Raumkoordinaten	[m]
z	Stoßanzahl	[–]
z_g	Realgasfaktor	[–]

Indizes

A	Teilchenbezogen
B	auf die Theorien von Ludwig E. Boltzmann bezogen
c	Beton- (engl. <i>concrete</i>); -betonbezogen
cal	Rechenwert (engl. <i>calculated</i>)
cr	kritisch- (engl. <i>critical</i>);
cop	center of panel
dir	direkt
eff	effektiv, wirksam
erf	erforderlich
h	hydraulisch
i, j	Allgemeine Bezeichnung für eine Komponente, i, j = 1, 2, 3, ...n
ind	indirekt
m	mittlerer Wert, Mittelwert, massenbezogen
max	maximaler Wert
Maxw	nach James Clerk Maxwell
min	minimaler Wert

mol	Molar-
nom	Nennmaß
p	druckbezogen-, bezogen auf den Druck
P_o	Pore
<i>rel</i>	relativ
VIP	bezogen auf das Vakuumdämmpaneel
v, vol	volumenbezogen-, bezogen auf das Volumen
vorh	vorhanden
I	ungerissener Zustand des Querschnitts (Zustand I)
II	gerissener Zustand des Querschnitts (Zustand II)

Mathematische Zeichen

+C	math. Integrationskonstante
df, dx	totales Differential
df(x)	totale Ableitung der Funktion f im Punkt x
div	Divergenz
grad	Gradient
exp	Exponentialfunktion
(t)	Ableitung nach der Zeit
Δ	Differenz
Δ	Laplace-Operator
∇	Nabla-Operator
\times	kartesisches Produkt
\otimes	Vektorprodukt
\subset	Teilmenge

\cdot	Skalarprodukt (Vektorrechnung), Rechenzeichen (Multiplikation)
$+$	Rechenzeichen (Addition)
$-$	Rechenzeichen (Subtraktion)
$\%$	Prozent (Teilmenge)
\equiv	identisch gleich oder definitionsgemäß gleich
\sim, \propto	proportional
$\partial f / \partial x$	partielle Ableitung der Funktion f nach dem Argument x
\int	Integral
\oiint	Geschlossenes Doppelintegral / Oberflächenintegral
\iiint	Dreifach-Integral
Σ	Summe

Abkürzungen

Abb.	Abbildung
Abschn.	Abschnitt
A/V	Verhältnis zw. Oberfläche u. Volumen eines Körpers
BFA	Braunkohlenflugasche
BS	Basaltsplitt
bzgl.	bezüglich
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CEM	Zement

chem.	chemisch(-e, -es, -er, -en)
(D)	-deutsch, Deutschland
dyn.	dynamisch
hydr.	hydraulisch
EEG	Erneuerbare-Energien-Gesetz
EnEV	Energieeinsparverordnung
FEM	Fenite-Elemente-Methode
FHB	Feinkorn-Hochleistungs-Beton
FM	Fließmittel
geleg.	gelegentlich
ggf.	gegebenenfalls
HeizAnlV	Heizungsanlagen-Verordnung
HS	Hüttensand
HSC	Hochfester Beton - engl. High Strength Concrete
Kap.	Kapitel
kin.	kinematisch
LNG	Liquified Natural Gas
LSNG	Liquified Synthetic Natural Gas
math.	mathematisch(-e, -es, -er, -en)
Maxw.	Maxwell(-sche, -schen)
MS	Mikrosilika
N	Normal-
Na	niedriger Alkaligehalt
NS	Nanosilika
NSC	Normal(-fester) Beton - engl. Normal Strength Concrete
phys.	physikalisch(-e, -es, -er, -en)
QDP	Quecksilberporosimetrie

QM	Quarzmehl
R	Rapid
rel.	relativ(-e, -es, -er, -en)
r.F.	relative Feuchte
RTT	Reynolds-Transport-Theorem
spez.	spezifisch(-e, -es, -er, -en)
S	Hüttensand
SF	Silika Staub (engl. Silica Fume)
SNG	Synthetic Natural Gas
SWD	Schaltbare Wärmedämmung
SVB	Selbstverdichtender-Beton
Tab	Tabelle
TOC	Anteil an organischem Kohlenstoff
UHFB	Ultrahochfester-Beton
UHPC	Ultra-High-Performance-Concrete
VIP	Vakuum-Isolations-Paneel
VIS	Vacuum-Insulation-Sandwich
VIGS	Vacuum-Insulation-Glas-Sandwich
VIW	Vacuum-Insulation-Wall
vol.	Volumen-(bezogen)
WschV	Wärmeschutzverordnung
WU	wasserundurchlässig (z.B. WU-Beton)
WUFI®	„Wärme Und Feuchte Instationär“
W/Z	Wasser/ Zement (Bindemittel)-Wert
zw	zwischen
z.Zt.	zur Zeit

1 Einleitung

1.1 Baupraktische Relevanz und Notwendigkeit der Untersuchungen

Die Entwicklung der weltweiten Energiesituation, steigende Rohölpreise und ein generationsübergreifendes Bewusstsein hinsichtlich erforderlicher Umweltschutzbestimmungen haben eine in der Vergangenheit beschlossene und bis in nahe Zukunft erforderliche Klimaschutzpolitik der Bundesregierung notwendig gemacht. Die darin manifestierten Ziele zur nachhaltigen Nutzung von Energie- und Rohstoffressourcen sowie zur Reduktion der Treibhausgasemissionen um 40 % bis zum Jahr 2020 (gegenüber dem Referenzjahr 1990) stellen eine entscheidende gesellschaftliche Aufgabenstellung des 21. Jahrhunderts dar [63]. Neben dem Ausstieg aus der Kernkraft, einer zukünftig besseren Planung von Stromnetzen und der Entwicklung von Elektrofahrzeugen sind vor allem Effizienz- und Wirkungsgradsteigerungen innerhalb bestehender Systeme sowie der Ausbau von nachhaltigen Energien und Energiespeichersystemen wesentliche Grundsteine dieser Zielstellung [64]. Durch die interdisziplinäre und vor allem physikalische Abhängigkeit einzelner dieser Zielstellungen untereinander wird deutlich, dass nur eine gleichzeitige Betrachtung sowie eine Kombination aus mehreren Lösungsalgorithmen, ein nachhaltiges und adäquates Ergebnis liefern kann. Dementsprechend ergeben sich sowohl hinsichtlich der Effizienz- und Wirkungsgradsteigerung bestehender Systeme als auch bezüglich des Ausbaus von nachhaltigen Energien und der damit unmittelbar verbundenen Entwicklung von Energiespeichersystemen und Planung von Energienetzen mehrere Aufgabenfelder innerhalb des Bausektors.

Hinsichtlich des Ausbaus erneuerbarer Energien und dem eng mit der angestrebten CO_2 -Einsparung verbundenen Wunsch nach einer regenerativen Deckung des Gesamtstrombedarfs von 35% bis zum Jahr 2020 [25] weisen die Primärenergieträger Biomasse sowie Wind- und Sonnenenergie die mit Abstand größten energetischen Potenziale in Deutschland auf. Dagegen unterliegt die Erzeugung von elektrischer Energie durch Windkraft oder Sonneneinstrahlung, aufgrund von tageseitlichen, regionalen, geologischen und / oder klimatischen Gegebenheiten, teilweise starken Schwankungsbreiten [282]. Die in Abb.1.1 hierzu exemplarisch

dargestellte tatsächliche Windeinspeisung der TenneT TSO GmbH zeigt diesbezüglich deutlich die tageszeitlichen Schwankungen innerhalb eines Jahres sowie eine verminderte Einspeiseaktivität innerhalb der Sommermonate [253].

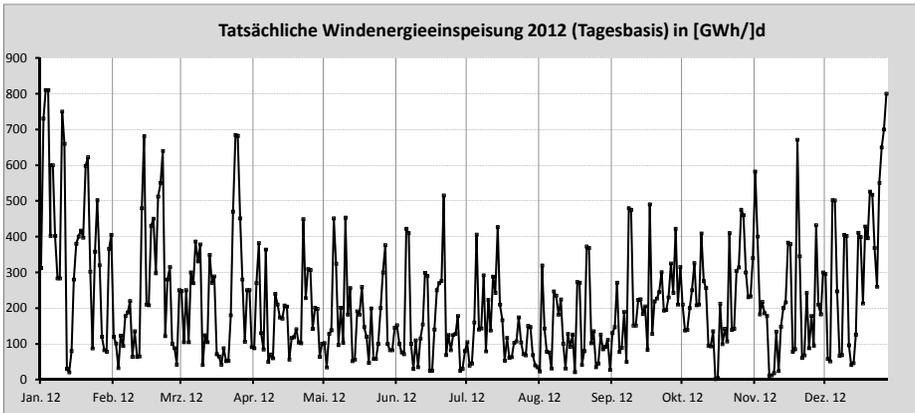


Abb. 1.1: Verlauf der Windenergieeinspeisung im Jahr 2012 in der sich quer über Deutschland erstreckenden Regelzone der TenneT TSO GmbH vgl. [253]

Berücksichtigt man darüber hinaus, dass das derzeit in Deutschland verwendete Stromnetz über keinerlei Speicherkapazität verfügt und somit zu jeder Zeit gleich viel Energie entnommen wie eingespeist werden muss [26], so erscheint eine regenerative Energieversorgung $>80\%$ bis zum Jahr 2050 [25], bei gleichzeitig zu garantierender Versorgungssicherheit, bisher undenkbar. Resultierend daraus kann nur die Verwendung einer Kombination aus regenerativen Anlagensystemen und eine effiziente Energiespeicherung eine zukünftig lückenlose Versorgung garantieren. Daran anknüpfend spielt in diesem Zusammenhang die Schaffung von Möglichkeiten zur dezentralen Energieerzeugung und Speicherung eine wesentliche Rolle. Eine zukünftig ggf. mögliche Variante zur dezentralen Energieerzeugung kennzeichnet dabei die Wasserstoffelektrolyse und anschließende Methanisierung (Power to Gas) [49]. Hierbei soll der über regenerative Anlagen erzeugte Strom direkt zur Elektrolyse von Wasserstoff verwendet werden, um dann unter Zugabe von Kohlenstoffmon- oder -dioxid in synthetisches Methan (SNG - Synthetic Natural Gas) umgewandelt zu werden. Über eine Nutzung des vorhandenen Erdgasnetzes als möglichen Transportweg von der Herstellung zum Endverbraucher wird derzeit intensiv diskutiert.

Für eine zeitliche Entkoppelung zwischen der Erzeugung und dem Verbrauch von elektrischer Energie, respektive deren in chem. Energie umgewandelte Form

(SNG), sowie einer damit möglichen Zwischenspeicherung zur Dämpfung von ggf. auftretenden Schwankungen oder Engpässen innerhalb der Übertragungs- und Verteilernetze fehlen neben der Idee von untertage befindlichen Poren- und Kavernenspeichern und deren Nutzung als Brenngasspeicher bisher geeignete Lösungsansätze. Dem entgegen könnte ein bereits in den achtziger Jahren verfolgter, aber aus wirtschaftlichen- und baukonstruktiven Gründen bis heute weitestgehend vernachlässigter Ansatz, bezüglich der Verflüssigung von Brenngasen und der Errichtung von dezentralen Flüssiggasspeichern, einen möglichen Lösungsansatz bieten [117]. Durch die Verflüssigung des Brenngases und dem damit verbundenen Anheben der Roh- und Energiedichte lässt sich eine enorme Reduzierung des erforderlichen Speichervolumens erreichen, die sich unter Lösung einzelner weiterer Problemstellungen (siehe Kapitel 3) maßgeblich positiv auf die Wirtschaftlichkeit der Speicherkonstruktion auswirken kann. Nachteilig ist, dass ein verflüssigtes synthetisches Erdgas (Liquified Synthetic Natural Gas - kurz: „LSNG“) wie Methan, anders als z.B. Butan und Propan, eine Siedetemperatur von -162°C aufweist, weshalb selbst bei einer Speicherung unter Druck (Positivverschiebung des Siedepunktes) eine Verflüssigung nur unter Tieftemperaturbedingungen realisierbar wäre. Folglich sind zur Speicherung von LSNGs besondere Speicher mit Spezialdämmung erforderlich. Zurzeit ist die Mehrzahl solcher Speichersysteme (Schiffstanker sowie Zwischenspeicher in Hafenanlagen) aus einer tragenden Konstruktion kalte-zähren Stahls und einer Außendämmung aus konventionellen Dämmstoffen, wie z. B. Mineralfasern, Perliten oder diversen kalteresistenten Arten von Polyurethanschäumen, ausgeführt. Nachteil dieser Komplettsysteme sind in erster Linie die kalteresistenten Tragkonstruktionen, die meist aus einer Stahllegierung mit einem 9%igen Anteil an Nickel [117] bestehen und vergleichsweise hohe Kosten verursachen, sowie die sehr hohen Dämmstoffdicken, die zudem nur bei entsprechend niedrigem Oberflächeninhalt/Volumen-Verhältnis des Speichers, also sehr großen Speichern, sinnvoll einsetzbar sind.

Ein analoges Problem hinsichtlich überdurchschnittlich großer Dämmstoffdicken und ineffizienter Tragkonstruktionen ergibt sich zudem im Bereich neuer Gebäudehüllenstandards im Wohnungsbausektor. Es ist bekannt, dass in Deutschland derzeit etwa 28% der Gesamtendenergie (gemäß [5], stand 09.2014) für die Versorgung von privaten Haushalten verwendet wird und davon ca. 69% auf den Raumwärmebereich und ca. 4% auf etwaige Kühl- und Kälteanwendungen entfallen [4]. Vor dem Hintergrund geringer werdender Primärenergievorräte stellt die Reduzierung des Heizenergiebedarfs von Gebäuden damit nach wie vor eine wesentliche Aufgabe der nachhaltigen Energienutzung und des Klimaschutzes dar. Daraus resultierend haben sich seit Ende der 1970er Jahre der Wärmeschutz und im Weiteren die energiesparende Anlagentechnik bei Gebäuden stetig weiterentwickelt (siehe zahlreiche Novellierungen von der damaligen Wär-

meschutzverordnung (WschV) und Heizungsanlagen-Verordnung (HeizAnlV.) bis hin zum heutigen Erneuerbare-Energien-Gesetz (EEG) und der Energieeinsparverordnung, kurz EnEV [123]. Der damit verbundene Trend zur Errichtung von Gebäuden auf dem Effizienzhaus- und Passivhaus-Standard bzw. die dem entsprechende Notwendigkeit von immer höheren Dämmschichtdicken im Neu- und Bestandsbau wird dabei innerhalb der Fachwelt zum Teil sehr kontrovers diskutiert [40, 283]. Vor allem beim Neubau oder der Sanierung von Gebäuden auf dem Niveau der Effizienzhaus-Standards oder des Passivhaus-Standards sind unter Verwendung konventioneller Wärmedämmstoffe mitunter Dämmstoffstärken von 15 bis 30 cm erforderlich. Berücksichtigt man im Weiteren die tragende Konstruktion sowie ggf. etwaige Fassadenaufbauten, Anstriche und/ oder Abdichtungen, werden hierdurch Wandstärken der Gebäudehülle von mehr als 50 bis 60 cm erreicht, was neben der vor allem betriebswirtschaftlich unerwünschten Reduzierung der Gebäudenutzfläche bzw. der nutzbaren Grundstücksfläche, in der Regel auch zu Problemen bei der Bauausführung (z.B. Bauteilanschlüsse, Dachüberstand etc.) führt [282, 283].

Es wird deutlich, dass sich das Kernproblem, die Reduzierung der Dämmschichtdicken und die damit verbundene Verjüngung des gesamten Wandquerschnitts, bei gleichbleibenden bauphysikalischen Eigenschaften des Wandaufbaus, nur durch eine Leistungsoptimierung aller der am Querschnitt beteiligten Teilmaterialien lösen lässt.

1.2 Optimierungsansatz

Da in den meisten technischen Fällen der zu betrachtende Temperaturgradient innerhalb des FOURIERSchen Wärmeleitsatzes eine Eingangsgröße darstellt und somit weitestgehend unveränderlich ist, bleibt neben einer nicht gewollten und zunehmend unwirtschaftlich werdenden Vergrößerung der Materialstärke (asymptotische Annäherung) lediglich die Optimierung der materialabhängigen Proportionalitätskonstante λ (Wärmeleitfähigkeit) zur Minimierung der Wärmestromdichte und damit des Dämmquerschnitts.

Betrachtet man die stetig voranschreitende Entwicklung von Wärmedämmstoffmaterialien und die mitunter durch Aerogele (Bezeichnung für einen hochporösen Festkörper, bei dem der Porenanteil bis zu 99,98 % des Volumens betragen kann [275] und bei dem der überwiegende Teil der Porengrößenverteilung im Nanometerbereich liegt) realisierten Wärmeleitfähigkeiten von heutzutage auf dem Markt befindlichen Dämmstoffen ($\lambda \leq 0,02 \text{ W}/(\text{mK})$), so ist erkennbar, dass sich eine maßgebliche Effizienz- und Leistungssteigerung und damit eine mögliche *Reduzierung der Dämmstoffstärke*, prinzipiell nur noch durch das Implizieren eines

Vakuums erreichen lässt.

Durch eine gezielte Minimierung des Porendurchmessers in Wärmestromrichtung wird die mittlere Freie Weglänge Λ_m bei $Kn \gg 1$ durch die Gefäßabmessungen bestimmt und kann dann praktisch als Konstante angesehen werden (siehe Abschn. 4.4). Über die mittlere Freie Weglänge wird gemäß Gl. 4.29 somit auch die Wärmeleitfähigkeit (λ) direkt von der Teilchenzahldichte n_0 und damit vom Druck p abhängig [102, 284]. Die prinzipielle Anwendung dieses als *Smoluchowski-Effekt* bekannten physikalischen Prinzips findet sich praktisch in nahezu jedem Vakuumdämmstoff.

Der sich daraus ergebende Umstand einer notwendigen gasdichten Umhüllung des zu haltenden Vakuums und der Gegebenheit, dass die meisten konventionellen Baustoffe diese Eigenschaft nicht erfüllen, ist neben anderen Gründen (siehe Abschn. 2.2.1) das Hauptargument für die bisher weitestgehende Negation eines solchen Systems.

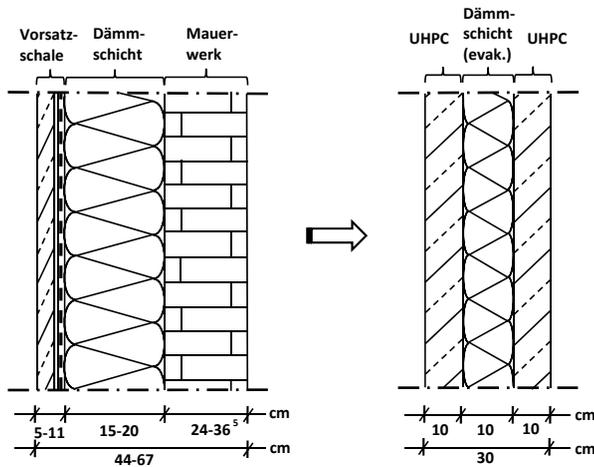


Abb. 1.2: Optimierungsansatz: Reduktion der Tragschichtdicke durch den Einsatz von gasdichten UHPC zzgl. Halbierung der Dämmstärke durch Aufprägen eines aktiven Vakuums

Ein möglicher konstruktiver Ansatz zur Reduzierung des Gesamtquerschnitts besteht dabei in der Verringerung der Tragschichtdicke (siehe Abb. 1.2). Die sich daraus ergebende Abnahme der lastabtragenden Auflagertiefe und dem damit verbundenen schnellen Erreichen der maximal aufnehmbaren Druckspannung (Auflagerpressung) lassen bei Verwendung von herkömmlichem Mauerwerk als

tragende Schicht allerdings nur marginale Querschnittseinsparungen zu. Bei Verwendung von Stahlbeton als tragende Schicht limitiert vor allem das den Stahl vor Korrosion schützende Nennmaß der Betonüberdeckung (c_{nom}) die mögliche Querschnittsreduzierung. Dagegen stellt der in dieser Arbeit diskutierte Ansatz hinsichtlich der Nutzung von ultra-hochfestem Beton eine mögliche Lösung beider Problemstellungen dar.

Gemessen am derzeitigen materialtechnologischen Entwicklungsstand und dem damit innerhalb der Betonherstellung verbundenen Übergang vom klassischen 3-Stoff- zum modernen 5-Stoff-System, stellt die Nutzung von ultra-hochfestem Beton eine generell mögliche Variante zur Optimierung konventioneller Wandschalentragwerke dar. Ultra-hochfeste Betone, grundsätzlich gekennzeichnet durch ihre annähernd stahl-äquivalenten Druckfestigkeiten [76] und ihrem hohen Widerstand gegenüber Umwelteinflüssen und chemischen Angriffen, besitzen neben ihrem hervorragenden mechanischen Leistungsbild noch weitere günstige Eigenschaften. Aufgrund einer gegenüber Normalbeton (NSC) und hochfestem Beton (HSC) veränderten Zusammensetzung - maßgeblich bestimmt durch die Zugabe von Silikastaub (SF, MS bzw. NS) und weitestgehend inerter Feinmehle (z.B. Quarzmehl (QM) oder Hüttensand (HS)) sowie einem stark reduzierten Wasser/Bindemittel-Wert (W/z-Wert) [80, 135] - können mitunter Packungsdichten und Korngrößenverteilungen erreicht werden, die als flüssigkeitsdicht und weitestgehend gas-impermeabel bezeichnet werden können [76, 269].

Würden im Weiteren sogenannte Kunststofffaser- bzw. Karbonfasermatten statt konventioneller Stabstahlbewehrung verwendet, ließe sich resultierend aus dem wegfallenden Bemessungswert der Betondeckung die Querschnittsfläche der tragenden Konstruktion ebenfalls deutlich minimieren. Die Konstruktion eines evakuierten UHPC-Wandaufbaus im Sinne eines Sandwich-Elements mit Kerndämmung scheint demzufolge realisierbar. Der endgültigen Klärung zur Durchführbarkeit dieses Lösungsansatzes widmet sich die vorliegende Arbeit.

1.3 Zielsetzung

Das nachhaltige Ziel dieser vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines tragfähigen, vakuumgedämmten Wandelements aus Ultra-Hochleistungsbeton und ferner dessen Erprobung hinsichtlich seiner Einsetzbarkeit für neuartige Speicherkonstruktionen unter Tieftemperatureinfluss. Diesbezüglich besteht die Hauptaufgabe dieser Arbeit in der werkstofftechnischen Weiterentwicklung bzw. leistungsspezifischen Optimierung ultra-hochfester Betone sowie deren experimenteller und rechnerischer Untersuchung hinsichtlich ihrer Gaspermeabilität und

ihres Tieftemperaturverhaltens. Dementsprechend werden im Rahmen dieser Arbeit sowohl die wesentlichen Schritte des Entwicklungsprozesses eines vakuumgedämmten Wandelements aus Ultra-Hochleistungsbeton dargestellt als auch dessen Erprobung innerhalb tiefkalter Umgebungsbedingungen.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass die nachfolgende und innerhalb dieser Arbeit angesprochene Gasdichtigkeit des Betons keinesfalls eine vollständige Dichtigkeit gegenüber sämtlichen Fluiden repräsentiert, sondern für das im Grunde offene System Beton eine vielmehr gesteigerte Dichtigkeit gegenüber dem Normalzustand darstellt. Ziel ist es, den Beton hinsichtlich seiner Permeabilität gegenüber Flüssigkeiten und Gasen so weit zu optimieren, dass mit einer möglichst leistungsarmen, stetig laufenden Vakuumpumpe verbleibende Leckagen dauerhaft bekämpft werden können, ohne Leistungseinbußen innerhalb der Dämmwirkung zu verzeichnen.

Abgrenzung des Bearbeitungsschwerpunktes

Diese vorliegende Arbeit befasst sich vorrangig mit der baustofftechnologischen Weiterentwicklung von UHPC und seiner möglichen Einsetzbarkeit als Barrierschicht innerhalb der zu entwickelnden evakuierten Wandelemente sowie innerhalb von Speicherwänden unter Tieftemperatureinfluss. Entsprechende wirtschaftlich-energetische Bilanzierungen, ebenso wie statische Betrachtungen oder Angaben zur baulich konstruktiven Ausführung etwaiger Systeme werden aufgegriffen, in ihrer Gesamtheit aber nicht vollständig vertieft. Der Zusammenhang zwischen einer weitestgehend impermeablen Tragschicht aus UHPC und eines zur Wärmedämmung nutzbaren aktiven Vakuums wird hingegen intensiv betrachtet. Die Untersuchungen haben schwerpunktmäßig das Ziel, den Baustoff UHPC hinsichtlich seiner Eignung für gas-impermeable und tiefkalte Aufgabenstellungen gegenüber anderen Betonen zu klassifizieren und ggf. diesbezüglich zu optimieren. Eine grundsätzliche Aussage über die Machbarkeit hinsichtlich der Herstellung von vakuumgedämmten Wandelementen, respektive Speicherwänden unter Tieftemperatureinfluss, mittels des entwickelten/ optimierten UHPC ist ebenfalls Ziel dieser Arbeit.

2 Literaturrecherche und derzeitiger Kenntnisstand

Im Hinblick auf das zu entwickelnde VIW-Element und den Umstand das in der Vergangenheit die höchsten Anforderungen an einen Beton bezüglich seiner Dichtigkeit bei der Verwendung als fluidtrennende Tragschicht innerhalb von Speicherstrukturen gestellt wurden, soll nachfolgend eine Übersicht über die konstruktive Entwicklung bisheriger Speicherstrukturen aus Beton gegeben werden. Des Weiteren soll im Hinblick auf den geplanten Einsatz eines Hochleistungsdämmstoffes ebenfalls der derzeitige Kenntnisstand innerhalb der Dämmtechnik abgebildet werden. Es folgen:

- Der derzeitige Kenntnisstand für Speichersysteme aus Beton und
- Der derzeitige Kenntnisstand im Bereich der Hochleistungsdämmstoffe

2.1 Stand der Technik: Speichersysteme aus Beton

Die Nutzung von zementgebundenen Werkstoffen wie Mörtel, Beton oder Feinbeton zur Herstellung von Wandschalen oder tragenden Konstruktionen innerhalb von Wandaufbauten sowie zur Errichtung von Trennschichten gegenüber drückendem Wasser ist seit Jahrzehnten erprobt und wird hinsichtlich ihrer Anwendung und Bauausführung innerhalb allgemeiner technischer Vorschriften wie z.B. der DIN 1045-3, DIN EN 13670 und der DAfStb-Richtlinie „Wasserundurchlässige Bauwerke aus Beton“ (Erläuterungen in Heft 555) ausführlich beschrieben. Dementgegen ist die Nutzung von Beton zur Trennung von Gasen und als dichtende Tragschale innerhalb von Speicherstrukturen unter Einfluss eines Temperatur- und/oder Druckgradienten allenfalls anerkannte Regel der Technik und von Anbeginn der frühen siebziger Jahre bis heute nach wie vor Gegenstand von Forschungsvorhaben und zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten [33, 43, 44, 100, 117, 128, 129, 146, 164, 167–169, 204, 216, 250, 270, 282].

Aus der zweiten Ölkrise am Ende der 1970er Jahre resultierte eine wieder stärker werdende Suche nach energetischen Alternativen zum Öl. Dabei ergaben sich zwei getrennt voneinander zu betrachtende Lösungsansätze. Zum einen verfolgte man die Idee zur Nutzbarmachung und Speicherung weiterer fossiler Energieträger (z.B. Erdgas). Zum anderen untersuchte man den Ansatz zur Umwandlung und Speicherung von regenerativ erzeugter Energie. Da sowohl die Speicherung regenerativ erzeugter Energie als auch die Nutzbarmachung und Speicherung äquivalenter fossiler Energieträger bis heute diskutierte Problemstellungen sind und beide Ansätze maßgeblich mit dem heute im Betonspeicherbau anzutreffenden Stand der Technik verbunden sind, sollen nachfolgend beide Strategien hinsichtlich ihrer chronologischen Entwicklung kurz erläutert werden.

2.1.1 Zur chronologischen Entwicklung von Flüssiggasspeichern aus Beton

Hinsichtlich der Ausführung des in Kapitel 1.1 bereits erwähnten Lösungsansatzes zur Speicherung von flüssigem Erdgas beschreiben BRUGGELING [33] (1981), WIEDEMANN [270] (1982) und LAW [164] (1983) unabhängig voneinander einen extra für diesen Zweck konzipierten Speicher, bestehend aus zwei konzentrischen Betonzylindern aus Normalbeton (NHC) mit Zwischendämmung (siehe Bild 2.1). WIEDEMANN [270] stellte diesbezüglich fest, dass der eigentliche Lagerbehälter (der innere Betonzylinder) aus kaltzähem Material errichtet werden muss und bei Erstbefüllung kontrolliert und graduell kaltgefahren werden sollte, um den Temperaturzwang für den Innentank möglichst klein zu halten. Hinsichtlich des Verhaltens von Beton unter Einfluss kryogener Umgebungstemperaturen stellte LAW [164] innerhalb seiner Untersuchungen fest, dass Druck- und Zugfestigkeit des NHCs mit stetig fallender Temperatur ansteigen, wobei die Steigerungsrate der Zugfestigkeit ab einer Temperatur von unter -70°C kontinuierlich stagniert. Den sich mitunter exponentiell darstellenden Festigkeitszuwachs führt er genau wie WIEDEMANN [270] auf die Bildung von Eiskristallen aus dem im Porenraum befindlichen Wasser zurück. Die durch den Aggregatzustandswechsel hervorgerufene Volumenzunahme des Wassers bewirkt ein nahezu vollständiges „Auffüllen“ der größeren Porenräume, die bei Normaltemperatur beanspruchungsbedingter Ursprung für Risse sind und somit festigkeitsmindernd wirken würden (siehe WIEDEMANN'sches Poren-Temperatur-Modell, Kapitel 7.2). Das Eis ist gemäß den Aussagen in [270] sowohl in der Lage, Kräfte zu übertragen als auch die Rissausbreitung zu verhindern (Rissvernähung, siehe 7.2). Die sich damit ergebende starke Abhängigkeit des Festigkeitsverhaltens vom Feuchtegehalt des Betons stellen im

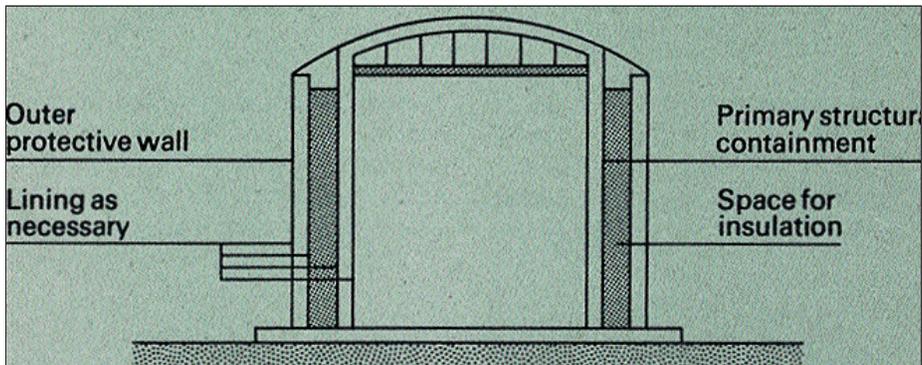


Abb. 2.1: Bild eines LNG-Speichers aus vorgespanntem NHC (1983). Das System besteht aus zwei Betonzylindern: einem Primären zur Einspeicherung und einem äußeren als Schutz. Beide sind mit Stahl ausgekleidet und der Raum zwischen den Zylindern ist mit Dämmung gefüllt vgl. [164]

Zuge dessen beide Autoren fest. WIEDEMANN erörtert weiter, dass die starke Eisbildung auch nachteilig sein kann, da die Ausdehnungsmöglichkeiten des Eises über die Größe der Porenräume limitiert sind und diese ggf. behindert werden. Spannungsrisse, die vor allem bei nachträglicher Erwärmung des NHC (z.B. Wartung und/ oder Ablassen des Speicherguts und damit schrittweiser Rückkehr auf Umgebungstemperatur) zu mitunter beträchtlichen Festigkeitseinbußen führen würden, wären die Folge [270].

Alternativ könne der Spannbeton ggf. auch mit einer stählernen Dichthaut aus 9%igem Nickelstahl oder mit Aluminium verkleidet werden, um bei Leckage des Innentanks ein Freisetzen von Gas in die Umgebung zu unterbinden und ein temperaturbedingtes Risswachstum (Übergang von Zustand I in den Zustand II) innerhalb des Betons weitestgehend vernachlässigen zu können.

LAW [164] griff diesen Ansatz auf und realisierte die zur Speicherung von tiefkalten Flüssigkeiten notwendige Dichtigkeit der Konstruktion durch eine auf beide Betonzylinder aufgebrachte Chrom-Nickel-Stahl-Legierung (Typ - WNr. 1.4307 (X2CrNi18-9 [271])). Diese zeichnet sich durch hohe Kältezähigkeit und Beständigkeit gegen organische und anorganische Substanzen aus. Die eigentliche Betonkonstruktion übernahm dabei lediglich statisch-konstruktive Aufgaben. LAW [164] untersuchte außerdem das Verhalten verschiedener Bewehrungsstähle hinsichtlich ihrer Eignung als Armierung für Betonkonstruktionen mit Tieftemperatureinfluss. Er kam zu dem Schluss, dass sowohl konventioneller Baustahl als auch Stähle mit hohen Anteilen an Kohlenstoff, sogenannte Kohlenstoff- oder Carbonstähle, aufgrund ihrer kristallinen Struktur und ihrem

spröden Bruchverhalten bei Tieftemperatureinfluss gänzlich ungeeignet sind. Hingegen können analog zur Dichtigkeitsschicht Stähle mit 9%igem Nickelanteil als Bewehrung für Betonbauwerke mit Tieftemperatureinfluss empfohlen werden. Anknüpfend daran konzentrierten sich spätere unabhängig voneinander durchgeführte Forschungsvorhaben von DAHMANI et al. [45] (2007), TALBOT et al. [250] (2009) und Hoyle et al. [117] (2013) in erster Linie auf die Optimierung des äußeren Betonzylinders. TALBOT [250] untersuchte 2009 die äußeren Betonstützwände von Flüssiggasspeichern (siehe Bild 2.1) hinsichtlich der möglichen Einsetzbarkeit von selbstverdichtendem Beton (SCC), um die Bauzeit eines in Texas geplanten Flüssiggasspeichers signifikant zu verkürzen. Analog zu den Untersuchungen von DAHMANI et al. [45] lag auch hier das maßgebliche Augenmerk auf dem notwendigerweise einzukalkulierenden Havarielastfall und dem damit verbundenen Kontakt zwischen Beton und tiefkaltem Fluid. Entsprechend den Ausführungen von WIEDEMANN kam auch TALBOT et al. innerhalb ihrer Untersuchungen zu dem Schluss, dass sowohl die Permeabilität des zu betrachtenden Betons als auch das Festigkeitsverhalten innerhalb einer tiefkalten Umgebung signifikant vom Feuchtegehalt des Betons abhängig sind. Entgegen der Erkenntnisse von DAHMANI et al. und WIEDEMANN stellten sie für den von ihr entwickelten, selbstverdichtenden Beton (SCC) nur marginale Einbußen von 2-5% hinsichtlich der Druck- und Zugfestigkeit nach 20 Frostwechseln fest. Übereinstimmend zu den Ausführungen von WIEDEMANN und TALBOT et al. stellte auch DAHMANI et al. eine maßgebliche Abhängigkeit zwischen Feuchtegehalt, Porenraum und dem Festigkeitsverhalten des von ihnen bei Tieftemperatur untersuchten NHC fest. Die innerhalb ihrer Untersuchungen festgestellten Festigkeitsverluste des Betons führten DAHMANI et al. dabei auf die fortwährende, durch Eiskristallbildung hervorgerufene Rissbildung zurück. Ein Versuch mit mehrfachen Frostwechseln resultierte in statistisch zunehmenden Festigkeitsverlusten und bestätigte diese Annahme, solange das Porensystem des Betons ausreichend Wasser enthielt, um eine Eisbildung zu ermöglichen. Unter Verwendung eines Finite-Elemente-Programms (kurz: FEM) versuchte DAHMANI in 2010/ 2011 die sich aus dem starken Temperaturgradienten ergebenden Zugspannungen innerhalb des Betonquerschnitts numerisch abzubilden [43], [44]. Er stellte fest, dass die sich bildenden Mikrorisse über die Zeit stark zunehmen und eine potenzielle Gefahr für die Tragfähigkeit und Dichtigkeit des Speichers darstellen. Als Lösungsansatz schlug er die Vorspannung der einzelnen Speichersegmente, die Einbringung von geeigneten Bewehrungsstählen sowie die Verwendung von hochwertigerem Beton und hochwertigerer Dämmung vor. Eine alternative Nutzung von Leichtbeton zur besseren Kompensation der von WIEDEMANN [270] beschriebenen Eiskristallbildung/ Ausbreitung sei ebenfalls zielführend.

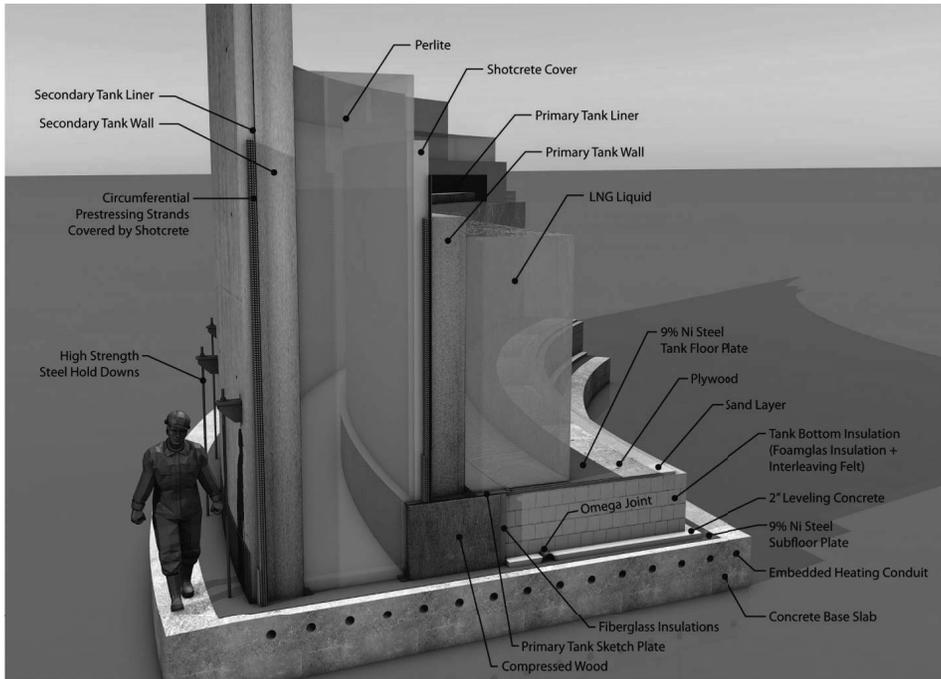


Abb. 2.2: Konzeptentwurf des modularen C^3T -LNG-Speichers der Firmen Chevron Energy Technology Company und Chevron Australia, Ltd. aus dem Jahre 2013. Das System besteht aus zwei vorgespannten und mit Spritzbeton überzogenen NHC-Betonzylindern. Beide Zylinder sind mit einer Chrom-Nickel-Legierung ausgekleidet und der Raum zwischen den Zylindern ist mit einer Perlite-Dämmung gefüllt vgl. [117]

Ähnlich den Untersuchungen von TALBOT et al., widmeten sich auch die Untersuchungen von Hoyle et al. [117] vornehmlich dem Ziel einer schnelleren und kostensparenden Konstruktion von Flüssiggasspeichern. Das hierbei untersuchte Konzept eines modularen Flüssiggasspeichers aus Betonfertigteilen beinhaltete nach wie vor zwei konzentrische Betonzyylinder mit Zwischendämmung und jeweils einer Dichtigkeitsschicht aus einer Chrom-Nickel-Stahl-Legierung (siehe Abb.2.2). Deutlich zu erkennen sind zudem die von DAHMANI vorgeschlagenen vorgespannten Betonschalen sowie eine verhältnismäßig starke Schicht an Perlit-Dämmung.

2.1.2 Zur chronologischen Entwicklung von Langzeitwärmespeichern aus Beton

Analog zu den Untersuchungen von Flüssiggasspeichern durch [270] und [164] führten ROSTÁSY und BUDELMANN [215] Anfang der 1980er Jahre Untersuchungen hinsichtlich der Dauerhaftigkeit von Beton bei temperaturbedingter Beanspruchung durch. Diese bildeten 1986 neben weiteren Untersuchungen die Grundlage für die Langzeitmaterialuntersuchung eines zur Speicherung von solarthermischer Energie geplanten Langzeitwarmwasserspeichers in Wolfsburg [216]. Innerhalb dieser vornehmlich auf Temperaturen zwischen $20^{\circ}\text{C} < T \leq 95^{\circ}\text{C}$ ausgelegten Untersuchungen wurden mehrere NSCs betreffend ihres Festigkeits- und Verformungsverhaltens sowie hinsichtlich ihres Temperatur- und Korrosionsverhaltens untersucht. Das Hauptaugenmerk dieser Untersuchungen lag dabei größtenteils auf der Analyse der mechanischen Betonkennwerte wie Druck-, Zug- und Spaltzugfestigkeit und deren Verhalten gegenüber erhöhter Temperatur- und Feuchtebeanspruchung. Bauphysikalische Untersuchungen sowie Untersuchungen zur Dampf- und Wasserdurchlässigkeit wurden nicht durchgeführt [128].

Die Betonzusammensetzungen der untersuchten Normalbetone unterschieden sich ausschließlich in ihrer Zementart, Zuschlagart und der Menge an zugegebener Flugasche. Sowohl der Wasserzementwert (kurz: W/Z-Wert) als auch der Bindemittelgehalt blieben weitestgehend konstant. Man stellte fest, dass die untersuchten Betone (vornehmlich quarzitischer und Kalksteinbeton) beim Implizieren einer gegenüber der Normlagerung von 20°C abweichenden Lagerungstemperatur von $T = 95^{\circ}\text{C}$ maßgebliche Druck-, Spaltzugfestigkeits- und Emodulverluste in Höhen von 10-30% aufwiesen. Des Weiteren erreichte die zeitabhängige Dehnung infolge Kriechen und Schwinden bei $T = 95^{\circ}\text{C}$ nach 40-tägiger Belastung einen fast 4-mal so hohen Wert wie gegenüber einer Lagerung bei 20°C . Eine diesbezüglich durchgeführte Ursachenanalyse zeigte, dass weder die Zementart noch die Dauer der Einlagerung oder ein Wechsel zwischen zyklischer und stationärer Klimaeinwirkung einen Einfluss auf das Festigkeitsverhalten zu haben schienen. Dementgegen konnten die mit Flugasche hergestellten Betone die Festigkeitsverluste weitestgehend kompensieren, was nach heutigen Erkenntnissen eindeutig auf eine puzzolanische Reaktion und dem Abbau von festigkeitsmindernden Calciumhydroxid (siehe Abschn. 4.1.1) zurückzuführen ist. Die nach längerer Einlagerung (120d) festgestellten mitunter sogar höheren Festigkeiten sind ein weiterer Beweis dafür [177].

Neben den Festigkeitsversuchen legten ROSTÁSY und BUDELMANN in weiteren, parallel dazu durchgeführten Untersuchungen den Fokus auf das Verformungsverhalten unter erhöhter Temperatur- und Feuchtebeanspruchung. Sie stellten fest, dass eine Aufheizung unter Last einen anfangs vergleichbar hohen

Kriechgeschwindigkeitsanstieg zur Folge hatte, der allerdings nach Beendigung der Aufheizung stark stagnierte und nach einiger Zeit betragsmäßig die gleiche Endverformung erreichte wie eine Aufheizung ohne Lasteinwirkung.

Aufbauend auf den Ergebnissen von ROSTÁSY und BUDELMANN [215] entstand 1994 der erste Prototyp eines erdbedeckten Langzeitwarmwasserspeichers in Rottweil [113] mit einem Volumen von 600 m^3 . Anlehnend daran entstanden ab Mitte der 1990er Jahre deutschlandweit nach und nach zahlreiche Langzeitwarmwasserspeicher [188] (siehe Tabelle A.1.1), die sich fortan weiterentwickelten. Ähnlich den Optimierungsansätzen im Flüssiggasspeicherbau konzentrierten sich zu dieser Zeit auch die Entwicklungsansätze im Langzeitwärmespeicherbau zunächst auf die Effizienz des Speichers und die Senkung der Baukosten. Dementsprechend konzentrierten sich auch REINECK und LICHTENFELS bei der Planung des 1996 in Friedrichshafen (D) gebauten und nach wie vor zu den größten ausgeführten Speicherprojekten innerhalb Deutschlands gehörenden Langzeitwarmwasserspeichers vornehmlich auf die Verbesserung des solaren Deckungsgrades der gekoppelten Solarthermie-Anlage sowie einer optimierten Werkstoffauswahl zur Senkung der Baukosten [128], [169], [204]. Einen anderen Ansatz zur Effizienzsteigerung und Senkung der Baukosten wählte man beim Bau des Langzeitwarmwasserspeichers in Hamburg-Bramfeld. Auf der Grundlage, dass eine Kugel das günstigste O/V-Verhältnis besitzt, näherte SCHULTZ et al. [229] die Form des Wärmespeichers der einer Kugel an, minimierte damit geometrische Wärmebrücken und verminderte durch den reduzierten Bodenaushub die Baukosten. Entsprechende bauphysikalische Untersuchungen sowie Untersuchungen zur Dampf- und Wasserdurchlässigkeit wurden in beiden Speicherkonzepten nicht eingehend untersucht [128].

Analog zur Entwicklung der Flüssiggasspeicher übernahm auch die in den Langzeitwarmwasserspeichern verbaute Betonkonstruktion bis zu diesem Zeitpunkt nur statisch-konstruktive Aufgaben. Bereits innerhalb der Planungsphase des Langzeitwarmwasserspeichers in Rottweil stellte man fest, dass ein maßgeblicher Flüssigkeitstransport durch die poröse Struktur der Betonkonstruktion zwingend zu vermeiden ist, um eine Durchfeuchtung der außenliegenden Wärmedämmung zu verhindern. Diesbezüglich wurde die notwendige Dichtigkeit der Konstruktion ebenfalls über eine vergleichbar teure 0,50 bis 1,25 mm starke Edelstahlauskleidung (Innenliner), aber auch anderweitig über Kunststoffdichtungsbahnen und/oder Sperrschichtbahnen realisiert (siehe Abbildung 2.3).

Diese Problematik aufgreifend, hatten die Untersuchungen von JOOß [128] und REINECK et al. [203] das Ziel, auf die bisher dichtigkeitsgebende Edelstahlauskleidung zu verzichten und stattdessen die eigentliche Betonkonstruktion weitestgehend fluid-impermeabel auszuführen. Daraus resultierend wurde der

maßgebliche Fokus der Untersuchungen auf die Temperaturabhängigkeit der im Beton stattfindenden Transportprozesse (Permeabilität, Diffusion und kapillares Saugen) sowie auf den Existenzbeweis von Selbstheilungs- und Auslaugungsprozessen im Beton und deren Abhängigkeit von der Temperatur gelegt.

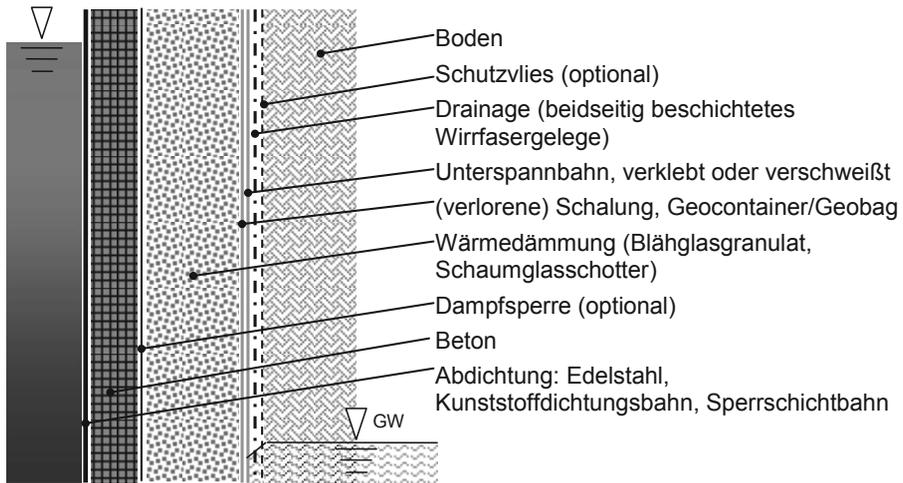


Abb. 2.3: Wandaufbau eines erdbedeckten Behälter-Wärmespeichers mit Wärmedämmung außen und zusätzlichem Schutzvlies zur Anwendung im Grundwasser (GW) nach [188]

Für Vergleichszwecke untersuchte JOOß unterschiedliche Betonmischungen (Copolymerisatbeton¹, hochfesten Beton, Feinkornhochleistungsbeton, selbstverdichtenden Beton und WU-Beton) unter Einfluss eines Temperaturgradienten von $20^{\circ}\text{C} < T \leq 80^{\circ}\text{C}$ hinsichtlich ihrer Verarbeitbarkeit, Festigkeit und Dichtigkeit. Die zur Untersuchung des gekoppelten Wärme- und Stofftransports durchgeführten numerischen Berechnungen wurden dabei mit Hilfe des Simulationsprogramms WUFI[®] erarbeitet.

Man stellte fest, dass sich bei Zunahme des Temperaturgradienten auch eine Zunahme des Stofftransports einstellen würde, woraus sich eine mögliche Durch-

¹Bezeichnung für einen kunststoffmodifizierten Zementmörtel oder Beton, der durch die Zugabe der Kunststoffgruppe Butadien-Copolymerisat in seinem Wasseraufnahmevermögen verringert wurde [94]

feuchtung der Wärmedämmung im Lastbetrieb ergeben würde. JOOß machte diesbezüglich die Einschränkung, dass sich die vorhandenen Programmvorgaben nur mit Einschränkungen eignen. Konstante oder innerhalb des Programms fest definierte Kenngrößen, wie z. B. der Diffusionskoeffizient, können ebenso zu Fehlern führen wie nicht editierbare Materialkennwerte. Hinsichtlich der Festigkeit, der Verarbeitbarkeit und der generellen Einsetzbarkeit der untersuchten Betone stellte JOOß fest, dass der anfangs favorisierte Copolymerisatbeton aufgrund großer Festigkeits- und Durchlässigkeitsstreuungen sowie einer zu hohen Empfindlichkeit gegenüber weiteren Betonzusätzen für den Bau von Wärmespeichern ungeeignet ist.

Dementgegen erwies sich der untersuchte Feinkornhochleistungsbeton (FHB) und selbstverdichtende Beton (SVB) aufgrund von entsprechend guten Verarbeitungs-, Festigkeits- und Dichtigkeitsergebnissen für den Bau von Wärmespeichern als einsetzbar. Die im Gegensatz zum WU-Beton vergleichbar geringe Permeabilität und Diffusivität der beiden Betone wurde dabei maßgeblich durch den Einsatz von Zusatzstoffen wie Microsilica, Flugasche oder Kalksteinmehl erreicht. JOOß gibt diesbezüglich an, dass neben dem bereits im Entwurf zu optimierenden Gefügebau des Betons, vor allem auch auf eine optimale Nachbehandlung geachtet werden muss. Andernfalls auftretende Schwindrisse im jungen Beton würden mit einer Verschlechterung der Dichtigkeit einhergehen. Des Weiteren stellte JOOß in [128] fest, dass die Durchlässigkeit von Betonen streng an die Druckfestigkeit der Betone gekoppelt ist und diese mit zunehmender Festigkeit sinke. Dementsprechend hätten hochfeste Betone aufgrund ihres dichteren Gefüges, geringeren W/Z-Wertes und der Zugabe von Zusatzstoffen eine wesentlich geringere Durchlässigkeit als weniger feste Vergleichsbetone [128].

Nicht an die Festigkeit des Betons gebunden ist dagegen die Auslaugung von Calcium. Diese resultiert vornehmlich aus dem Vorhandensein von im Zement befindlichen Calciumhydroxid. Diesbezügliche Versuche von JOOß zeigten, dass Betone mit hohem Zementanteil deutlich höhere Auslaugungsraten als andere Betone aufwiesen. Hinsichtlich der Selbstheilung von Rissen im Beton schlussfolgerte JOOß daran anlehnend, dass Rissweiten von 0,10 mm als problemlos angesehen werden können und durch Selbstheilungsvorgänge (nachträgliche Aktivierung von unhydratisierten Zementpartikeln) geschlossen werden. Zudem begünstigte eine Zunahme der Temperatur das Selbstheilungsverhalten. Eine entsprechende Umsetzung der durch JOOß [128] und REINECK et al. [203] erarbeiteten Ergebnisse fand im Jahre 2000 mit dem Bau eines Langzeitwärmewasserspeichers für die Exposition in Hannover [188] [28] statt. Aufbauend auf den von JOOß und REINECK durchgeführten Untersuchungen legte OCHS in 2007 [188] den Fokus auf die Optimierung der Speicherhülle und die Entwicklung neuer Konzepte zur Senkung der Baukosten von Erdbecken-Wärmespeichern.

Unter der Annahme einer sinkenden Relevanz der über die Speicherhülle abgegebenen Wärmeverluste bei Vergrößerung des Speichervolumens (Optimierung des A/V-Verhältnisses = sinkende Bedeutung geometrischer Wärmebrücken) kommt OCHS in Bezug auf die geplante Baukostensenkung zu dem Schluss, dass sich die spezifischen Kosten eines Erdbecken-Wärmespeichers nur in Größenordnungen von 100.000 m^3 signifikant senken lassen. Er erklärt weiter, dass der kurz bis mittelfristige Bedarf in Deutschland eher bei Wärmespeichern mit Volumina im Bereich zwischen 500 m^3 und 10.000 m^3 liegen werde und daraus resultierend eine Minimierung der Wärmeverluste nur durch eine Optimierung des Speicherhüllenaufbaus erreicht werden kann.

OCHS stellte innerhalb seiner Untersuchungen fest, dass der von JOOß verfolgte Ansatz zur Verwendung von Feinkornhochleistungsbeton (FHB) als Barriere-schicht/ Speicherwand sowie dem Verzicht auf die bisher dichtigkeitsgebende Edelstahlauskleidung langfristig keinen Schutz vor einer Durchfeuchtung der Wärmedämmung bietet und somit einem Leistungsabfall (Degradation) der Dämmung Vorschub gibt. Als Ursache für die Durchfeuchtung der Dämmung führte er die Wasserdampfdiffusion vom Speicherinneren oder einen möglichen Feuchteintrag über das umliegende Erdreich an. Die hierzu durchgeführten umfangreichen bauphysikalischen und thermodynamischen Betrachtungen zur Abhängigkeit der effektiven Wärmeleitfähigkeit von Wärmedämmstoffen als Funktion der Temperatur und des Wassergehalts wurden dabei mittels eines im Rahmen der Untersuchungen weitestgehend modifizierten Simulationsmodells auf Basis des LV-VDI-Wärmeatlas [189] realisiert.

Resultierend aus den Ergebnissen der Vorbetrachtung konzentrierte sich OCHS bei der Optimierung der Speicherhülle vornehmlich auf die Verwendung von Diffusion/Kunststoffdichtungsbahnen sowie auf den Einsatz einer schwimmenden oberen Speicherabdeckung aus Stahl mit innenliegender passiv-evakuierten Wärmedämmung (Vakuum-Sandwich-Element, siehe Kapitel 2.2). Eine entsprechende Umsetzung der von OCHS erarbeiteten Erkenntnisse fand unter anderem in den Pilotprojekten in München, Crailsheim sowie Eggenstein-Leopoldshafen statt.

Zusammenfassend betont OCHS vor allem den weiterführenden und notwendigen Forschungsbedarf in der Entwicklung von feuchte- und temperaturunempfindlichen Wärmedämmungen sowie der weiteren Untersuchung temperatur- und alterungsbeständiger Polymere.

Ein diesbezüglich möglicher Ansatz liegt dabei gegebenenfalls in der Hochleistungsdämmtechnik.

2.2 Stand der Technik: Hochleistungsdämmstoffe und Vakuumdämmungen

Der Begriff „Hochleistungsdämmstoff“ ist weder genormt noch klassifiziert er ein bestimmtes Leistungsmerkmal oder eine bestimmte Art von Dämmstoffen. Vielmehr hebt sich ein Hochleistungsdämmstoff anhand einer ganzen Reihe von physikalischen, aber auch anwendungsorientierten Leistungsparametern von anderen „konventionellen“ Wärmedämmstoffen ab. So kann bspw. eine Perimeterdämmung mit überdurchschnittlich hohen Druckfestigkeitswerten gegenüber einer Mineralwolle durchaus als Hochleistungsdämmstoff eingestuft werden. Klassisch hingegen hat sich eine Einteilung der Dämmstoffe hinsichtlich ihrer Wärmeleitfähigkeit sowie ihrer möglichen Querschnittsabmessungen weitestgehend durchgesetzt. In Anlehnung daran sollen alle, mit Verweis auf Tabelle A.2.1, in dieser Arbeit erwähnten Dämmstoffe mit einem $\lambda \leq 0,030 \text{ W/(mK)}$ nachfolgend als „Hochleistungsdämmstoffe“ gelten.

Mit Bezug auf die gewünschte Erhöhung der Teilchenmasse besteht ein erster Ansatz zur Leistungssteigerung „konventioneller“ Wärmedämmstoffe darin, dass schwerere Gase, wie z.B. Cyclopentan (früher Trichlorfluormethan bzw. R11) oder Kohlenstoffdioxid mit einer jeweils geringeren Wärmeleitfähigkeit (siehe Tab. C.1.4) als der von Luft eingesetzt werden, um geschlossenzellige Wärmedämmungen (z.B. Polyurethanschäume - kurz: PUR) herstellungsbedingt aufzuschäumen. Im Falle eines mit Cyclopentan extrudierten Polyurethanschaums können so Wärmeleitfähigkeiten von weniger als $0,022 \text{ W/(mK)}$ erzielt werden [27, 230]. Nachteilig ist, dass ohne entsprechende diffusionsdichte Abdichtung der einzelnen gasgefüllten Porenräume die eingesetzten Zellgase infolge Diffusionsvorgängen nach und nach durch Luft und Wasserdampf ersetzt werden, wodurch die Wärmeleitfähigkeit des Dämmkörpers über die Zeit wieder zunimmt (siehe Abb. C.2.5). Den zweiten Ansatz zur Leistungssteigerung „konventioneller“ Wärmedämmstoffe bildet die baupraktische Nutzbarmachung von amorphem Siliciumdioxid, besser bekannt als Aerogel. Gemäß dem physikalischen Ansatz zur Minimierung des Porendurchmessers und der damit gewünschten Systemgrenzenüberschreitung der mittleren freien Weglänge, wurde bereits in den 1960er Jahren ein Verfahren entwickelt, um nanoporöse Dämmstoffe auf Silikatbasis herzustellen [16, 275]. Durch das Ausfällen von Silicatlösungen (Natriumsilicatlösung oder Tetramethylorthosilikatlösung) entsteht hierbei ein ausgeprägtes, dendritisches Festkörpergerüst, dessen Festkörperanteil aus sehr feinen, untereinander verbundenen Siliciumdioxid-Tetraedern besteht. Aus einer im Nachgang durchgeführten Trocknung verbleibt abschließend eine hochporöse Festkörperstruktur, bei der die Wärmeleitung über den marginalen Festkörperanteil weitestgehend vernachlässigt werden kann.

Die eigentliche Zielstellung bezüglich der Entwicklung einer so feinen Porenstruktur, dass selbst Luftmoleküle durch die Porenraumgrenzen gänzlich in ihrer Bewegung gehindert werden (Wärmeleitung dann nur noch über Eigenschwingung möglich), konnte nicht in Gänze erfüllt werden. Dennoch konnte ein nanoporöser Feststoff entwickelt werden, der mehrheitlich aus mit Luft gefüllten Poren besteht (Anteil am Gesamtvolumen ca. 80 – 99%) und der Wärmeleitfähigkeiten zwischen $\lambda = 0,012 - 0,021 \text{ W/(mK)}$ erreichen kann.

Maßgebliche Nachteile ergeben sich bei Aerogelen vornehmlich durch die hohen Herstellungskosten und die sehr geringe mechanische Stabilität [155]. Da Aerogele bereits bei geringer mechanischer Beanspruchung zu einem sehr feinen Pulver zerfallen können, ist es üblich, den Aerogel-Festkörper durch außenliegende Trägerstrukturen bzw. festigkeitsgebende Ummantelungen zu schützen. Innerhalb des Bauwesens und der Verfahrenstechnik finden Aerogele vornehmlich als Hybridkonstruktion mit Steinwolle oder innerhalb von Vakuumdämmungen Anwendung. Letztere kennzeichnen dabei einen weiteren Ansatz zur Leistungssteigerung „konventioneller“ Wärmedämmstoffe.

Vakuumdämmungen bestehen im Wesentlichen aus einer gasdichten Hülle und einem mikroporösen, offenporigen und weitestgehend druckstabilen Kernmaterial, das zur Verringerung der Wärmeleitung zusätzlich evakuiert wird. Im herkömmlichen Sinne sind Vakuumdämmungen somit keine reinen Dämmstoffe mehr, sondern bereits vorgefertigte, industriell hergestellte Dämmsysteme, deren maßgebliches Einsatzfeld innerhalb von Spezialanwendungen liegt.

Als Kernmaterialien werden neben Mineralwolle vornehmlich mikroporöse Polysterole, Polyurethane, Silicat-Aerogele sowie gefälltes amorphes Siliciumdioxid (Kieselsäureanhydrid) oder pyrogenes amorphes Siliciumdioxid verwendet. Resultierend aus der mikroskopischen Struktur der verwendeten Kerndämmungen kann die mittlere freie Weglänge bereits bei einer Drucksenkung auf 1.000 Pa (= 10 mbar) deutlich über die Systembegrenzungen angehoben werden, wodurch Wärmeleitfähigkeiten von mitunter $\lambda = 0,004 \text{ W/(mK)}$ (evakuierte pyrogenes amorphes Siliciumdioxid) erreicht werden können [70]. Unter Bezugnahme von Gleichung 4.32 ergibt sich die vergleichsweise niedrige Wärmeleitfähigkeit einer Vakuumdämmung somit ebenfalls aus der Systemgrenzenüberschreitung der mittleren freien Weglänge sowie zusätzlich aus der Reduzierung der Teilchenanzahl (N).

Dieses physikalische Prinzip nutzend, werden innerhalb des Bausektors mehrere unterschiedliche Typen von Vakuumdämmelementen angeboten, die sich vor allem in der Art ihrer Umhüllung und hinsichtlich des verwendeten mikroporösen Kernmaterials unterscheiden [230]. Vakuumdämmungen mit einer mehrlagigen Hülle aus Verbundfolien werden im Allgemeinen als Vakuum-Isolations-Paneele (kurz: VIP) bezeichnet. Das hierbei eingesetzte Kernmaterial besteht

größtenteils aus pyrogenen oder gefällten amorphen Siliciumdioxid, welches in einer Vakuumkammer in ein hoch gas- und wasserdampfdichtes Hüllmaterial eingeschweißt wird [70]. Das Hüllmaterial selbst besteht dabei im Wesentlichen aus komplexen Mehrfachlaminaten (meist in Verbindung mit metallisiertem Polyethylen oder Polypropylen) bzw. seltener aus laminierten Metallfolien.

Nachteilig ist, dass die Größe von VIP-Elementen, bedingt durch den Herstellungsprozess, maßgeblich an die Größe der Vakuumkammer gebunden ist und somit nur vordefinierte Elementgrößen realisierbar sind. Zudem sind VIP aufgrund des nur wenig druckstabilen Gesamtaufbaus sehr empfindlich gegenüber mechanischen Einwirkungen und können nicht nachträglich zugeschnitten oder bauseitig angepasst werden. Bezugnehmend darauf bieten Vakuumdämmungen mit einer verschweißten Hülle aus Edelstahl einige Vorteile.

Im Gegensatz zum VIP besteht die Hülle dieser als VIS (Vacuum Insulating Sandwich) bezeichneten Vakuumdämmungen aus zwei Deckelblechen (Ober- und Unterseite) und zwei seitlich daran verschweißten Membranprofilen, über welche die Gasdichtigkeit des Dämmelements realisiert wird. Darüber hinaus befindet sich in einer der beiden Deckelsegmente ein sogenannter Evakuierungsflansch, über den das VIS-Element mittels einer Vakuumpumpe evakuiert wird. Anders als beim VIP wird das erforderliche Vakuum somit nicht im Vorfeld innerhalb einer Vakuumkammer realisiert, sondern lässt sich später, mitunter sogar baustellenseitig implizieren. Ohne die Bindung an eine notwendige Vakuumkammer lassen sich mit dieser Technik im Vergleich zum VIP deutlich größere Segmente herstellen. Des Weiteren sind sie aufgrund ihres besseren Verbundverhaltens weniger druckempfindlich und können dahingehend auch als selbsttragende Fassadenelemente eingesetzt werden. Für größere statische- bzw. lastabtragende Aufgaben sind aber auch die Hüllschichten der VIS-Elemente ungeeignet. Ein weiterer Nachteil ergibt sich zudem aus der notwendigen Schweißarbeit (vornehmlich Wolfram-Inertgas-Schweißen) der zum Teil filigranen Verbindung zwischen Deckenschichten und seitlicher Membran. Daran anknüpfend ergeben sich, ähnlich dem VIP, auch beim VIS-Element zum Teil hohe Produktionskosten aufgrund der diffizilen Herstellungsschritte sowie der verwendeten Baumaterialien [277].

Den Umstand zu hoher Herstellungskosten aufgreifend entwickelte die Technische Universität Dortmund 2011 im Rahmen eines Forschungsprojektes das sogenannte VIGS-Element (Vacuum-Insulation-Glas-Sandwich). Im Gegensatz zum VIS-Element wurden hier die vergleichsweise teure Edelstahlhülle durch Glas-, und das amorphe Siliciumdioxid (Kernmaterial) durch Mineralfasern ersetzt. Neben der kostenintensiven Bearbeitung des Siliciumdioxids (ausfällen/ Hochtemperaturpyrolyse in der Knallgasflamme) konnte so auch auf die mitunter kostenintensiven Schweißarbeiten im Randbereich eines VIS-Elements verzichtet werden. Die gasdichte Abdichtung der einzelnen Hüllelemente ergibt sich beim VIGS-Element über eine mit einem Fluorkautschukpolymer durchgeführte Klebedichtung. Die

Evakuierung des Elements wird dabei nicht über Evakuierungsflansche wie beim VIS realisiert, sondern analog zum VIP innerhalb einer stationären Vakuumkammer [278].

Den gegenwärtigen Stand der Technik im Bereich der Vakuumdämmstoffe kennzeichnen die derzeit noch immer in der Entwicklung befindlichen schaltbaren Wärmedämmpaneele (kurz: SWD-Paneel). Im Gegensatz zu herkömmlichen Vakuumisoliations-Paneelen befindet sich im Inneren eines SWD-Paneels eine Kapsel mit Metallhydrid (*Bezeichnung für eine Verbindung aus Metall und Wasserstoff, bei der elementarer Wasserstoff nach längerem Kontakt mit einem Metall über Adsorption direkt innerhalb des Metallgitters eingebaut wurde vgl. [274]*), die bei Bedarf über eine elektrische Spannung beheizt werden kann. Durch eine entsprechende Wärmeeinwirkung (ca. 300°C) werden kleine Mengen an gebundenem Wasserstoff aus der Metallstruktur freigesetzt und erhöhen so den Innendruck innerhalb des Vakuumisoliations-Paneels. Ein Anstieg der Wärmeleitfähigkeit ist die Folge. Durch Abkühlung wird der Wasserstoff wieder resorbiert, der Druck verringert sich wieder und die Wärmeleitfähigkeit sinkt. Nachteilig sind die benötigte elektrische Leistung zur Erwärmung der Metallhydridkapsel sowie auch hier die herstellungsbedingten festen und vergleichsweise kleinen realisierbaren Elementabmessungen [24, 83].

2.2.1 Grenzen der passiven Vakuumdämmung

Gemäß der vorhergehenden Ausführungen lässt sich zusammenfassend feststellen, dass mit der Verwendung eines mikroporösen Kernmaterials, bei dem die mittlere freie Weglänge um ein Vielfaches größer ist als der betrachtete Porendurchmesser, eine Vakuumdämmung bereits bei Normaldruck sehr gute Wärmeleitfähigkeitswerte (0,018 W/(mK) gemäß [70]) aufweist. Durch ein entsprechendes Abpumpen des Zellgases (Evakuieren auf unter 1.000 Pa) lassen sich darüber hinaus die Wärmeleitfähigkeitswerte zusätzlich um den Faktor 4 senken. Ein gut evakuiertes, trockenes VIP mit einem Kernmaterial aus pyrogenem amorphem Siliciumdioxid kann unmittelbar nach der Herstellung im Zentrum des Paneels (center of panel – cop) ein $\lambda_{cop}=0,004$ W/(mK) erreichen [70].

Es wird deutlich, dass der abgeleitete bautechnische Nutzen einer solchen Dämmung, welcher sich durch die mögliche Reduzierung der Dämmschichtdicke ergibt (Raumgewinn bei gleichbleibenden Wärmedämmeigenschaften), maßgeblich von einem bestehenden Vakuum abhängt.

Hieraus ergeben sich vor allem bei der Verwendung von passiven Vakua² definierte Grenzen hinsichtlich der dauerhaften Einsetzbarkeit von Vakuumdämmungen. Analog zur bereits diskutierten mechanischen Beanspruchung von Vakuumdämmelementen hätte eine entsprechende Beschädigung der Hülle einen relativ schnellen Anstieg des Innendruckes zur Folge, was zu einem vollständigen Verlust des druckbezogenen Wärmedämmvermögens führen würde. Da das Vakuum nicht aktiv aufrechterhalten wird, würden dem Dämmelement nachfolgend ausschließlich die Wärmeleitfähigkeitswerte bei Normaldruck verbleiben. Baukonstruktiv erschwerend kommt hinzu, dass aufgrund der reduzierten Dämmschichtdicke nur sehr geringe Dämmstärken (20 mm) verbleiben, die im Vergleich zu einer ursprünglich ausgeführten „konventionellen“ Dämmung (Materialstärke = 200 mm, $\lambda=0,04$ W/(mK)) schlechtere Dämmeigenschaften (U- bzw. k-Werte) besitzen. Erst ab einer Dämmstärke von ≥ 40 mm sind Vakuumdämmelemente auch bei vollständigem Verlust des druckbezogenen Wärmedämmvermögens einer „konventionellen“ Dämmung wieder ebenbürtig.

Neben der mechanischen und chemischen Widerstandsfähigkeit eines Vakuumdämmelements ergeben sich aber auch zeitbezogene Grenzen für den dauerhaften Einsatz von Vakuumdämmungen.

Alterung von Vakuumdämmungen

Untersuchungen zur Altersbeständigkeit von Vakuumdämmungen durch ERB et al. [70] ergaben, dass angetrieben durch den großen Gesamtdruck- und Konzentrationsunterschied zwischen Umgebung und evakuiertem Kernmaterial, geringe Mengen an Luft infolge von Strömungs- und Diffusionsprozessen in das Dämmelement eindringen. Diese vornehmlich über minimale Undichtigkeiten, wie Schweißnähte oder die dünnen Metallschichten des Hüllmaterials, eintretenden atmosphärischer Gasmoleküle, führen zu einer langsamen Erhöhung des Innendruckes und zu einer kontinuierlichen Reduzierung des druckbezogenen Wärmedämmvermögens. Darüber hinaus führt der mit der eintretenden Luft mitgebrachte Wasserdampf zu einer Ansammlung von Feuchtigkeit innerhalb des hygroskopischen Stützkörpers, was zusätzlich zu einer kontinuierlichen Verschlechterung der Wärmeleitfähigkeit des eigentlichen Kernmaterials führt.

²Bezeichnung für ein einmalig erzeugtes Vakuum -> Analog zum Herstellungsprozess von VIP, VIS und VIGS wird einmalig ein Vakuum innerhalb des Stützkörpers erzeugt und durch eine entsprechende Hüllkonstruktion eingeschlossen. Da das Vakuum nicht aktiv aufrechterhalten wird, wird dieses Vakuum als „stehendes“ bzw. „passives“ Vakuum bezeichnet

Tab. 2.1: Alterungseffekte am Beispiel der VIP: Tabelle zeigt Maximalwerte für verschiedene Größen eines VIP (Hüllmaterial aus metallisierten polymeren Laminaten) auf der Grundlage eines gut evakuierten, trockenen VIP ohne Einfluss des Wärmebrücken-Randeffekts $\lambda_{cop}=0,004 \text{ W}/(\text{mK})$ nach Erb et. al [70]

VIP Abmessungen		50 x 50 x 2 cm ³	100 x 100 x 2 cm ³
Anstieg des Innendrucks	[Pa / Jahr]	200	100
Zunahme des Feuchtegehalts	[kg / (kg · Jahr)]	2×10^{-3}	2×10^{-3}
Wärmeleitfähigkeit λ_{cop} (nach 25 Jahren)	[W / (m · K)]	8×10^{-3}	7×10^{-3}

Betrachtet man in diesem Kontext die durchschnittliche Einsatzzeit eines Vakuumdämmelements (≈ 25 Jahre), so verläuft der Druckanstieg bis zum Erreichen einer Gleichgewichtssituation (Atmosphärische Verhältnisse) nahezu linear. Dem entgegen kann beim Feuchtegehalt, welcher zusätzlich abhängig von den atmosphärischen Randbedingungen (Wasserdampfpartialdruck und Temperatur) ist, bereits innerhalb dieser Zeitspanne eine Sättigung eintreten. Diese liegt nach Angaben von Erb et al. bei ca. 0.04 kg/kg [70, 119, 240]. Wann dieser Zustand eintritt, ist dabei maßgeblich davon abhängig, welche Ausmaße die Undichtigkeiten im Schweißgefüge haben bzw. wie groß die Fehlstellen in den metallischen Atomgitterstrukturen des Hüllmaterials sind. Zudem spielen nach Angaben von SIMMLER und BRUNNER [240] weitere Parameter wie die Art des Hüllmaterials, die Elementabmessungen und die Materialstärke des Dämmelements, vor allem aber die Temperatur und Feuchte des Kernmaterials zum Zeitpunkt der Evakuierung, eine wesentliche Rolle [70].

Tab. 2.2: Schweizer Planungswerte für verschiedene VIP-Fabrikate (Hüllmaterial aus laminierten Aluminiumfolien oder metallisierten polymeren Laminaten) auf der Grundlage eines gut evakuierten, trockenen VIP ohne Einfluss des Wärmebrücken-Randeffekts $\lambda_{cop}=0,004 \text{ W}/(\text{mK})$ nach Erb et. al [70]

Planungswerte		λ_{cop}
AF: laminierte Aluminiumfolie	[W / (m · K)]	6×10^{-3}
MF: mehrlagig metallisierter Film	[W / (m · K)]	8×10^{-3}

Als Reaktion auf die zeitbezogenen und somit teilweise nur schwer nachvollziehbaren Leistungsschwankungen innerhalb von Vakuumdämmelementen wurde in der Schweiz bereits ein Sicherheitszuschlag für Vakuumdämmsysteme vereinbart. Dieser in der Planungsphase zu verwendende Sicherheitszuschlag von 0,004

W/(mK) zum bereits bestehenden Wärmeleitfähigkeitswert von 0,004 W/(mK) (Basis ist ein neues, gut evakuiertes VIP mit metallisiertem Hüllmaterial) setzt sich dabei aus einem Zuschlag von 0,002 W/(mK) für die Zunahme des Feuchtegehalts und einem Zuschlag von 0,002 W/(mK) für den Anstieg des Innendrucks (ca. 50 mbar über 25 Jahre) zusammen. Für VIP bestehend aus laminierten Aluminiumfolien als Hülle beträgt der empfohlene Zuschlag 0,002 W/(mK) [70].

Wärmebrücken und Einflüsse des Randeffects

Erb et al. stellte innerhalb seiner Untersuchungen im Weiteren fest, dass der Prozess der Alterung eines VIP umso langsamer abläuft, je höher der Metallanteil (hoher Diffusionswiderstand) des Hüllmaterials ist. Dem entgegen führt ein höherer Metallanteil aber aufgrund der gleichzeitig höheren Wärmeleitfähigkeit der Hülle zu größeren Wärmebrücken im Randbereich des Elements. Dieser im Nachfolgenden als Wärmebrücken-Randeffect bezeichnete Umstand ergibt sich maßgeblich aus der ausgesprochenen Inhomogenität der Vakuumdämmung. Während die evakuierte Kernstruktur Wärmeleitfähigkeiten von bis zu 0,004 W/(mK) aufweisen kann, erreicht die metallische Hüllschicht aus Aluminiumfolie oder Edelstahl Wärmeleitfähigkeiten von bis zu 200 W/(mK) [70]. Resultierend aus der vollständigen Ummantelung des Kernmaterials durch die stark wärmeleitende Hüllschicht, ergibt sich im Randbereich des Elements ein direkter Wärmeübergang von der kalten zur warmen Seite. Ein erhöhter Wärmefluss und damit höhere Wärmeverluste sowie ein erhöhtes Kondensationsrisiko an der Innenoberfläche sind die Folge. Es wird deutlich, dass, mit Bezug auf eine gesamtheitliche Betrachtung des Dämmpaneels, die bisher betrachtete Wärmeleitfähigkeit λ_{cop} einen reell nicht existierenden Zustand widerspiegelt und durch eine Wärmeleitfähigkeit ersetzt werden muss, die den Einfluss der Materialstärke, der Paneelgröße (Länge der Wärmebrücke) und einen entsprechenden Wärmebrückenzuschlag berücksichtigt [70]. Ein diesbezüglicher Ansatz ergibt sich demnach zu:

$$\lambda_{eff} = \lambda_{cop} + \frac{\psi_{VIP} \cdot d \cdot U}{A} \quad (2.1)$$

Hierin bezeichnen λ_{cop} die ungestörte Wärmeleitfähigkeit ohne Randeffect, ψ_{VIP} den längenbezogenen Wärmebrückenkoeffizienten, d die Dicke der Vakuumdämmung, U den Umfang und A die Fläche (senkrecht zum Wärmestrom) der Vakuumdämmung. Abhängig von Dimension und strukturellem Aufbau des Dämmelements ergeben sich die ungestörte Wärmeleitfähigkeit und der längenbezogene Wärmebrückenkoeffizient nach Angaben von Erb et al. wie in Tabelle 2.3 angegeben.

Tab. 2.3: Untersuchung des Wärmebrücken-Randeffekts verschiedener VIP mit unterschiedlichen Hüllmaterialien und Schweißnähten, durchgeführt an der EMPA [70, 86]

VIP	Beschreibung	d in [m]	λ_{cop} in [W/(mK)]	Ψ_{VIP} in [W/(mK)]
Typ A	Hüllmaterial, metallisiert mit insgesamt 90 nm Aluminium und einer über die Kante gefalteten großen Schweißnaht	0,020	$(4,14 \pm 0,08) \cdot 10^{-3}$	$(6,96 \pm 1,63) \cdot 10^{-3}$
Typ B	Hüllmaterial, metallisiert mit insgesamt 300 nm Aluminium und einer über die Kante gefalteten kleinen Schweißnaht	0,020	$(3,91 \pm 0,08) \cdot 10^{-3}$	$(9,19 \pm 1,63) \cdot 10^{-3}$
Typ C	Hüllmaterial, mit 8 μ m Aluminium und einer über die Kante gefalteten großen Schweißnaht	0,018	$(3,95 \pm 0,08) \cdot 10^{-3}$	$(52,44 \pm 3,34) \cdot 10^{-3}$

Neben der eigentlichen Dimension des Dämmkörpers (Länge und Umfang der Wärmebrücke) wird der Wärmebrückenzuschlag aber auch maßgeblich durch die angrenzenden Materialschichten beeinflusst (z.B. angrenzendes VIP mit Luftspalt dazwischen oder andere Materialien, z.B. Metall oder Holz im Randbereich der Baukonstruktion). Eine in der Schweiz an der eidgenössischen Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (kurz: EMPA) durchgeführte Untersuchung (siehe Tabelle 2.4) zeigte diesbezüglich deutlich, dass vor allem die an das VIP angrenzenden Materialschichten mit einer hohen thermischen Leitfähigkeit zu einer erheblichen Verschlechterung der λ_{eff} - Werte führen [70].

Tab. 2.4: Einfluss angrenzender Schichten auf den längenbezogenen Wärmebrückenkoeffizienten. Basis ist ein VIP mit dreilagig metallisiertem Film, $\lambda_{cop}=0,008$ W/(mK) sowohl mit und ohne Luftspalt zwischen den einzelnen Vakuumdämmelementen nach Erb et. al [70]

Materialien	2 mm Stahl 20 mm VIP 2 mm Stahl	5 mm Glas 20 mm VIP 5 mm Glas	20 mm Holz 20 mm VIP 20 mm Holz	5 mm Dämmung XPS 20 mm VIP 5 mm Dämmung XPS
Ψ_{VIP} in [W/(mK)]				
ohne Luftspalt	$11 \cdot 10^{-3}$	$9 \cdot 10^{-3}$	$6 \cdot 10^{-3}$	$5 \cdot 10^{-3}$
5 mm Luftspalt	$19 \cdot 10^{-3}$	$16 \cdot 10^{-3}$	$10 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$

3 Konzeptionelle Entwicklung des VIW-Elements

3.1 Konstruktionskonzept

Resultierend aus den sowohl in Abschnitt 2.1, als auch in Abschnitt 2.2 erläuterten betontechnologischen und ausführungstechnischen Nachteilen konventioneller Speicher- und Vakuumdämmkonstruktionen ergeben sich für die Entwicklung eines vakuumgedämmten Wandaufbaus (engl. Vacuum-Insulated-Wall Element - Kurz: VIW-Element) mit reduziertem Gesamtquerschnitt folgende Aufgabenstellungen:

- kostengünstiges, formstabiles Kernmaterial mit einer Materialstärke von $\geq 40 \text{ mm}$ und einer Gesamtfläche $\geq 10.000 \text{ mm}^2$ (Reduzierung der längenbezogenen Wärmebrücken),
- Etablieren eines permanenten bzw. aktiven Vakuums innerhalb der Dämmebene zur Reduktion des Dämmquerschnitts und der dauerhaften Sicherstellung der Dämmwirkung (Aufrechterhaltung eines gleichbleibenden Vakuums über eine Vakuumpumpe mit möglichst geringer Anschlussleistung),
- Statisch wirksame Umhüllung (hohe Druck- und Biegezugfestigkeit; Möglichkeiten zur statisch-konstruktiven Lastabtragung) mit niedriger Wärmeleitfähigkeit (Reduzierung des Wärmebrücken-Randeffekts) der evakuierten Dämmebene und gleichzeitig hohem Diffusionswiderstand (Verzicht auf Edelstahl-Liner und Hochbarriere-Folien),
- Statisch wirksame Umhüllung mit hoher Resistenz gegenüber chemischem Angriff sowie gegenüber starken Temperatur- und Klimawechseln (angestrebtes Einsatzfeld liegt innerhalb der Speicherung tiefkalter, aggressiver Medien).

Zur Lösung dieser Aufgabenstellungen wurde in Erweiterung zu den bisherigen Untersuchungen von Rostásy/Budelmann [215] und Ochs [188, 189] sowie weiter-

führend zum Ansatz von Jooß [128] und dem Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik der Universität Stuttgart [100] der Konzeptentwurf für ein vakuumgedämmtes Wandelement (VIW) erarbeitet, welcher in [112] patentiert wurde. Die Grundidee des Konstruktionskonzeptes besteht darin, die bisher ausschließlich durch Edelstahl-Liner, Glasdeckschichten oder Hochbarriere-Folien realisierte Dichtigkeitsebene konventioneller Vakuumdämmungen durch einen weitestgehend gasdichten Hochleistungsbeton zu ersetzen und damit eine eigenständige Tragwirkung des Dämmelements zu erreichen (Abb.3.1). Das angestrebte, permanente Vakuum innerhalb des Dämmkerns wird hierbei über eine stationäre Vakuumpumpe, welche über entsprechende Evakuierungsstutzen direkt an den offenporigen und mikroporösen Dämmkern angeschlossen ist, realisiert. Die Evakuierungsstutzen und andere Durchführungen für bspw. Mess- und Steuerungstechnik werden bereits innerhalb des Montageprozesses kraftschlüssig und gasdicht in den Hochleistungsbeton eingebracht. Genauere Angaben zur Herstellung enthält Abschnitt 3.2.

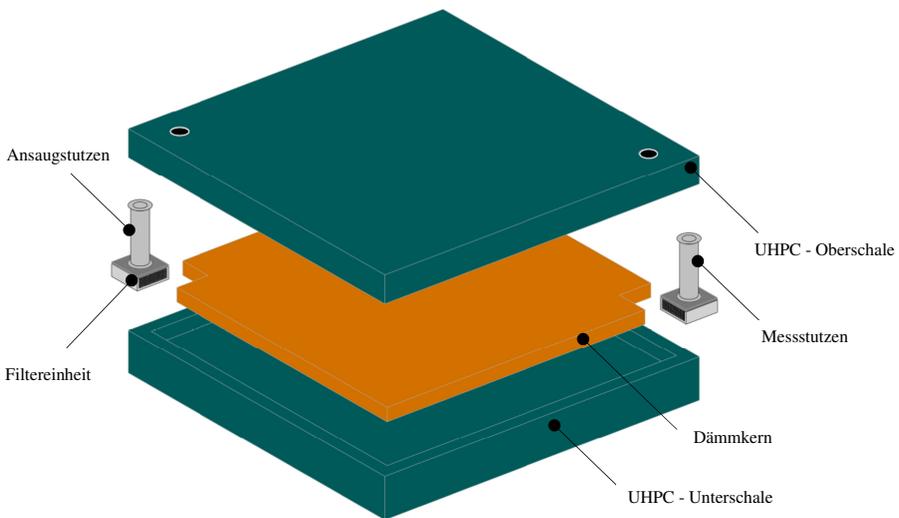


Abb. 3.1: Konzeptentwurf – Probekörper eines VIW-Elements als Explosionszeichnung

Infolge der Verwendung von Hochleistungsbeton als Hüllschicht für den evakuierten Dämmkern resultieren neben dem bereits erörterten statisch-konstruktiven Vorteil gegenüber einer Hochbarrierefolie/ eines Edelstahl-Liners, weitere herstellungstechnische Vorzüge. Zum einen entfällt der aufwendige und mitunter sehr

kostenintensive Arbeitsschritt des Verschweißens der Edelstahlhüllschicht, da der Beton entsprechend der verwendeten Schalung in Form gegossen wird, bzw. entsprechende fertige Formteile mit einem zementösen Zweikomponentenkleber durch Pressung kraftschlüssig und weitestgehend gasdicht verbunden werden (siehe Kapitel 3.2). Ein aufwändiges dichtschiessen in Niedrigdruckumgebung, wie bei der Herstellung von VIP-Elementen, ist somit nicht mehr erforderlich.

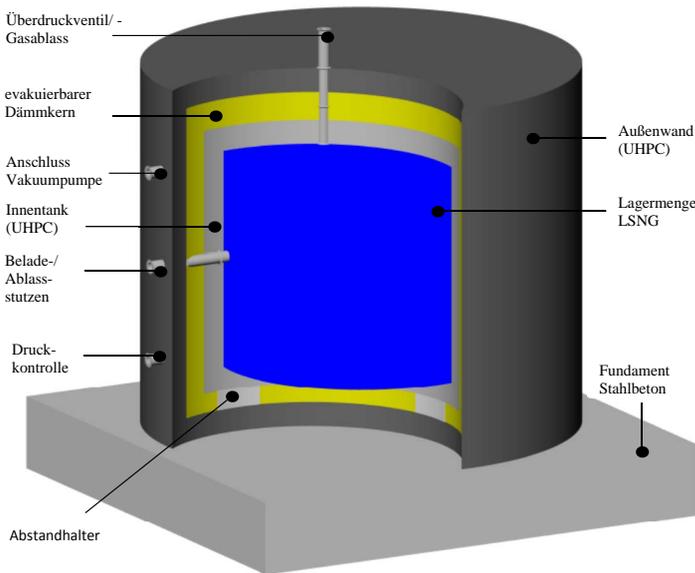


Abb. 3.2: Detailschnitt - Konzeptentwurf für einen Flüssiggasspeicher aus einem vollflächigen VIW-Element

Weiterhin entfallen durch den geplanten hohen Vorfertigungsgrad innerhalb von Fertigteilverken komplizierte Herstellungssituationen auf der Baustelle, und damit gleichzeitig mögliche fertigungsbedingte Fehlstellen innerhalb des VIW-Elements. Durch eine mit der Herstellung im Fertigteilverwerk realisierbare Kleinserienherstellung können zudem Konstruktionskosten gespart werden.

Aus der Realisierung eines permanenten/ aktiven Vakuums innerhalb der Dämmebene ergeben sich darüber hinaus noch weitere Vorteile. Zum einen kann der in Kapitel 2.2.1 diskutierte langfristige Leistungsverlust in der Dämmwirkung des Panels vermieden werden. Zum anderen eröffnen sich weiterführende Möglichkeiten hinsichtlich eines steuerbaren Vakuums, um einen mitunter gewollten

Wärmedurchgang (Abschalten des Vakuums -> Belüftung des Dämmkerns) für z.B. solare Gewinne opaker Bauteile, gemäß DIN V 4108-6, zuzulassen. Über die damit ausführbare, sukzessive Vergasung von tiefkalten flüssigen Gasen innerhalb von Gasspeichern ergibt sich, in Anlehnung an die im Weiteren geplante Verwendung des Konzepts innerhalb von Flüssiggasspeichern, ein weiterer denkbarer Anwendungsfall. In Erweiterung zu Abb. 3.1 ließe sich somit ein möglicher Konzeptentwurf für einen VIW-Flüssigkeitsspeicher wie in Abb. 3.2 gezeigt darstellen.

3.2 Herstellungskonzepte

Sowohl unter der Fragestellung nach einer geeigneten Ausführung des Randverbands, um eine dauerhafte Dichtigkeit selbst unter Lasteinfluss gewährleisten zu können, als auch hinsichtlich der Suche nach einer Möglichkeit zur Inklusion eines evakuierbaren und druckstabilen Dämmkerns in den Probekörper, ergeben sich unter Bezugnahme der in Abschnitt 3.1 erarbeiteten Probekörperkonstruktion (Abb. 3.1) zwei verschiedene Herstellungsverfahren, die nachfolgend kurz erläutert werden.

3.2.1 Herstellungsverfahren 1 - Negativabdruck und Klebefuge

Bei diesem Verfahren wird das VIW-Element in seiner Konstruktion in zwei zunächst unabhängig voneinander herzustellende Bauteilsegmente aufgeteilt (Oberschale und Unterschale), die getrennt voneinander betoniert und bearbeitet werden. Das Segment der Unterschale wird dabei über einen Negativabdruck gefertigt (siehe Abb. 3.3, Schritt 1-3), in welcher bereits eine Vertiefung für den später einzubringenden Dämmkern eingearbeitet ist. Die Oberschale wird als plattenförmiges Flächenelement gegossen, in welches sämtliche Durchdringungspunkte (Stützen und Messtechnik) bereits in der Flüssigbetonphase eingebracht werden (siehe Schritt 4-6). Im Anschluss an eine 28-tägige Aushärtung des Betons werden beide Segmenthälften ausgeschalt, gesäubert und entgratet. In einem nächsten Schritt wird der mikroporöse Dämmkern in die dafür vorgesehene Vertiefung innerhalb des Unterschalensegments eingebracht (Schritt 7-8) und beide Segmenthälften anschließend unter Pressung kraftschlüssig mit einem zementösen Zweikomponentenkleber dauerhaft verbunden (Schritt 9).

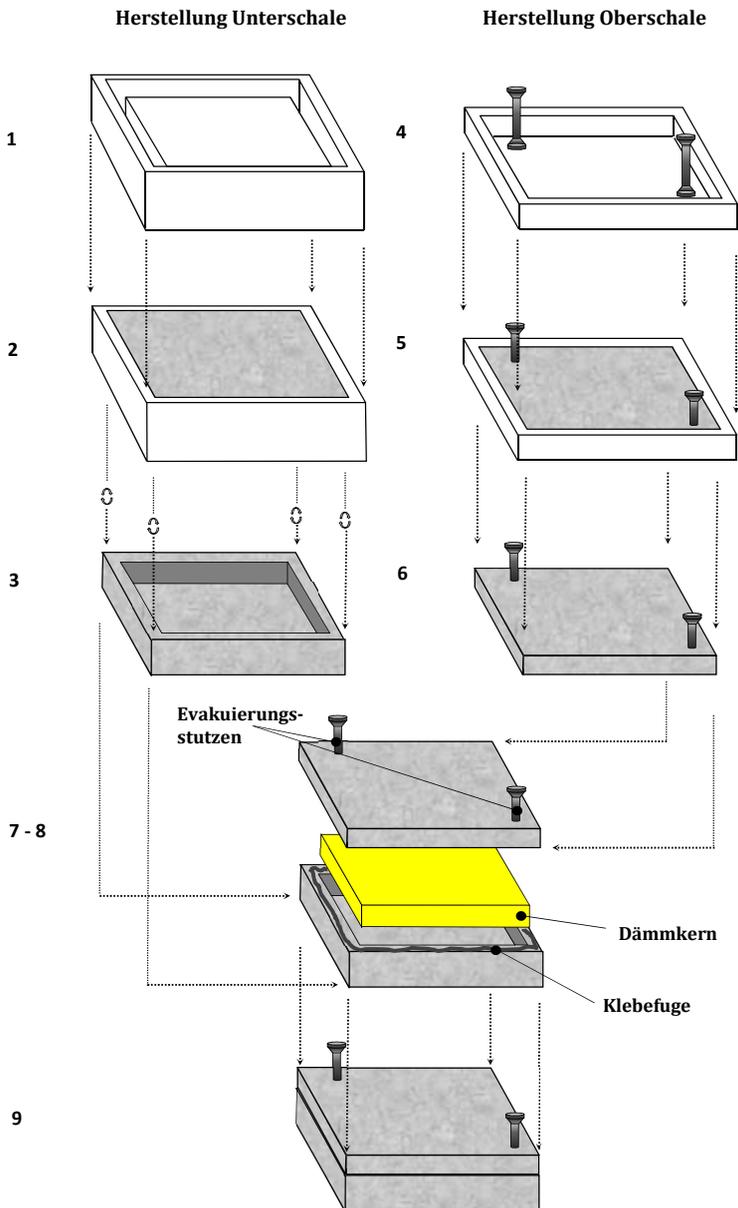


Abb. 3.3: Montageschritte zur Herstellungsvariante 1 - Negativabdruck und Klebfuge

3.2.2 Herstellungsvariante 2 - Vollvolumenelement in Frisch-in Frisch-Betonage

Bei diesem Verfahren wird der vollständige Bau-/ Probekörper innerhalb einer einzigen Betonage in Gänze gefertigt. Hierzu wird innerhalb einer speziellen senkrecht stehenden Schalung der mikroporöse und offenporige Dämmkern im Vorfeld eingehängt und fixiert (Schritt 1-3).

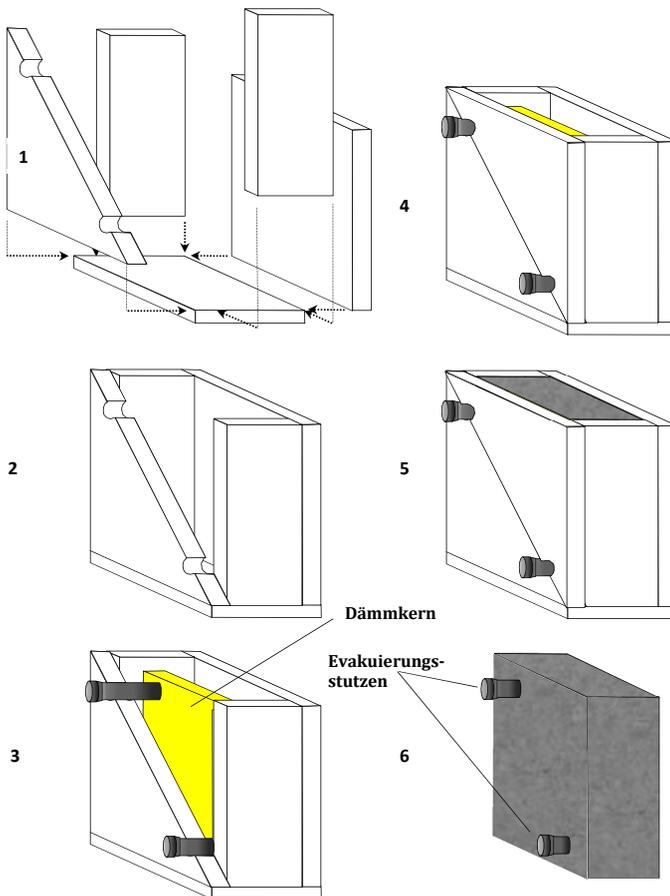


Abb. 3.4: Montageschritte zur Herstellungsvariante 2 - Vollvolumenelement in Frisch-in Frisch-Betonage

Um zusätzliche und damit später nur sehr schwer zurückzubauende Durchdringungspunkte innerhalb des Betons zu vermeiden, wird das Einhängen und Fixieren des Dämmkerns über die bereits mit dem Dämmkern fest verbundenen Evakuierungs- und Messstützen realisiert. Des Weiteren wird der Dämmkern im Vorfeld mit einer Dampfsperre foliert, um ein Eindringen der durch den Frischbeton eingebrachten Fluide in den Dämmkörper zu vermeiden. Nachfolgend werden 5 von 6 Seiten der Schalung (Bsp. Quader, Abb.3.4) vollständig verschlossen (Schritt 4) und der Frischbeton eingebracht (Schritt 5). Im Anschluss an eine 28-tägige Aushärtung und Nachbehandlung des Betons wird der Probekörper analog zur Herstellungsvariante 1 ausgeschalt (Schritt 6).

3.3 Analyse zum konstruktiven Verhalten

3.3.1 Allgemeines

In Deutschland gibt es bislang keine allgemeingültige Bemessungsrichtlinie oder Normung zur Bemessung und Konstruktion von ultrahochfestem Beton. In der Regel erfolgen etwaige Bemessungen von Betonen dieser Güteklasse auf der Grundlage der DIN 1045-1:2008-08 [58], respektive der DIN EN 1992-1-1:2011-01 (kurz: Eurocode 2) [60], und unter Berücksichtigung entsprechender Anwendungsnormen anderer Nationen wie dem in Frankreich genutzten AFGC/SETRA [3] oder dem aus Japan stammenden JSCE-USC [130]. Für faserbewehrte Bauteile finden im Weiteren das DBV-Merkblatt für Stahlfaserbeton und die darauf aufbauende DAfStb-Richtlinie „Stahlfaserbeton“ Anwendung. Aufgrund des Fehlens allgemeingültiger Bemessungsrichtlinien und der daraus resultierenden Bemessung nach den anerkannten Regeln der Technik, wird die Verwendung von Bauteilen aus ultrahochfestem Beton in der Regel über eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) geregelt.

Seit 2008 steht ein vom DAfStb entwickelter Sachstandsbericht für ultrahochfesten Beton [52] zur Verfügung, der die genannten Richtlinien zusammenfasst und anwendungsbezogene Hinweise und Empfehlungen zur Bemessung und Konstruktion gibt. An diese anlehnend ergeben sich für den Nachweis in den Grenzzuständen der Tragfähigkeit die nachfolgenden Bemessungsgrundlagen:

Bemessungswert der Druckfestigkeit

Gemäß AFGC/SETRA [3] wird die Druckfestigkeit an Zylindern mit den Abmessungen $d=70\text{mm}$, $h=140\text{ mm}$ bzw. $d=110\text{mm}$, $h=220\text{mm}$ bestimmt. Sie

ergibt sich nach [52] zu:

$$f_{cd} = 0,85 \cdot \frac{f_{ck}}{\theta \cdot \gamma_b} \quad (3.1)$$

Dabei sind f_{ck} die charakteristische Würfeldruckfestigkeit des Betons, θ ein Beiwert zur Dauer der Lasteinwirkung und γ_b ein Sicherheitsbeiwert. An dieser Stelle sei erwähnt, dass die in Deutschland vorrangig genutzte DIN 1045-1:2008-08 keine Dauer der Lasteinwirkung berücksichtigt, wohl aber einen zusätzlichen Sicherheitsbeiwert (γ'_c) an der Stelle von θ einführt, der die Betonfestigkeit mit steigender Güte weiter abmindert. Diesbezügliche Untersuchungen in [231] ergaben, dass eine zusätzliche Abminderung angesichts der mittlerweile starken Kontrollmechanismen im Fertigteilmereich prinzipiell nicht notwendig ist und die Wirtschaftlichkeit des UHPC unnötigerweise eingeschränkt wird. Das in dem Eurocode 2 genutzte Bemessungskonzept kommt zu einem ähnlichen Schluss und verzichtet vollständig auf die Abminderung durch einen zusätzlichen Sicherheitsbeiwert. Resultierend daraus ergibt sich der für diese Arbeit maßgebende Bemessungswert der Druckfestigkeit analog zu den Vorschlägen des JSCE-USC [130] zu:

$$f_{cd} = 0,85 \cdot \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (3.2)$$

Der darin enthaltene Sicherheitsbeiwert ergibt sich unter der Maßgabe einer strengen Herstellungsüberwachung zu $\gamma_c = 1,3$.

Bemessungswert der Zugfestigkeit

Gemäß der DIN 1045-1:2008-08 [58] findet eine Berücksichtigung der Zugfestigkeit bei nicht-faserbewehrten UHPC praktisch nicht statt.

Bauteile mit verarbeiteten Stabstahl sollen dagegen auf eine Grenzdehnung des Betonstahls in der Zugzone auf 25‰ begrenzt werden. Für faserbewehrten UHPC ergibt sich der Bemessungswert gemäß AFGC/SETRA [3] zu:

$$f_{ctd} = 0,85 \cdot \frac{f_{ctk}}{\gamma_{ct} \cdot \gamma_f} \quad (3.3)$$

Darin sind f_{ctk} der 5‰-Fraktilwert der Betonzugfestigkeit, γ_{ct} ein Sicherheitsbeiwert für die Zugfestigkeit von Faserbeton und γ_f ein weiterer Sicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung möglicher Unregelmäßigkeiten in der Faserorientierung. Unter der Annahme eines zunächst betrachteten faserfreien UHPCs ergibt

sich der für diese Arbeit maßgebende Bemessungswert der Zugfestigkeit in Anlehnung zu den Vorschlägen des AFGC/SETRA [3] zu:

$$f_{ctd} = 0,85 \cdot \frac{f_{ctk}}{\gamma_{ct}} \quad (3.4)$$

Entsprechend dem Grenzzustand der Tragfähigkeit ergibt sich γ_{ct} gemäß [3] zu 1,3.

Betrachtet man in Erweiterung dazu die zu ermittelnde Biegezugfestigkeit für die in Abschn. 3.1 diskutierten Konstruktionskonzepte, so wird deutlich, dass resultierend aus dem stetig aktiv evakuierten Dämmkern und der damit verbundenen möglichen Rissbildung innerhalb der Betonschalensegmente (Durchbiegung), vor allem der Nachweis der Gebrauchstauglichkeit maßgebend wird (siehe Abb. 3.5).

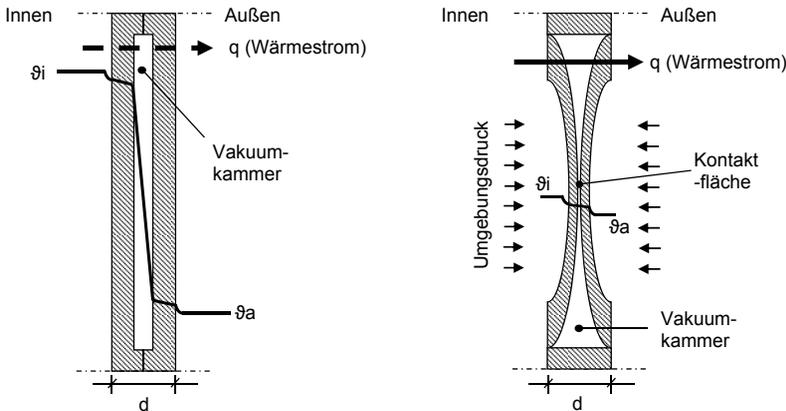


Abb. 3.5: Schnittdarstellung - Mögliche hypothetische Verformung des VIW-Elements und daraus resultierender, qualitativer Temperaturverlauf nach Evakuierung der Dämmebene

- links: Bauteil im nicht-evakuierten Zustand
- rechts: Bauteil im evakuierten Zustand

Darüber hinaus kann neben dem rissbezogenen, vollständigen Verlust der Vakuumdämmwirkung (Überschreitung der max. Biegezugfestigkeit) ein zu starkes

Annähern der Betonschalen (Bemessungswert ist kleiner als die max. zulässig Betonzugspannung) bereits deutliche Einbußen der Dämmwirkung nach sich ziehen, da sich sowohl Dämmstärke, als auch die dämmende Gasphase der Dämmung infolge der Pressung verringert. Die dem entgegenwirkende Biegezugfestigkeit des Betons ist neben der Bauteilgeometrie und dem Flächenträgheitsmoment maßgeblich vom E-Modul abhängig.

Gemäß AFGC/SETRA [3] sollte das E-Modul im Einzelfall durch entsprechende Versuche vorab bestimmt werden. Im Sinne der Vorbemessung ist das Ansetzen ein E-Moduls von $E_c = 50$ GPa aber zulässig. Darauf bezugnehmend kann die für das E-Modul relevante Querdehn- bzw. Poissonzahl mit der Beziehung:

$$\mu = \frac{E}{2 \cdot G} \quad (3.5)$$

beschrieben werden und kann, gemäß [52], zur Vorbemessung mit $\mu = 0,2$ angesetzt werden. Im Weiteren kann die Wärmedehnzahl mit $\alpha_t = 1,1 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ angenommen werden, sofern keine genauere Messung des Werkstoffs vorliegt. Diese Angabe deckt sich darüber hinaus mit den Untersuchungen durch [44], vgl. (ebd.).

Unter Bezugnahme der zuvor erläuterten Bemessungsgrundlagen ergeben sich im Hinblick auf die in Abschn. 3.1 dargestellten Konstruktionskonzepte folgende Bemessungssituationen:

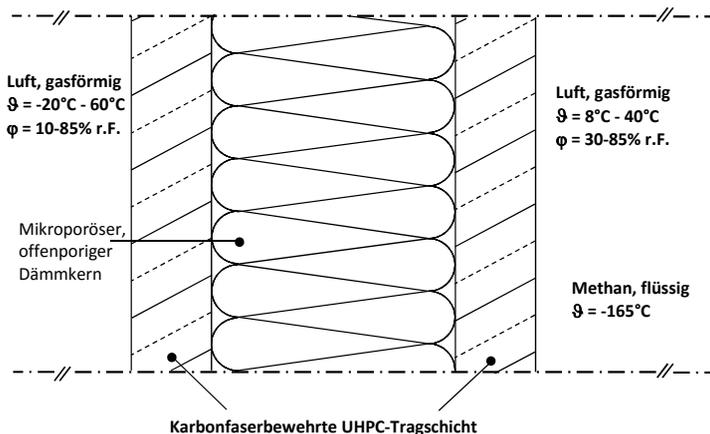


Abb. 3.6: Schnittdarstellung - Querschnitt eines VIW-Element / einer Speicherwand

Resultierend aus den zum Teil stark voneinander abweichenden Umgebungsbedingungen werden das VIW-Element und der Flüssiggasspeicher hinsichtlich ihrer mechanischen Beanspruchung nachfolgend separat betrachtet.

3.3.2 Simulation zur mechanischen Beanspruchung eines VIW-Elements

Im Vorfeld zur theoretischen Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens eines VIW-Elements wurden Vorversuche mit einem ultrahochfesten, faserfreien Beton auf einer Compound-Basis [67] durchgeführt, um die für die FEM-Berechnung notwendigen Parameter zu ermitteln. Die an Würfelproben mit einer Kantenlänge von $l = 100\text{mm}$ ermittelten Werte lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Material	UHPC Typ N
Dichte	2400 kg/m^3
Druckfestigkeit	141 N/mm^2
Elastizitätsmodul	44 GPa
Kompressionsmodul	$22,92\text{ GPa}$
Schubmodul	$18,64\text{ GPa}$
Poissonzahl	0,18

Darauf aufbauend wurde, unter Bezugnahme eines in CAD entwickelten Prototyps, eine FEM-Berechnung mit Hilfe der Software *ANSYS* durchgeführt.

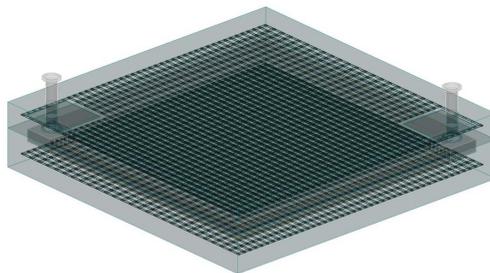


Abb. 3.7: CAD-Entwurf mit Saug- und Messstutzen sowie möglicher Carbonfaserbewehrung

Im Hinblick auf den Grenzzustand der Tragfähigkeit wurde zur Minimierung der maximalen Verformung des Probekörpers in einigen Berechnungsvarianten zusätzlich ein Bewehrungsgitter aus Carbonfasern in dem FEM-Modell berücksichtigt (siehe Abb. 3.7). Dementsprechend wurde innerhalb der Berechnung sowohl hinsichtlich des möglichen Einsatzes einer zusätzlichen Carbonfaserbewehrung unterschieden als auch die verschiedenen Herstellungsvarianten (Vollvolumenkörper/ zweiteilig mit Klebefuge) separat betrachtet. Für einen Probekörper mit den Abmessungen (50/50/12cm) sowie unter der Vereinfachung, dass etwaige An- und Absaugstutzen sowie interne Filterkästen innerhalb der Berechnung nicht berücksichtigt wurden, ergab sich die maximale zentrische Verformung wie in Diagramm. 3.8 und 3.9 dargestellt.

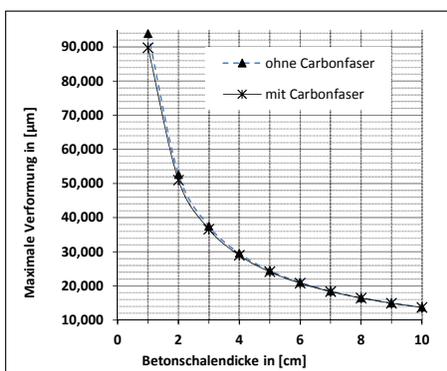


Abb. 3.8: Maximale Durchbiegung der Herstellungsvariante 1 mit und ohne Carbonfaser

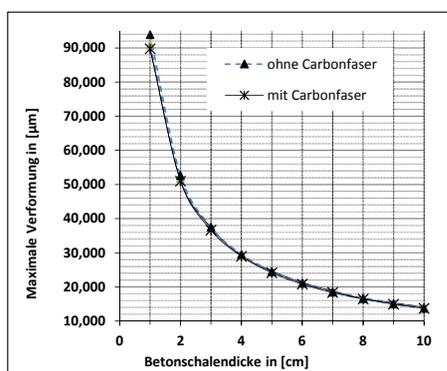
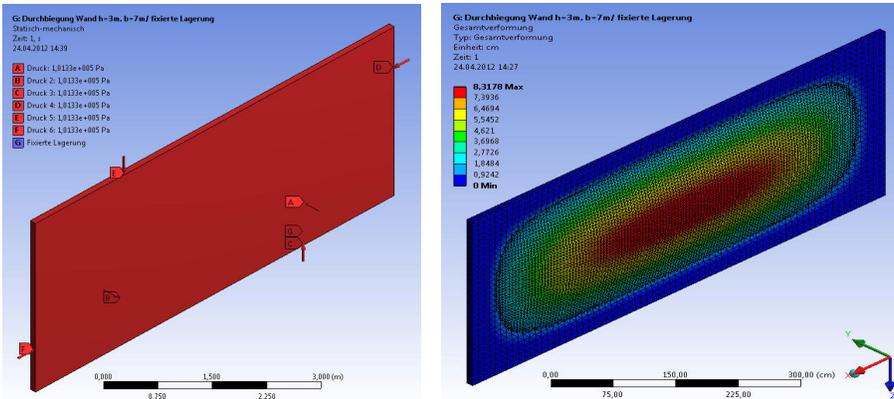


Abb. 3.9: Maximale Durchbiegung der Herstellungsvariante 2 mit und ohne Carbonfaser

Als Belastung wurde neben der Last aus dem Eigengewicht der Konstruktion ebenfalls der mittlere atmosphärische Luftdruck auf Meereshöhe (1012,35 hPa) infolge der Dämmkernevakuierung allseitig angesetzt. Für die Kontaktflächenberechnung zwischen Carboneinlagen und Betonkörper wurde das Pure-Penalty-Verfahren verwendet. Innerhalb dieser Methode wird eine virtuelle Gegenkraft auf die betrachtete Zieloberfläche (Carbonfasermatte) impliziert, um einem rechnerischen Durchstanzen durch die zweite betrachtete Schicht (Betonschale) entgegenzuwirken. Ziel dieses iterativen Verfahrens ist eine programmgesteuerte Kontaktsteifigkeit zwischen beiden Materialien herzustellen. Das einbezogene Bewehrungsgitter basierte dabei auf der sogenannten „Heavy-Tow-Carbonfaser“ und wies folgende mechanische Eigenschaften auf [235]:

Material	SIGRATEX SGL Typ GRID 600
Dichte	1800 kg/m^3
Filament Zugfestigkeit (Mittelwert)	4 GPa
Filament Elastizitätsmodul (Mittelwert)	240 GPa
Kompressionsmodul	200 GPa
Schubmodul	92,31 GPa
Poissonzahl	0,30

In einer zweiten Berechnung wurden die Probekörperabmessungen variabel verändert, sodass sie den Abmaßen einer späteren möglichen Fertigteilewand entsprechen (siehe Abb. 3.10)



Abmessungen Wandelement [L/B/H]:	1m/0,15m/3m	2m/0,15m/3m	3m/0,15m/3m	4m/0,15mm/3m	5m/0,15mm/3m	6m/0,15m/3m	7m/0,15m/3m
Standardvernetzung	0,1033 cm	1,4206 cm	4,1281 cm	6,3963 cm	7,6297 cm	8,1492 cm	8,3178 cm
Netzverfeinerung 1	fixierte Lagerung	durch die Netzverfeinerung konnten keine Ergebnisänderungen festgestellt werden					
Standardvernetzung	0,1033 cm	1,4254 cm	4,1599 cm	6,4653 cm	7,7214 cm	8,2434 cm	8,4087 cm
Netzverfeinerung 1	externe Verschiebung	0,1045 cm	1,4357 cm	4,2147 cm	6,5552 cm	7,8625 cm	8,4430 cm
Netzverfeinerung 2		durch die zweite Netzverfeinerung konnten keine Ergebnisänderungen festgestellt werden					

Abb. 3.10: Hochrechnung der maximalen Verformung eines FEM-Modells für reale Fertigteileabmessungen unter Bezugnahme verschiedener Lagerungsbedingungen

Im Ergebnis wurde festgestellt, dass die maximale Verformung, im Hinblick auf die Lagerungsbedingungen, beim Ansatz einer richtungsbezogenen Verschiebung steigt. Dies begründet sich maßgeblich aus der angesetzten, allseitig wirkenden Druckbelastung (atmosphärischer Luftdruck), welche die festgehaltene Seite mitverformt. Beim Ansatz der Lagerungsbedingung „Fixierten Lagerung“, also

einer flächigen Einspannung der Unterseite des Probekörpers, kann die Unterseite keine Verformung erfahren. Dies führt letztendlich zu einer Minimierung der Gesamtverformung. Weiterhin konnte festgestellt werden, dass die Verformungen bezüglich der variierenden Abmessungen sehr schnell zunehmen, wodurch ein realistisches Fertigbauteil, unter der Berücksichtigung später hinzukommender Lasten aus Statik und Dynamik, auf die Abmessungen (L:B:H - 1,00 m/0,15m/3,00 m) zu begrenzen ist.

3.3.3 Überlegungen zum Verhalten in kryogener Umgebung

Entsprechend Abb. 3.2 wird das dargestellte Speichersystem sowohl aufgrund der geplanten Nutzung einer Vakuumdämmschicht als auch aus sicherheitstechnischen Gründen zweischalig aufgebaut. Dabei nimmt der kreiszylindrische Innentank als eigentliches Lagerbehältnis das Flüssiggas auf, wohingegen der Außentank als funktionaler Sicherheitsbehälter den Innentank umschließt und weiterführende lastabnehmende Aufgaben erfüllt. Der Ringspalt zwischen den beiden koaxialen Zylindern dient wie im konventionellen Modell der Aufnahme einer Wärmedämmung, mit dem Unterschied, dass diese innerhalb des neuen Speicherentwurfs gemäß dem VIW-Elements aus einem mikroporösen, offenporigen Dämmkern besteht und evakuierbar ist. In Erweiterung zum VIW-Element ergeben sich dementsprechend für den Innen- und Außentank folgende Anforderungsprofile/ Lastannahmen:

Innenbehälter:

Der Innenbehälter dient neben der eigentlichen Lagerung des Flüssiggases vornehmlich als innere Dichtigkeitsebene für den evakuierten Dämmkern. Neben dem hydrostatischen Druck der tiefkalten Flüssigkeit wirkt somit auch der nahezu vollständig anzusetzende Luftdruck allseitig auf die Zylinderschale. Hinsichtlich der Temperaturbeanspruchung des Innentanks kann zusammengefasst werden, dass der Verlauf der thermischen Dehnung eines Betons maßgeblich von der Abkühlgeschwindigkeit beeinflusst wird. Unter der Annahme einer vor der Befüllung mit Flüssiggas durchgeführten graduellen Abkühlung des Innentanks kann die Temperaturverteilung über den Innentankquerschnitt innerhalb des Betriebsfalls als weitestgehend homogen eingestuft werden. Thermische Spannungen innerhalb des Betons werden für die Lastannahmen des Innentanks vorerst ausgeschlossen.

Resultierend daraus ergibt sich die Lastbeanspruchung des Innentanks maßgeblich aus dem hydrostatischen Druck des Füllmediums, aus dem allseitig

anzusetzenden Umgebungsdruck infolge der Evakuierung der Dämmebene sowie aus seinem Eigengewicht zzgl. etwaiger Anhängelasten (z.B. Ansaugstutzen, Sensorik etc.).

Ableitend daraus ergibt sich für eine einseitig eingespannte Zylinderschale ein wie in Abb. 3.11 dargestellter qualitativer Verlauf der Ringnormalkraft und des Meridianmoments.

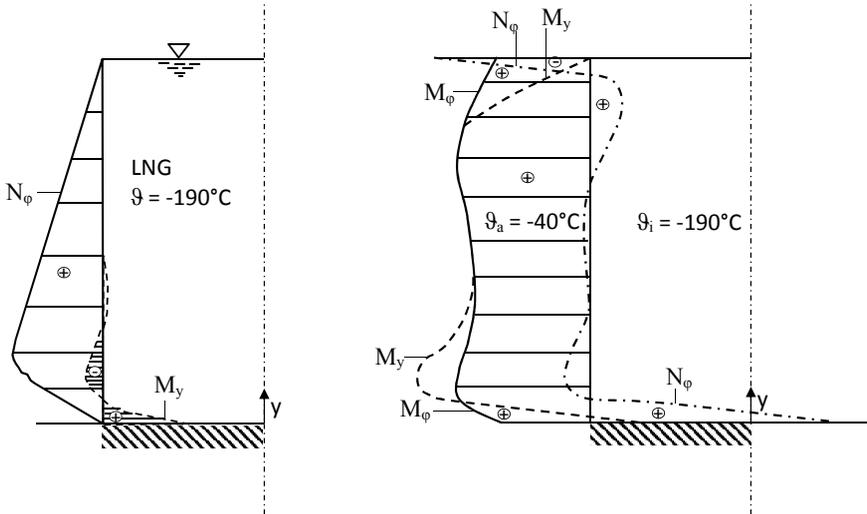


Abb. 3.11: Qualitativer Verlauf von Ringnormalkraft und Meridianmoment in einer voll eingespannten Zylinderschale nach [201]
 -links: infolge hydrostatischen Druckes
 -rechts: infolge einer Abkühlung und Temperaturdifferenz

Außenbehälter:

Der Außenbehälter umschließt den Innenbehälter und den darauf aufgetragenen Dämmkern. Neben seiner Funktion als äußere Dichtigkeitsebene für den evakuierten Dämmkern (Gegenseite zum Innenbehälter) dient er vornehmlich der Sicherung bzw. Gefahrenabwehr bei inneren und äußeren Störfällen [201]. Neben den Lasten aus Eigengewicht, Verkehrs- und Anhängelasten sowie Wind, Schnee und dem allseitig anzusetzenden Umgebungsdruck infolge der Evakuierung des Dämmkerns hat der Außenbehälter somit zusätzlich etwaige hypothetische Lasten aus Störfällen wie Brand, Explosion oder Anprall aufzunehmen. Im Falle einer Havarie durch eine Beschädigung des Innentanks ergibt sich zudem

ein möglicher Lastfall aus der großflächigen, schockartigen Abkühlung durch das ausströmende LNG (siehe Abb. 3.11-rechts), dem dynamischen Impuls aus der mechanischen Einwirkung des Innentanks sowie aus dem dann anliegenden hydrostatischen Druck des Speichermediums (Füllung des Ringspalts) [201].

Für eine etwaige Bemessung ergeben sich folglich zwei Hauptbeanspruchungszustände, die nachfolgend kurz erläutert werden:

1. Thermische Beanspruchung:

Durch die thermische Beanspruchung (vornehmlich durch eine großflächige, schockartige Abkühlung) können sowohl Eigenspannungen als auch innere thermische Zwangsspannungen auftreten. Letztere resultieren hierbei hauptsächlich aus dem stark unterschiedlichen Dehnverhalten der verbauten Materialien (z.B. Beton und Stahlbewehrung/Carbonfaser). Nimmt man einen weitestgehend monolithischen, unverschieblichen Verbund beider Materialien an, so ergeben sich aus der gegenseitig behinderten freien Dehnung beider Materialien Druckspannungen im Beton und Zugspannungen innerhalb der Bewehrung. Zusammengefasst werden diese als thermische Zwangsspannungen bezeichnet. Analog dazu treten innerhalb der einzelnen Materialien (Bewehrung oder Beton) auch Eigenspannungen auf, die aus dem Temperaturgradienten über dem Materialquerschnitt resultieren. Nimmt man die schockartige Abkühlung der Oberfläche einer Betonseite an, so besitzt die andere Seite nach wie vor Umgebungstemperatur. Infolge der jetzt unterschiedlichen Temperaturdehnzahlen, E-Moduln, Druck- und Zugfestigkeiten der beiden Betonseiten, entstehen aufgrund der gegenseitigen behinderten, freien Dehnung der Betonfasern Eigenspannungen, die den Betonquerschnitt schädigen könnten.

2. Mechanische Beanspruchung:

Die mechanische Beanspruchung einer vor- und eingespannten Zylinderschale setzt sich hauptsächlich aus den Spannungen infolge äußerer Lasten, den Spannungen infolge äußerer Vorspannung und den Spannungen aus äußerem Zwang zusammen. Dabei ergeben sich die Spannungen aus äußeren Lasten, wie in der Lastannahme dargestellt, aus den Schnittgrößen infolge Eigengewicht, Verkehrs- und Anhängelasten sowie Wind, Schnee und dem allseitig anzusetzenden Umgebungsdruck infolge der Evakuierung des Dämmkerns. Eine Spannung aus äußerer Vorspannung ergibt sich praktisch analog zu den Eigenspannungen aus dem unverschieblichen Verbund der verbauten Materialien und den daraus resultierenden Druckspannungen im Beton sowie den Zugspannungen innerhalb der Bewehrung.

Entgegen der Eigenspannung innerhalb der thermischen Beanspruchung wird dieser Eigenspannungszustand i.d.R. planmäßig und somit kontrolliert aufgebracht, um den Festkörper entgegen seiner späteren Hauptlastrichtung vorab zu stabilisieren. Betrachtet man dagegen die feste Einspannung des Gesamtkörpers, z.B innerhalb eines Fundaments, so werden die aus den Beanspruchungszuständen sich ergebenden Verformungen anteilig behindert. Analog zur thermischen Beanspruchung entstehen an dieser Stelle dann ebenfalls wieder Eigenspannungen, die als äußere Zwangsspannungen bezeichnet werden.

An dieser Stelle soll auf eine detaillierte statische Betrachtung bzw. Bemessung eines Speicherentwurfs verzichtet werden, da ähnliche Berechnungen bereits sowohl für die Lastfälle Schnee, Wind, Eigenlast, Verkehrslast und hydrostatischer Druck in [203] als auch für den Lastfall Eigen- und Zwangsspannung aufgrund eines Temperaturgradienten in [201, 215] ausführlich erläutert worden sind.

Fasst man die Ergebnisse aus [203] und [201, 215] zusammen, so ergeben sich aufgrund der festen Einspannung (fixierte Lagerung) die maßgebenden, in Meridianrichtung verlaufenden Schnittgrößen vorrangig in den Übergangsbereichen von Zylinderschale und Fundament/ Sockelbereich sowie zwischen Zylinderschale und Deckelplatte. Für einen erdbedeckten Warmwasserspeicher ($\Delta\vartheta = 17K$) mit einem Durchmesser von ca. 30 m, einem Fassungsvermögen von rund 12.000 m^3 und einer Wandstärke von 25 cm errechnen Reineck et al. Biegezugspannungen von bis 13 MPa innerhalb dieser Sektionen. Ähnliche Tendenzen zeigten auch eigene überschlägliche FEM-Berechnungen für einen hypothetischen Flüssiggasspeicher mit einem Durchmesser von 3 m und einer querschnittsbezogenen Temperaturdifferenz von 140 K bei abrupter, schockartiger Abkühlung.

3.4 Zusammenfassung

Betrachtet man Abb. 3.8 und 3.9, so wird deutlich, dass die maximale Verformung der VIW-Probekörper, unter Berücksichtigung einer ausschließlichen Belastung aus Eigengewicht und allseitig angesetztem Umgebungsdruck, nicht durch die zusätzlich eingebaute Carbonfaserbewehrung verbessert werden kann. Der Grund hierfür liegt maßgeblich in der hier noch unterschrittenen maximalen Biegezugspannung des Betons. Gemäß der hier betrachteten Lastfallkombination werden die Carboneinlagen erst dann in ihrer Funktion aktiviert, sobald die Zugfestigkeit des Hochleistungsbetons überschritten wird. Ein Reißen des Betons (Überführung in den Zustand 2) sowie mitunter starke Einbußen innerhalb der vakuumbezogenen Dämmleitung wären die Folge. Berücksichtigt man im Weiteren die Überlegungen in Abschn. 3.3.3, so lässt sich festhalten, dass

sowohl für das VIW-Element bei Normaltemperatur als auch beim Speicherkonzept unter Tieftemperatureinfluss vor allem die Biegezugsteifigkeit des Betons als maßgebender Parameter zu klassifizieren ist. Gerade im Hinblick auf die Gasdichtigkeit bzw. die Gebrauchstauglichkeit des evakuierten Dämmkerns ist das Rissverhalten des Betons und dessen Auswirkung auf etwaige Strömungsprozesse durch den Baukörper maßgeblich an die Biegezugsteifigkeit des Betons geknüpft, da diese den Erstrissmoment bestimmt. Daran Anknüpfend ist der Einfluss einer Carbonfaserbewehrung sowie ein zusätzliches Vorspannen der Zylinderschale beim Speicherkonzeptentwurf zwar für den Erstrissmoment oder die Steigerung der Biegezugfestigkeit vernachlässigbar klein, jedoch für die sich unter weiterführender Belastung einstellenden Rissbreiten maßgebend. Eine diesbezügliche überschlägige Abschätzung des Einflusses der Rissweite auf den daraus ggf. resultierende Volumenstrom ist ausführlich in Anlage B.3 erarbeitet worden. Analog zum Gesetz von Hagen-Poiseuille, bei dem sich der Volumenstrom durch eine zylindrische Modellkapillare wie $\dot{V} \sim r^4$ verhält, ergibt sich der Volumenstrom durch einen Spalt der Breite w zu:

$$\dot{V} = \frac{(p_2 - p_1)}{d \cdot \eta} \cdot l \cdot \frac{w^3}{12} \quad (3.6)$$

Betrachtet man dahingehend Gl. 3.6 im Detail, so wird deutlich, dass der entstehende Volumenstrom ausschließlich auf der Annahme parallel verlaufender, theoretisch absolut glatter Rissufer basiert. Einen dahingehend genaueren und weitestgehend praxisnäheren Ansatz unter Bezugnahme der Wandrauigkeit geben hierzu Lomize [174] und Loius [175], vgl. [128]. Unter Berücksichtigung der relativen Rauigkeit der Wandung (Quotient aus der Wandrauigkeit K und dem hydraulischen Durchmesser $d_h - K/d_h$), bei dem für ein Verhältnis von $K/d_h=0,032$ die Stromlinien nach [174] als nicht mehr parallel angesehen wird, entwickelte Louis [175] folgenden Rechenansatz:

$$\dot{V} = \frac{(p_2 - p_1) \cdot w^3}{d \cdot \eta} \cdot l \cdot \xi \quad \text{mit} \quad \xi = \frac{d}{d + 8,8 \cdot (K/d_h)^{1,5}} \quad (3.7)$$

bei dem ξ einen Abminderungsfaktor darstellt, der für ein $0,032 < K/d_h < 1$ Werte zwischen 0,10 und 0,95 (Abminderungen von 10-95%) erreichen kann, da sich die Stromlinien den größeren Unebenheiten der Wandungen anpassen, vgl. Jooß [128]. Resultierend daraus wird deutlich, dass neben dem Festigkeitsverhalten auch die Struktur des Feststoffgerüsts sowie die vorherrschende Granulometrie maßgebend für die Gebrauchstauglichkeit sind.

3.4.1 Schlussfolgerung und offene Fragen

Betrachtet man in diesem Kontext das Tieftemperaturverhalten von Beton, so stellten Pusch und Rostasy bei dem Vergleich eines Normalbetons mit einem Leichtbeton unter Tieftemperatureinfluss in [201] fest, dass bei beiden mitunter hohe prozentuale Zuwächse der Druck-, Biege- und Zugfestigkeit unter Temperatureinfluss zu verzeichnen sind und ferner die prozentuale Steigerung beim Leichtbeton sogar deutlich höher ausfällt als beim Normalbeton. Rostasy und Wiedemann [215, 270] stellten diesbezüglich auch fest, dass die Zuwächse nach der Wiedererwärmung der Probekörper rückläufig ist und bei häufigeren Tieftemperaturzyklen (kurz: TT-Zyklen) die Festigkeitsentwicklung sogar gegenläufig wird. Rostasy, Wiedemann und Pusch führen dieses Phänomen vorrangig auf den im Verlauf des Versuchs gefrierenden Anteil an Porenwasser zurück, welches festigkeitsfördernd wirkt, solange es im festen Aggregatzustand ist. Wird das gefrorene Porenwasser allerdings nachträglich wieder in den flüssigen Aggregatzustand überführt, so führen die durch Expansionsspannungen aufgetretenen Gefügeschädigungen des Betons zu einem maßgeblichen Festigkeitsverlust. Schlussfolgernd sind gerade auch im Hinblick auf die Biegezugfestigkeit des Betons vor allem dessen struktureller Aufbau, dessen Wasseraufnahmevermögen und dessen Temperaturdehnverhalten von großem Interesse.

Daran anknüpfend ergeben sich für die weitere Bearbeitung bzw. für Optimierung/ Spezifizierung des Hochleistungsbetons folgende offene Fragestellungen:

Betontechnologisch:

- Wie stellt sich der strukturelle Aufbau von zementgebundenen Festkörpern im Detail dar und wie sehen Möglichkeiten zur Optimierung aus?
- Welche Stofftransportmechanismen sind innerhalb eines zementgebundenen Festkörpers zu berücksichtigen und welchen Einfluss haben die hier betrachteten Umgebungs- bzw. Anwendungsspezifika?

Konstruktiv:

- Welche Rolle spielt die Klebefuge der Herstellungsvariante 1 innerhalb der Gasdichtigkeit des VIW-Elements und ist sie prinzipiell tieftemperaturgeeignet?

4 Strukturmodelle und Transportmechanismen innerhalb zementgebundener Baustoffe

4.1 Zur physikalischen Struktur von Normalbeton

Im Gegensatz zu kompakten und homogenen Baustoffen, wie z.B. reinen Metallen, handelt es sich bei den meisten konventionellen Bau- und Dämmstoffen um weitestgehend poröse und inhomogene-, in Bezug auf Hochleistungsbeton als allenfalls „annähernd homogen“, zu klassifizierende Festkörper. In Anlehnung an die Untersuchungen von KOGLIN [147–150] und ZEITLER [291] zur Wärme- und Stoffübertragung innerhalb poröser Festkörper wird deutlich, dass vor allem die physikalische Struktur und damit maßgeblich das Festkörpergerüst sowie der innerhalb zementgebundener Baustoffe eingeschlossene Porenraum signifikanten Einfluss auf etwaige Wärme- und Stofftransportvorgänge haben.

Klassisch betrachtet kann ein Normalbeton (Trockenrohdichte 2.000 kg/m^3 - 2.600 kg/m^3 , Festigkeitsklassen von C8/10 – C45/55 vgl. [17]) als ein in der Regel heterogenes 3-Stoff-Gemisch, bestehend aus Zement (Bindemittel), Wasser und Gesteinskörnung, bezeichnet werden. Basierend darauf wird weiterführend das Massenverhältnis von Wasser und Zement als Wasser/Zement-Wert (W/Z-Wert), der vollständig hydratisierte Zementleim ohne Anteile einer Gesteinskörnung als Zementsteinmatrix, und der Komplex aus erhärtetem Zementstein und darin gebundener Gesteinskörnung als Festbeton bezeichnet. Sowohl die Festigkeit als auch die physikalischen Eigenschaften eines Normalbetons hängen maßgeblich von der Struktur des erhärteten Zementleims ab, welcher die im Grunde inerten Partikel der Gesteinskörnung fest miteinander verbindet.

Stehen hydraulische Bindemittel wie z.B. Zemente in Kontakt mit Wasser, Wasserdampf oder einer wässrigen Lösung, so reagieren diese miteinander und bilden sowohl an Luft als auch unter Luftabschluss hochkomplexe, kristalline Strukturen (Hydratphasen) aus, die zunächst als flüssige bis plastische Suspension vorliegen, nach und nach ansteifen und erstarren und im Laufe der Zeit steinartig erhärten [95]. Dieser im Gesamten als Zementhydratation bezeichnete Vorgang verläuft im Allgemeinen in drei aufeinanderfolgenden, zeitlich getrennten Hauptphasen ab, die als Hydratationsphasen bezeichnet werden und zur letztendlichen Bildung des wasserbeständigen Zementsteins führen [95]. Mikroskopisch betrach-

tet und vor allem im Hinblick auf die stattfindenden, mikrostrukturellen Kristallisationsprozesse der einzelnen Ausgangsstoffe wird der Zementhydratationsvorgang üblicherweise in fünf unterschiedliche Kristallisationsphasen unterschieden (vgl. [124]). Auf eine detailliertere Erläuterung zum Ablauf der einzelnen Hydratations-/Kristallisationsphasen wird an dieser Stelle verzichtet und stattdessen auf die weiterführende Literatur von GRÜBL [95], RAMACHANDRAN & BEAUDOIN [202] und JANOTKA [124] verwiesen. An diese anknüpfend, werden im Folgenden die stattfindenden chemischen Reaktionen, die allgemeinen Hydratationsprodukte sowie die daraus resultierende Struktur des erhärteten Zementsteins näher betrachtet.

4.1.1 Reaktanten und Hydratationsprodukte aus der Verbindung von Portlandzement und Wasser

Die in Europa eingesetzten bauaufsichtlich zugelassenen Zemente werden in ihrer Zusammensetzung durch die DIN EN 197-1:2011-11 geregelt. Die Zusammensetzung wird grundsätzlich in Haupt- und Nebenbestandteile differenziert, wobei der stoffliche Aufbau beider Gruppen innerhalb der Zemente mitunter stark variieren kann. Daran anlehnd können die Hauptbestandteile im Wesentlichen als festigkeitsbildend und die Nebenbestandteile als eigenschaftsoptimierend (Verarbeitung, Ansteifverhalten, Erstarrungsbeginn, etc.) klassifiziert werden. Innerhalb der Zemente nimmt der Portlandzement (CEM I) eine Sonderstellung ein, da dieser als alleinigen Hauptbestandteil nur gemahlene, gebrannte Portlandzementklinker (kurz: Klinker) in einer Größenordnung von 95-100% enthält. In unterschiedlichen Mengen ($65\% < x < 95\%$) ist Portlandzementklinker darüber hinaus auch Hauptbestandteil aller anderen Zementarten und damit maßgeblich an der Festigkeitsentwicklung und den physikalischen Eigenschaften der meisten Zielbetone beteiligt. Gebrannter Portlandzementklinker setzt sich typischerweise aus den vier Hauptphasen

- Tricalciumsilicat (Alit - Ca_3SiO_5 – in Zementschreibweise – C_3S);
- Dicalciumsilicat (Belit - Ca_2SiO_4 – C_2S);
- Tricalciumaluminat (Aluminat bzw. Celite - $\text{Ca}_3\text{Al}_2\text{O}_6$ – C_3A) und
- Calciumaluminatferrit (Ferrit - $\text{Ca}_2\text{AlFeO}_5$ – C_2A,F)

zusammen [251], wodurch sich die in Tab. 4.1 dargestellte Stöchiometrie der Reaktionen von Portlandzement und Wasser ergibt [108, 172, 227], vgl.[87].

Tab. 4.1: Stöchiometrie der Reaktionen typischer Portlandzemente in Verbindung mit Wasser nach TENNIS und JENNINGS [254] vgl.[87]

Eine entsprechende Entschlüsselung der durch die Zementindustrie typischerweise verwendeten dargestellten Notation findet sich in Tab. C.1.1 im Anhang dieser Arbeit.

Tricalciumsilicat + Wasser	: $2C_3S + 10,6 H$	\longrightarrow	$C_{3,4}S_2H_8 + 2,6 CH$: C-S-H + Calciumhydroxid
Dicalciumsilicat + Wasser	: $2C_2S + 8,6 H$	\longrightarrow	$C_{3,4}S_2H_8 + 0,6 CH$: C-S-H + Calciumhydroxid
Tricalciumaluminat + Wasser	: $C_3A + 3CsH_2 + 26H$	\longrightarrow	$C_6As_3H_{32}$: Trisulfat bzw. Ettringit
Tricalciumaluminat + Trisulfat + Wasser	: $2C_3A + C_6As_3H_{32} + 4H$	\longrightarrow	$3C_4AsH_{12}$: Monosulfat
Tricalciumaluminat + Calciumhydroxid + Wasser	: $C_3A + CH + 12H$	\longrightarrow	C_4AH_{13}	: Tetracalciumaluminathydrat
Calciumaluminatferrit + Calciumhydroxid + Wasser	: $C_2AF + 2CH + 10H$	\longrightarrow	$2C_3(A,F)H_6$: Hydrogarnat bzw. Aft- und Afm-Phasen

Treten silikatische Klinkerphasen wie Alite (C_3S) oder Belite ($\beta - C_2S$) in Kontakt mit Wasser, so reagieren diese zu unterschiedlichen- und in ihrer chemischen Zusammensetzung mitunter stark variierenden amorphen Calciumsilikathydraten (kurz: C-S-H-Phasen) sowie zu Calciumhydroxid ($Ca(OH)_2$), dem sogenannten Portlandit. Wie die Bindestriche innerhalb der Kurzschreibweise der C-S-H-Phasen implizieren, können Calciumsilikathydrate im Sinne einer allgemeingültigen Darstellung nicht stöchiometrisch erfasst werden und repräsentieren somit in diesem Kontext auch keine präzise chemische Verbindung [14]. Entscheidend für die chemische Zusammensetzung der C-S-H-Phase und damit die Ausbildung der durch MÖSER [185] als spitznadelige Kristallfaserstruktur beschriebenen Morphologie, sind sowohl der W/Z-Wert als auch die Anzahl an vorhandenen Sulfatträgern [177, 265]. Das im Wesentlichen aus wasserhaltigen Kristallfaser-Verbindungen bestehende C-S-H lagert sich mit zunehmendem Hydratationsfortschritt zu leisten- und blättchenförmigen Strukturen zusammen, die in Summe ca. 60 Vol.-% der gesamten Hydratationsprodukte ausmachen und auf denen die maßgebliche Festigkeitsentwicklung des Zementsteins beruht. Das nebenbei ausfallende Calciumhydroxid $Ca(OH)_2$ nimmt mit durchschnittlich 22 Vol.-% annähernd 1/4 der gesamten Hydratationsprodukte ein und besitzt gegenüber den C-S-H-Phasen eine eher primär-kristalline, pseudo-hexagonale Morphologie [177, 265]. Basierend darauf trägt es mit seiner im Vergleich zur C-S-H-Phase sehr viel kleineren spezifischen Oberfläche nur marginal zur Festigkeitsbildung bei [177].

Entsprechend dem in der Stöchiometrie dargestellten geringeren Angebot an CaO bildet das $\beta - C_2S$ während der Hydratation prinzipiell andere C-S-H-Phasen als das C_3S . Des Weiteren hydratisiert das $\beta - C_2S$ im Vergleich zum C_3S deutlich langsamer, wodurch die Hydratation des C_3S vornehmlich die Frühfestigkeit und die Hydratation des $\beta - C_2S$ die langfristige Festigkeitsentwicklung steuern. Wie in Tab. 4.1 dargestellt, fällt bei der Hydratation des $\beta - C_2S$ ebenfalls weniger $Ca(OH)_2$ aus, was ebenfalls für eine höhere Festigkeitsentwicklung zuträglich ist (siehe Kapitel 5).

Ähnlich zu den C-S-H-Phasen der Alite und Belite sind auch die sich aus den Klinkerphasen der Aluminate (Tricalciumaluminat C_3A) und Ferrite (Tetracalciumaluminiumferrit C_4AF) bildenden Hydratphasen stark vom Sulfatangebot abhängig. Während sich aus dem Tricalciumaluminat in Abwesenheit von Sulfat vorrangig dünntafeliges hexagonales Tetracalciumaluminathydrat (C_4AH_{19}) bildet, das beim Trocknen an Luft zunächst in die wasserärmere Verbindung C_4AH_{13} und mit fortschreitender Hydratation in die stabile Form C_3AH_6 übergeht, so entstehen in Lösungen mit vorhandenen Sulfatträgern bevorzugt Calciumaluminatsulfathydrate, die in Abhängigkeit der verfügbaren Sulfatmenge ebenfalls in ihrer chemischen Zusammensetzung variieren können [177, 265]. Zusammenfassend entsteht in sulfatärmeren und damit kalkreicheren Lösungen das hexagonale und dünntafelige Monosulfat (C_4AsH_{12}), wohingegen in sulfatreichen Lösungen das prismatische, nadelförmige Trisulfat bzw. Primär-Ettringit ($C_6As_3H_{32}$) entsteht [124, 265].

Analog zur Hydratation von C_3A verläuft auch die Hydratation der Calciumaluminatferrite ($C_2(A,F)$). Im Vergleich zu den Hydratationsprodukten des C_3A entstehen hierbei allerdings Verbindungen, bei denen Teile des Aluminiumoxids (Al_2O_3) durch Eisen(III)-oxid (Fe_2O_3) substituiert sind. Bei Vorhandensein von Sulfaten bilden sich sowohl Aluminatferrit-Trisulfate (ugs. *Eisenettringit* bzw. sogenannte *Aft-Phasen*) als auch Aluminatferrit-Monosulfate, kurz: *AFm-Phasen*. In Abwesenheit von Sulfaten werden dagegen Teile des Ferrits bevorzugt in einer hydrogranatförmigen Phase gebunden [265]. Sowohl die Hydratationsprodukte des C_3A als auch die des C_4AF tragen aufgrund ihres kristallinen Aufbaus und dessen geringer Eigenfestigkeit nur wenig zur gesamten Festigkeitsentwicklung der Zementsteinmatrix bei.

4.1.2 Porenarten und deren Dimensionen im Zementstein- und Festbetongefüge

Basierend auf den in [95], [124] und [202] gemachten Aussagen zum Hydrationsverlauf bzw. zur Auskristallisation von Zementpartikeln innerhalb einer freien Porenlösung (Wasser + gelöste Zementpartikel), stellt ein vollständig hydratisierter, kompakter und porenfreier Zementsteinkörper einen lediglich idealisierten Zustand dar. Betrachtet man dagegen den strukturellen Aufbau eines Festbetonkörpers im Detail, so lassen sich neben der erhärteten Zementsteinmatrix und der weitestgehend inerten Gesteinskörnung bereits unter makroskopischen Maßstäben weitere Strukturcharakteristika wie Poren und nicht-hydratisierte Zementpartikelkerne finden (siehe Abb. 4.1). Das Vorhandensein dieser für den Wärme- und Stofftransport maßgeblichen Festbetoncharakteristika kann dabei mehrere ursächliche Gründe haben.

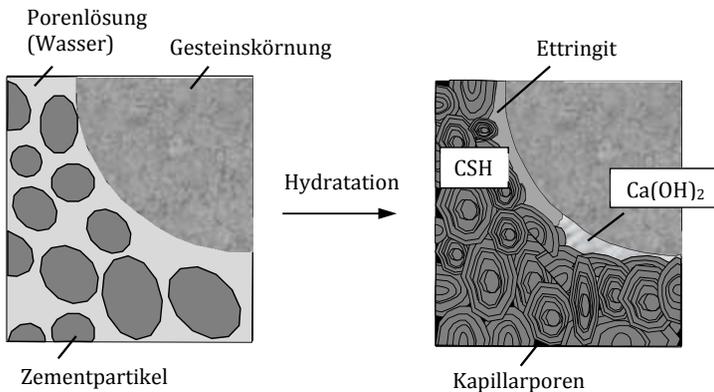


Abb. 4.1: Schematische Darstellung der Zementhydratation von normalfestem Beton nach König et al. [153] vgl. [256]

Während der Zementhydratation werden gemäß ALIGIZIAKI [8] durch 1 g Zement theoretisch 0,23 g chemisches (*interkristallines-, durch Chemiesorption gebundenes-*) Wasser sowie 0,19 g physikalisches (*nicht-evaporierbares, durch Physisorption gebundenes-*) Wasser gebunden, wodurch eine vollständige Hydratation nur bei W/Z-Werten $> 0,42$ ($0,23 + 0,19$) möglich wird [73]. Unter der Annahme, dass die Hydratationsprodukte von 1 cm^3 Zement ein Volumen von ca. 2 cm^3 einnehmen [87, 197], ergibt sich somit, dass sich die freie Porenlösung (max. Ka-

pillarporenraum) innerhalb eines betrachteten, in seinem Volumen konstanten Systems, während der Hydratation kontinuierlich verringert. Dementsprechend bleiben nicht-hydratisierte Zementpartikel im Festbeton zurück, sobald dem Zement weniger Wasser zur Verfügung steht, als er zur vollständigen Hydratation benötigt. Dagegen bedeutet ein zu hoher Anteil an Zugabewasser bzw. einem W/Z-Wert $>0,42$, dass die vorhandenen Zementpartikel nicht genug Hydratationsprodukte bereitstellen können, um die freie Porenlösung vollständig auszufüllen. Es verbleiben mitunter wasser- und/ oder luftgefüllte Freiräume im Festbetongefüge, die in Anlehnung an die Ausführungen von Rouquerol et al. [218] als Poren bezeichnet werden können. Daran anknüpfend lassen sich nach Rouquerol et al. zwar alle Vertiefungen, Kanäle und Zwischenräume in Feststoffen, deren Tiefe größer ist als ihre Weite, als Poren bezeichnen, eine einheitliche und allgemeingültige Klassifizierung der Porencharakteristiken untereinander bleibt dagegen aber weiterhin schwierig. Um diesbezüglich poröse Feststoffe mit katalytischen oder adsorbierende Funktionen sowie poröse Strukturen wie Oxide, Kohlenstoffe, Zeolithe, Böden und organische Polymere hinsichtlich ihrer Porencharakteristika einheitlich zu klassifizieren [152], hat sich sowohl in der Verfahrenstechnik als auch in der Bau- und Zementindustrie eine physikalische Einteilung der Poren nach ihrer Entstehung, ihrer geometrischen Form sowie nach ihrer Größe bzw. dem hydraulischen Radius r_h durchgesetzt [209, 288].

Porenart – Einteilung nach geometrischer Form und Zugang der Pore

Die Unterscheidung von Poren hinsichtlich ihrer geometrischen Form und der Zugänglichkeit gegenüber fluidaler Medien findet ihren maßgeblichen Ursprung in den Verfahren der Quecksilberporosimetrie, der Stick- oder Sauerstoffsorption und der Heliumpyknometrie.

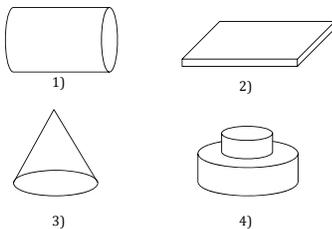


Abb. 4.2: Porenarten – Einteilung nach Porengeometrie, vgl. KANEKO [131]

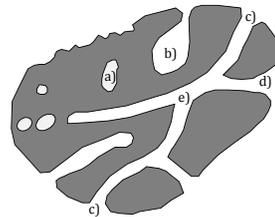


Abb. 4.3: Schema zur Einteilung der Poren nach ihrer Zugänglichkeit, vgl. IUPAC [84, 121]

Unter dem Aspekt, dass alle benannten Verfahrensweisen prinzipiell auf der druckbeaufschlagten Injektion eines nichtbenetzenden Fluids beruhen, lassen sich bestimmte Phänomene während des Messvorgangs (*Bspw. deutet ein abrupter Anstieg des Injektionsvolumens bei nur leichter Druckerhöhung auf die schlagartige Überwindung eines kleineren hydraulischen Durchmessers am Eingang der Pore hin*) nur unter der Annahme unterschiedlicher Porengeometrien erklären. Entsprechende Ansätze geben die Arbeiten von ZDRAVKOV [288] und KANEKO [131] sowie die Ausführungen der International Union of Pure and Applied Chemistry (kurz: IUPAC) [121].

Darauf beziehend führt Kaneko [131], unter dem Ansatz einer vereinfachten Porengeometrie (siehe Abb. 4.2), die unterschiedlichen Strömungsvorgänge innerhalb eines Porensystems auf die differenten hydraulischen Radien verschiedener geometrischer Formen (1-Zylinder, 2-Quader, 3-Kegel, 4-„Ink Bottle“ - Eingang besitzt einen kleineren Durchmesser als der Hauptporenraum) zurück. Dem entgegen werden Poren in den Arbeiten von Zdravkov und der IUPAC ausschließlich hinsichtlich ihrer Zugänglichkeit für nicht-benetzende Fluide klassifiziert (siehe Abb. 4.3). Folglich werden:

- *Offene Poren* (c, d, e -Poren mit mind. zwei Öffnungen nach außen),
- *Blinde Poren* (b -Poren mit nur einer Öffnung nach außen) und
- *Isolierte bzw. Geschlossene Poren* (a -Poren mit keiner Öffnung nach außen)

unterschieden [121, 288]. Ergänzend dazu werden, entsprechend der Porenartklassifizierungen nach Zdravkov, Blindporen bei denen die Eingangsöffnung kleiner ist als der Moleküldurchmesser des benetzenden Fluids als Ultraporen bzw. Latente Poren bezeichnet [131].

Porenart – Einteilung nach Entstehung und Größe bzw. hydraulischem Durchmesser

Anknüpfend an die Ausführungen in Abschn. 4.1 besteht ein ausgehärtetes Festbetongefüge zusammenfassend aus den Hydratationsprodukten (kristalline C-S-H-Phasen, Calciumhydroxid und Nebenbestandteilen wie Etringit oder Monosulfat), der weitestgehend inerten Gesteinskörnung und aus evtl. nicht-hydratisierten Zementpartikeln sowie Anteilen des ursprünglich mit wassergefüllten Raums (Porenlösung) zwischen den Zementpartikeln (Poren).

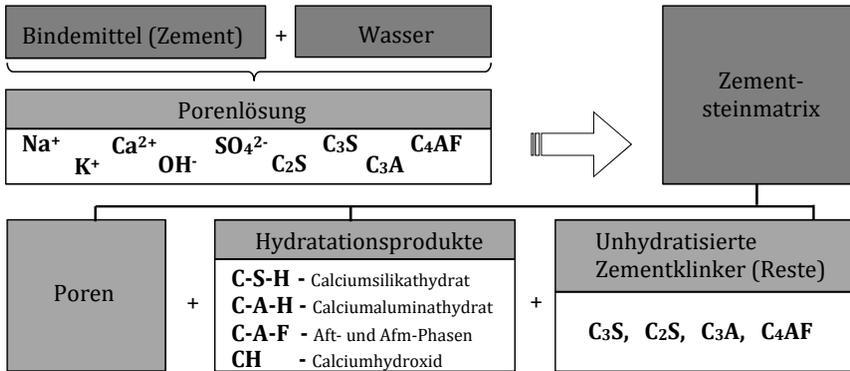


Abb. 4.4: Darstellung der Bestandteile von erhärtetem Zementstein vgl. [219]

Folgt man den Modellvorstellungen von POWERS und BROWNYARD [199], FELDMANN und SEREDA [73] oder den Ausführungen innerhalb der Arbeiten von Aligizaki [8], SCRIVENER [232] und SMOLCZYK [242] so werden die Poren innerhalb eines Festbetonkörpers üblicherweise nach ihrer Entstehungsart in

- *Verdichtungsporen* (Poren, die während des Einbaus des Frischbetons eingetragen werden und im Verdichtungsprozess nicht vollständig ausgetrieben wurden [23]);
- *künstliche Luftporen* (Poren, die durch einen Luftporenbildner künstlich in den Frischbeton eingebracht werden [22]);
- *Kapillarporen* (Poren, die durch Verdunsten von überschüssigem, für die Hydratation von Zement nicht benötigtem Wasser entstehen [21]) und
- *Gelporen* (Zwischenräume innerhalb der C-S-H-Kristalle, in die aufgrund der geringen Größe keine Hydratationsprodukte ausfallen können [8])

eingeteilt. Erweiternd dazu sollte nach Auffassung von HADLEY [97] und KJELLEN [141] das dargestellte Porenspektrum zusätzlich durch Hohlshellenporen, den sog. Hadley-grains, ergänzt werden. Gemäß den Ausführungen in [97], [116] und [141] entstehen diese vornehmlich durch eine ausschließlich nach außen umlaufende Hydratation der Zementpartikel, ohne dass sich der dadurch entstehende Freiraum (Zementpartikel wird kleiner) mit Hydratationsprodukten füllt.

Wird bspw. ein Zementpartikel umlaufend mit Wasser benetzt, so hydratisiert dieses und bildet erste kristalline Strukturen in Richtung der freien Porenlösung aus. Sind diese Strukturen mitunter so dicht, dass kein weiteres Wasser zum noch nicht hydratisierten Teil des Zementpartikels vordringen kann, verbleibt ein Hohlraum, der je nach Hydratationsgrad leer sein kann oder Reste von unhydratisierten Klinkerphasen enthält [87, 106, 140, 142, 232].

Nach Auffassung von Kjellsen [141] und Holzer [116] sind ein Großteil dieser Hohlschalporen über kleinere Poren mit dem Netzwerk der Kapillarporenräume verbunden, was bei einem Volumenanteil von rund 1 – 9% am gesamten Zementstein einen mitunter weitreichenden Einfluss auf etwaige Wärmeübergangs- und Stofftransportprozesse haben kann (siehe Abschn. 4.2). Basierend auf den verschiedenen Modellvorstellungen zum Feststoff- und Porengerüst zementgebundener Baustoffe sowie aufgrund der Gegebenheit unterschiedlichster Auffassungen zur Entstehung der Poren vornehmlich die der Gelporen resultieren mitunter stark divergierende Größenangaben, was die Porenräume in und um den hydratisierten Zementpartikel betrifft. Eine prinzipielle Zusammenfassung über die Bandbreite der unterschiedlichen Größenbezeichnungen gibt GLUTH in [87], siehe Abb. 4.5

Porenbezeichnung	Ungefährer Porengrößenbereich	
	d_h in [nm]	d_h in [μm]
Gelporen	0,5 - (3 ... 50)	0,0005 - (0,003 ... 0,05)
Kapillarporen	(10 ... 50) - 5.000	(0,01 ... 0,05) - 5
Hohlschalporen	< 10.000	< 10
Luft- und Verdichtungsporen	5.000 - 5.000.000	5 - 5.000

Abb. 4.5: Einteilung der Poren nach Entstehung und Größe (nach [74, 101, 126, 127, 141, 156, 173, 193]) vgl. [87]

Die Größe bzw. Weite einer Pore ist dabei in Anlehnung an die Ausarbeitungen von Rouquerol et al. [218] als kleinster Abstand zwischen zwei gegenüberliegenden Wandungen der Pore definiert. Für das Modell von zylindrischen oder kugelförmigen Poren entspricht die Größe bzw. die Weite der Poren somit dem hydraulischen Durchmesser d_h . Für platten- bzw. schlitzförmige Poren wird als Öffnungsweite des Schlitzes im Allgemeinen das Formelzeichen w verwendet [87] [218].

Im Hinblick auf die Ausführungen in Tab. 4.5 sei erwähnt, dass das Modell von Feldmann und Sereda [73], entgegen dem Modell von Powers und Brownard sowie die diesbezügliche Modellerweiterung durch Jennings und Tennis [127], prinzipiell keine Gelporen als solche berücksichtigt, sondern diese vielmehr in interkristalline Zwischenschichten der C-S-H-Phasen und Freiräume zwischen den C-S-H-Phasen klassifiziert [87] [156].

Entgegen den Modellvorstellungen von [73, 199] und [127] schlägt die IUPAC, analog dem Ansatz der Zugänglichkeit gegenüber fluidaler Medien, eine Einteilung der Porengröße basierend auf den Ergebnissen von Porosimetrie- und Sorptionsmessungen vor [241]. Man unterscheidet dabei:

- *Makroporen* (Poren mit einem hydr. Durchmesser $d_h > 50$ nm);
- *Mesoporen* (Poren mit einem hydr. Durchmesser zwischen $d_h = 2$ nm und 50 nm) und
- *Mikroporen* (Poren mit einem hydr. Durchmesser zwischen $d_h < 2$ nm)

Daran anlehnend schlägt YOUNG et al. [285] eine Klassifizierung der Poren vor, bei dem die Poren mit einem hydr. Durchmesser $d_h < 2,5$ nm als Mikroporen, einem hydr. Durchmesser zwischen $d_h = 2,5$ nm und 100 nm als Mesoporen und einem hydr. Durchmesser $d_h > 100$ nm als Makroporen bezeichnet werden [8]. Eine Klassifizierung der Makroporen in diesem Größenspektrum teilen ebenfalls die Autoren MEHTA und MANMOHAN [179].

Bei dieser Art der Klassifizierung ist allerdings grundlegend zu berücksichtigen, dass innerhalb von Druckporosimetrie- und Sorptionsmessungen letztlich nur das offene Porensystem erfasst werden kann und dass die im weitesten Sinne auf der isothermischen Adsorption von Stickstoff (N_2 bei 77 K und 1013,25 hPA) basierende Klassifizierung des Mikroporendurchmessers letztlich auf dem kritischen Moleküldurchmesser eines N_2 -Moleküls ($d_{cr} = 0,380$ nm) beruht. Dementsprechend wären Adsorbate mit kleineren Moleküldurchmessern somit möglicherweise in der Lage, kleinere Poren zu penetrieren [84, 194, 288]. Auf dieser Grundlage schlägt Dubinin [66] eine Erweiterung des von der IUPAC veröffentlichten Klassifizierungsmodells vor, indem ebenfalls Ultramikroporen (geleg. als Submikroporen bezeichnet), mit einem hydr. Porendurchmesser $< 0,6$ nm; und Supermikroporen mit einem hydr. Porendurchmesser zwischen 0,6 nm und 1,6 nm berücksichtigt werden.

Eine entsprechende Gegenüberstellung und Zusammenfassung der unterschiedli-

chen Porengrößendefinitionen findet sich in der Arbeit von Aligiziaki [8] und ist in Tab. C.1.3 dargestellt.

Resultierend aus den mitunter fließenden Übergängen der Porengrößenbereiche innerhalb der Porenmodelle sowie der zum Teil unscharfen Abgrenzung des hydraulischen Radius bei der Klassifizierung nach Porengröße (keine Klassifizierung zwischen 3 und 10 nm, 50 nm und 3 μm sowie 5 und 50 μm nach Mehta [179] bzw. keine Klassifizierung zwischen 10 und 100 μm nach Mindess [183], siehe Tab. C.1.3) wird für alle nachfolgend in dieser Arbeit beschriebenen Porengrößen/-Bezeichnungen ein modifiziertes Modell nach JENNINGS et al. [125] zu Grunde gelegt (siehe Tab. 4.2).

Tab. 4.2: Einteilung der Poren nach Größe und Zugänglichkeit fluidaler Medien gemäß der Porenmodelle von JENNINGS et al. und SETZER [125, 233]

Porentyp	Beschreibung	Durchmesser	Technik zur Bestimmung	Einfluss und Beschaffenheit des Wassers ¹	Einfluss auf den Beton
Interpartikulärer Raum zwischen den C-S-H Lagen	strukturell	bis zu 0,5 nm	adsorption/thermisch	nicht-epaporierbares, strukturiertes Wasser kovalente Bindung, kein Kapillarmeniskus	Schwinden und kriechen bei allen r.F. < 11%
Gelporen	Mikroporen	0,5 nm bis 2,5 nm	adsorption/MIP ² / IS ³	nicht-epaporierbares, stark adsorbiertes Wasser, intermolekulare Interaktionen kein Kapillarmeniskus	Schwinden und kriechen bei allen r.F. zwischen 11-35%
	klein	2,5 nm bis 10 nm	adsorption/MIP / IS	epaporierbares, vorstrukturiertes Wasser, starke Oberflächenspannung, starker Kapillarmeniskus	Schwinden bis 50% r.F.
Kapillarporen	medium	10 nm bis 50 nm	SEM ⁴	epaporierbares, makroskopisches Wasser, moderate Oberflächenspannung, mittelmäßig starker Kapillarmeniskus	Druckfestigkeit, Permeabilität, Schwinden bei r.F. > 80%
	groß	50 nm bis 10 μm	SEM / OM ⁵	epaporierbares, makroskopisches Wasser	Druckfestigkeit, Permeabilität
Andere Poren	ITZ ⁶	20 μm bis 50 μm	SEM / OM	Verhält sich wie makroskopisches Wasser	Druckfestigkeit, Permeabilität
	Mikroriss	50 nm bis 200 μm	SEM / OM	Verhält sich wie makroskopisches Wasser	Druckfestigkeit, Permeabilität

¹ Angaben gemäß der von SETZER, 1977 erarbeiteten Informationen zum Einfluss des Wassergehalts auf die Eigenschaften von Beton

² MIP: Mercury Intrusion Porosimetry - Quecksilberdruckporosimetrie

³ IS: Impedance Spectroscopy - Impedanzspektroskopie

⁴ SEM: Scanning Electron Microscopy - Rasterelektronenmikroskop (REM)

⁵ OM: Optical Microscopy - Lichtmikroskopie

⁶ ITZ: Interfacial Transition Zone - Übergangsbereich der Grenzflächen (Zementgel & Inerte Gesteinskörnung)

4.2 Rechnerische Erfassung der Stofftransportprozesse

4.2.1 Formen von Wasser in zementgebundenen Festkörpern - Abgrenzung der verwendeten Terminologie

Analog zu den Ausführungen von Basheer [15] und Setzer [233] sowie entsprechend dem Modell von Feldmann und Sereda [73] lassen sich die innerhalb einer aushydratisierten Zementsteinmatrix vorkommenden Formen von Wasser gemäß Abb. 4.6 bzw. Tab. 4.2 wie folgt klassifizieren:

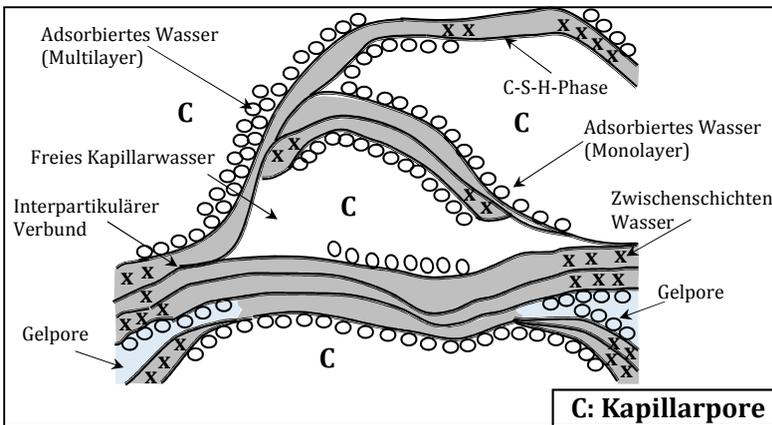


Abb. 4.6: Formen von Wasser innerhalb zementgebundener Festkörper
erweiterte Darstellung nach Sereda und Feldmann [73] vgl. [15]

Das *Interkristalline*- bzw. chemisch gebundene Wasser (in Abb. 4.6 nicht dargestellt) ist als integraler Bestandteil der C-S-H Struktur anzusehen und somit Teil aller Hydratationsprodukte. Da die Adsorptionsenergie des Wassers in Bereichen chemischer Reaktionsenthalpien liegt, kann dieser Typ Wasser den Autoren Basheer [15] und Schmidt [222] zu Folge prinzipiell nicht durch Trocknung entfernt werden, verdampft allerdings bei sehr hohem Energieaufwand bei gleichzeitigem Zerfall der C-S-H-Phasen (aufbrechen der chemischen Struktur).

Das stark adsorbierte *Zwischenschichten*- bzw. physiosorptiv gebundene Wasser befindet sich sowohl zwischen den einzelnen C-S-H-Phasen (Interpartikulär) als auch innerhalb von Mikro- bzw. Gelporenräumen. Aufgrund der hohen Van-der-Waals- bzw. londonschen Dispersionskräfte (+polare kovalente Bindung bei

Wasser) gilt das Zwischenschichtenwasser prinzipiell als nicht evaporierbar, kann aber bei sehr niedrigen relativen Luftfeuchten $< 11\%$ (z.B. durch Exsikkator-trocknung, siehe Abschn. 6.1.4) ausgetrieben werden [178, 222]. In diesem Fall ziehen sich die C-S-H-Phasen zusammen, wodurch das Zwischenschichtenwasser bei relativen Luftfeuchten zwischen $11 - 35\%$ einen grundlegenden Einfluss auf das etwaige Kriech- und Schwindverhalten des Betons hat [15].

Adsorptives- bzw. evaporierbares Wasser bezeichnet eine Wasserstruktur, die sich in molekularen Schichten an der Porenrandzone bzw. an der Oberfläche des Festkörpers anlagert. Diese stark durch physikalische Adhäsion bzw. polare kovalente Bindung anhaftenden Wassermoleküle können sich in mehreren molekularen Schichten (Multilayer) anlagern, wobei die Bindungskräfte mit zunehmender Entfernung zum Festkörper abnehmen bzw. bei > 6 Lagen (ca. $1,5 \text{ nm}$) vollständig verschwinden. Analog zum Zwischenschichtenwasser kann es durch Erniedrigung der relativen Luftfeuchte ($< 50\%$) ausgetrieben werden und besitzt ebenfalls Einfluss auf das Schwindverhalten des Betons [15, 233].

Das Wasser, welches prinzipiell frei beweglich und nicht über physikalische Kräfte an die Festbetonstruktur gebunden ist, wird als *evaporierbares, makroskopisches* Wasser bezeichnet. Dieses vor allem in Poren $\geq 10 \text{ nm}$ anzutreffende Wasser kann durch Absenkungen der relativen Luftfeuchte von bis zu $> 80\%$ nahezu vollständig ausgetrieben werden und hat basierend auf dem vergleichsweise großen, in den Poren anzutreffenden Fluidvolumen maßgeblichen Einfluss auf die nach DIN 1045-2:2014-08 geforderten Anforderungen zur Dauerhaftigkeit des Betons (Verhinderung von bauteilschädigenden Prozessen wie Frost-Tausalz-Angriff oder Permeabilität im Sinne des chemischen Angriffs).

Da die hierauf bezugnehmenden Phänomene der Feuchtespeicherung und des Feuchtetransports innerhalb poröser Festkörper bereits umfänglich in [73, 115, 128, 136, 137, 160, 211, 212] erörtert wurden, wird auf die darin behandelten Stofftransport- und Speicherprozesse nachfolgend nur zusammenfassend und hinsichtlich ihrer Bedeutung für zementgebundene Festkörper eingegangen.

4.2.2 Anlagerung von Wasser und Feuchtespeicherung in zementgebundenen Festkörpern

Unter Bezugnahme der klimatischen Größen relative Luftfeuchte und Umgebungstemperatur strebt ein poröser, hygroskopischer Festkörper stets ein natürliches Gleichgewicht mit seiner Umgebung an. Entsprechend dem kinetischen Modell nach Irving Langmuir (*Langmuir-Model*) lässt sich dieses natürliche Gleichgewicht als einen Zustand beschreiben, bei dem die Adsorptions- und Desorpti-

onsraten von Fluidmolekülen stets gleich groß sind [10]. Ändern sich die Umgebungsbedingungen, so ist das Gleichgewicht gestört und der in Kontakt mit einem Fluid stehende Baustoff vermag in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchtigkeit und der Umgebungstemperatur mehr Wassermoleküle aus der Umgebung zu binden (höhere Adsorptionsrate) oder an diese abzugeben (höhere Desorptionsrate) [222].

Unter Bezugnahme der relativen Luftfeuchtigkeit als Referenzkriterium lassen sich daran anlehnend für die Aufnahme von Wassermolekülen aus der Umgebung (*bauphys. Feuchtespeicherung*) prinzipiell drei Bereiche für poröse Festkörper unterscheiden, die als Sorptionsbereich, Kapillarwasser- bzw. überhygroskopischer Bereich und Übersättigungsbereich bezeichnet werden [160].

Innerhalb des *Sorptionsbereichs* findet zunächst eine Anlagerung der Wassermoleküle in Form einer monomolekularen Belegung der inneren Feststoffoberfläche statt [219]. Ab einer relativen Luftfeuchte. $\geq 20\%$ sind entsprechend der Theorie von Brunnauer, Emmet und Teller (*BET – Theorie*) alle freien Oberflächen mit einer monomolekularen Wasserschicht (Monolayer) benetzt und die Belegung der Feststoffoberfläche geht über in einen linear ansteigenden Bereich multimolekularer Belegung (Multilayer) der ersten Absorbatlage [160, 162, 219, 281]. Innerhalb von Poren mit einem hydr. Radius $1,5 \text{ nm} \geq d_h \leq 10 \text{ }\mu\text{m}$ und Luftfeuchten oberhalb von 50% r.F. bzw. einer multimolekularen Belegung > 6 Lagen ($\approx 1,5 \text{ nm}$ bzw. 15 \AA) verschwinden die feststoffbezogenen Bindungskräfte nahezu völlig und es kommt verstärkt zur Feuchteaufnahme infolge Kapillarkondensation. Der sich hier bildende Flüssigkeitsfilm ist je nach Porengröße durch einen mehr oder weniger stark gekrümmten Meniskus (siehe Tab. 4.2) gekennzeichnet, welcher nach der Kelvin-Beziehung / Gibbs-Thomson-Gleichung (siehe Gl. 4.1) auf eine Erniedrigung des Sättigungsdampfdruckes über konkav gekrümmten Menisken zurückzuführen ist [85, 103, 145] vgl. [160].

$$\phi = \exp. \left[-\frac{2 \cdot \sigma_o \cdot \cos \theta}{\rho_w \cdot R_D \cdot T \cdot r} \right] \quad (4.1)$$

Daraus ableitend nehmen Dampfdruckerniedrigung und Krümmung des Flüssigkeitsmeniskus mit zunehmendem Porendurchmesser ab, wodurch Poren mit größerem hydr. Durchmesser erst bei höheren Luftfeuchten durch Kapillarkondensation gefüllt werden. Als oberer Grenzwert für eintretende Kapillarkondensation gelten Poren mit einem hydr. Durchmesser von $d_h = 0,1 \text{ }\mu\text{m}$. Die Krümmung des Flüssigkeitsmeniskus ist aufgrund der großen Porenweiten so gering, dass sich keine Dampfdruckerniedrigung über dem Flüssigkeitsspiegel einstellt. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Wasseraufnahme unterhalb einer relativen Luftfeuchte von 50% maßgebend durch die Wechselwirkungen zwischen Wasser und Festkörperoberfläche bestimmt wird. Oberhalb

von 50% r.F. ist aufgrund der Kapillarkondensation die Porenradienverteilung im porösen System maßgebend. Eine entsprechende Zusammenfassung der Zustände zur Anlagerung von Wasser in zementgebundenen Baustoffen gibt RUCKER-GRAMM [219] in Abb. 4.7.

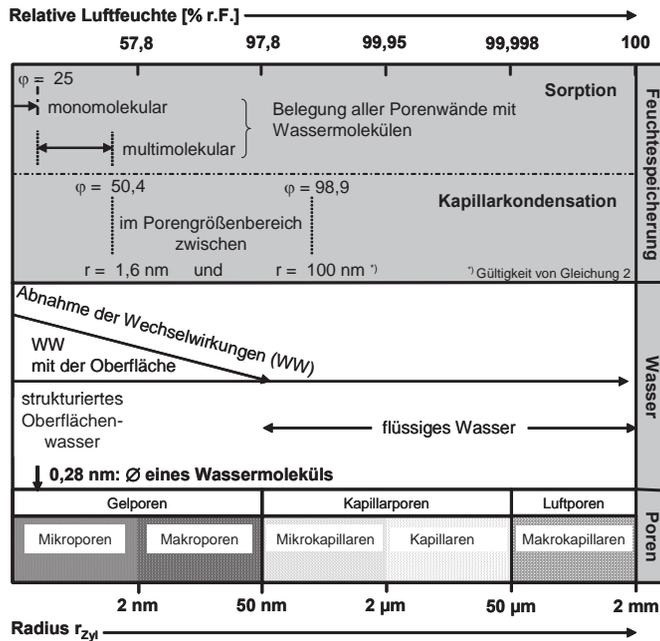


Abb. 4.7: Feuchtespeichermechanismen im Porensystem des Zementsteins (oben) und Modifikation des Wassers (unten) in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte und des Porenradius nach Rucker-Gramm [219]

Bei relativen Luftfeuchten oberhalb von 97% beginnt der *Kapillar- bzw. überhygroscopische Bereich*, welcher durch die Fähigkeit gekennzeichnet ist, flüssiges Wasser bis zum Erreichen der freien Wassersättigung aufzusaugen [160]. Unter der Annahme einer idealisierten, teilweise mit einer Flüssigkeit gefüllten Zylinderkapillare, bildet sich ähnlich der Kelvin-Beziehung eine Krümmung (konkav oder konvex) des Flüssigkeitsmeniskus aus, der auf der Wechselwirkung zwischen der Oberflächenspannung der Flüssigkeit und der Grenzflächenspannung der Kapillarwand beruht. Resultierend aus der Oberflächenkrümmung ergibt sich ein zum Krümmungszentrum gerichteter Normaldruck (Kapillardruck p_K), der in

Abhängigkeit vom Porenradius wie folgt beschrieben werden kann:

$$p_K = \frac{2 \cdot \sigma_o \cdot \cos \theta}{r} \quad \text{in [Pa]} \quad (4.2)$$

wobei σ die Oberflächenspannung der Flüssigkeit, θ den Randwinkel und r den Krümmungsradius bezeichnen. Abhängig vom Randwinkel und dem Schweredruck der Flüssigkeit findet ein Ansteigen (Kapillaraszension) oder Absinken (Kapillardepression) des Meniskus in der Kapillare statt. Die vom Radius der Pore abhängige Steighöhe ergibt sich dementsprechend zu:

$$h = \frac{2 \cdot \sigma_o \cdot \cos \theta}{\rho \cdot g \cdot r} \quad \text{in [m]} \quad (4.3)$$

Hierbei ist anzumerken, dass innerhalb kapillarporöser Baustoffe die freie Wassersättigung immer unterhalb des durch den offenen Porenraum möglichen Wassergehalts liegt, da eingeschlossene Luftblasen ein vollständiges Auffüllen des Porenraums verhindern [160].

Ein überschreiten der freien Sättigung (*Übersättigungsbereich*) bzw. die vollständige Füllung des zur Verfügung stehenden Porenraums ist prinzipiell nur durch Anlegen eines äußeren Druckes (siehe z.B. Quecksilberdruckporosimetrie), durch Erzeugen eines Unterdruckes (Austreiben der eingeschlossenen Luft) sowie durch Unterschreitung des Taupunktes (Kondensation des im Lufteinschluss befindlichen Wasserdampfes) oder durch lange Wasserlagerung (Lösung des Lufteinschlusses im Wasser) möglich.

4.2.3 Stoff-/Feuchtetransport in zementgebundenen Festkörpern

Analog zum Übergang von Wärme findet auch der Stofftransport über die mikroskopische Bewegung temperaturabhängiger Moleküle aufgrund von Konzentrations- und Dichteunterschieden sowie Geschwindigkeits-, Temperatur- und/oder Druckgradienten statt [244]. Als physikalisch-chemische Konsequenz daraus stellen sich instationäre, irreversible Prozesse ein, die meist durch vergleichbar kleine effektive Geschwindigkeiten und eine Erhöhung der Entropie beschrieben werden können [228].

Innerhalb von porösen Baustoffen, wie z.B. Beton, stellt der Stoff- bzw. Feuchte-transport einen äußerst komplexen Sachverhalt dar, der erheblich von der Struktur des Porensystems beeinflusst wird. Allgemein werden gemäß Abb. 4.8 die

Stoff- bzw. Feuchtetransportphänomene hinsichtlich ihres Aggregatzustandes (flüssig oder gasförmig) klassifiziert.

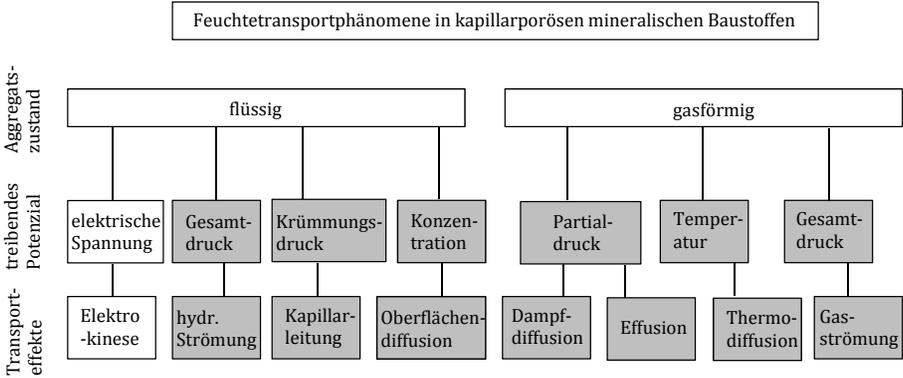


Abb. 4.8: Schematische Übersicht über die Feuchtetransportphänomene in porösen mineralischen Baustoffen, modifiziert nach [160, 211]

Eine systematische Trennung der Transporteffekte in die Aggregatzustände flüssig und fest ist innerhalb zementgebundener Festkörper aber in der Regel nicht möglich, da bis zum einsetzen des Übersättigungsbereichs stets beide Aggregatzustände innerhalb des Porenraums anwesend sind und wie nachfolgend gezeigt, sich mitunter gegenseitig beeinflussen. Eine deutlich adäquatere Art der rechnerischen Erfassung ergibt sich stattdessen aus der Betrachtung des überwiegenden bzw. maßgebenden Transportprozesses. Dieser ist vornehmlich von der betrachteten Porengröße und dessen fluidem Sättigungsgrad abhängig.

Diffusion

Der Vorgang der Diffusion, welcher nach der kinetischen Gastheorie auf einer ständigen Molekülbewegung beruht und bei örtlichen Konzentrationsunterschieden zu einem Ausgleich führt, kann im stationären Fall und innerhalb des Kontinuumsbereichs (siehe nachfolgend) quantitativ durch das 1. Fick'sche Gesetz beschrieben werden [268]:

$$q_i = -D_i \cdot \left(\frac{\partial c_i}{\partial x} \right)_{j \neq i} \quad \text{in } [mol/(m^2 \cdot s)] \quad (4.4)$$

Der darin enthaltene Diffusionskoeffizient ergibt sich entsprechend der kinetischen Gastheorie zu:

$$D = \frac{1}{3} \cdot A_m \cdot \bar{v} \quad \text{in } [m^2/s] \quad (4.5)$$

wobei A_m die mittlere freie Weglänge- und \bar{v} die mittlere Molekülgeschwindigkeit repräsentieren.

Prinzipiell tritt ein solcher Stofftransport in jedem Aggregatzustand auf, wohingegen sich aber abhängig vom System mengenbezogen Differenzen ergeben können. Mit Bezug auf einen porösen Festkörper muss darüber hinaus stets zwischen einer freien und einer gehinderten Diffusion unterschieden werden.

In der freien Diffusion wird die Teilchenbewegung prinzipiell nur durch untereinander stattfindende Stöße (Kollisionen) gestört, welche nach Einstein und Stokes mit steigender Dichte und Temperatur zunehmen. Sie tritt vornehmlich in Flüssigkeiten und Gasen innerhalb homogener Systeme auf.

In heterogenen Systemen, wie z.B. zementgebundene Festkörper, findet dagegen prinzipiell eine gehinderte Diffusion statt. Die mögliche Teilchenbewegung wird hier nicht nur durch eine Kollision der Teilchen untereinander, sondern ebenso durch Wechselwirkungen mit der Oberfläche der Porenwände des Festkörpers bestimmt. Resultierend daraus steigt die Kollisionswahrscheinlichkeit mit kleiner werdendem Porendurchmesser sowie mit größer werdendem Van-der-Waals-Radius der Moleküle. In Anlehnung dazu wird das Kollisionsverhalten der Teilchen in der Literatur [128, 176, 187] prinzipiell in zwei unterschiedliche Bereiche unterteilt, die unmittelbar an die Größe der Knudsen-Zahl gekoppelt sind.

$$K_n = \frac{A_m}{2 \cdot r} \quad (4.6)$$

Entsprechend Gleichung 4.6 beschreibt die Knudsen-Zahl dabei das Verhältnis aus mittlere freier Weglänge der Moleküle (kollisionslose gerichtete Bewegung eines Teilchens) und dem Radius der Pore. Ist $K_n < 1$, spricht man vom Kontinuumsbereich. Innerhalb dieses Bereiches ist vor allem der Impulsaustausch zwischen den einzelnen Molekülen transportbestimmend. Bei $K_n > 1$ ist die mittlere freie Weglänge dagegen größer als der Porenraumdurchmesser und der Transport wird hier vornehmlich über die Stöße der Fluidmoleküle mit der Porenwand bestimmt [160]. In diesem Bereich liegt die Knudsen'sche Molekularbewegung vor und man spricht von der Knudsen-Diffusion oder dem Molekular- bzw. Effusionsbereich [128]. Bei sehr großen Knudsen-Zahlen tritt demnach der Porendurchmesser bei der Berechnung des Diffusionskoeffizienten an die Stelle

der mittleren freien Weglänge. Es ergibt sich:

$$D = \frac{1}{3} \cdot d_h \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot RT}{\pi \cdot M_i}} \quad \text{in } [m^2/s] \quad (4.7)$$

Entgegen dem Bezug zu einem Konzentrationsgradienten, wie in Gl. 4.4 angegeben, wird die Stoffmengenstromdichte q_i im Zusammenhang mit der Knudsen-Diffusion mehrheitlich als Funktion einer Partialdruckdifferenz über einen betrachteten Wegabschnitt x ausgedrückt. Hinzu kommt, dass bei einer Diffusion in mikro- und mesoporösen Festkörpern die Diffusionszeit eine wichtige Größe darstellt [222]. Für eine ungehinderte freie Diffusion ist der Diffusionskoeffizient im Allgemeinen unabhängig von der Zeit, da die Teilchenkollision aufgrund der Brown'schen Molekularbewegung nur untereinander stattfindet. Bei einer gehinderten Diffusion nimmt dagegen mit zunehmender Diffusionszeit die Fraktion der Teilchen zu, die in ihrer Bewegung durch Kollisionen mit der Porenraumbegrenzung gehindert werden (vgl. ebd). Mitra et al. [184] führt hierzu den empirischen Parameter „Tortuosität“ ein, welcher die Abhängigkeit des Diffusionsverhaltens von der Porenform und Orientierung, sowie die Art der Verzweigung eines Porensystems berücksichtigt. Die Tortuosität (τ) ergibt sich als Quotient aus mittlerem effektivem Diffusionsweg und Dicke der betrachteten Schicht [87] damit zu:

$$\tau = \left(\frac{l_{eff}}{d} \right)^2 \quad (4.8)$$

Daraus resultierend ergibt sich die Stoffmengenstromdichte g_i für die betrachtete Knudsen-Diffusion bzw. für reine *Effusion*, unter Berücksichtigung des Verhältnisses aus Porosität (ϵ) und Grad an Gewundenheit des Transportwegs (Tortuosität), letztlich zu:

$$q_i = \frac{1}{3} \cdot \frac{\psi}{\tau} \cdot d_h \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot RT}{\pi \cdot M_i}} \quad \text{in } [mol/(m^2 \cdot s)] \quad (4.9)$$

An dieser Stelle sei erwähnt, dass innerhalb des Algorithmus von Gl. 4.9 keine geschlossenen Poren sowie Blind- oder Sackporen berücksichtigt werden und so stets abweichende Ergebnisse zu Permeabilitäts- und Diffusionsmessungen entstehen, da letztere nur das offene und durchgehende Porensystem erfassen.

Neben der Molekularbewegung Effusion bzw. Knudsen-Diffusion kommt es bei vollständiger monomolekularer Belegung der Hohlraumoberfläche, gemäß der BET-Theorie mit zunehmender Molekularschichtdicke zu einem Sorbatfilm, der an Mobilität durch die weiter anlagernden Wassermoleküle zunimmt [160, 268]. Unter Voraussetzung eines Gradienten relativer Luftfeuchte entsteht ein Stofftransport, der im Allgemeinen als *Oberflächendiffusion* zusammengefasst werden kann und sich gemäß dem Fick'schen Gesetz zu:

$$q_i = -a_s \cdot D_{OD,i} \cdot \frac{\partial c_{OD,i}}{\partial x} \quad \text{in } [mol/(m^2 \cdot s)] \quad (4.10)$$

ergibt. Hierbei bezeichnen a_s die volumenbezogene spezifische Oberfläche des Porenraums und $c_{OD,i}$ die flächenbezogene Konzentration der angelagerten Komponente i [13, 182], vgl. [87]. Daran anlehnend wird der Diffusionskoeffizient $D_{OD,i}$ durch die Beweglichkeit der adsorbierten Moleküle auf der Oberfläche bestimmt und ist somit maßgeblich abhängig von den Oberflächeneigenschaften der Porenrandzonen, den Eigenschaften des adsorbierten Fluids sowie vom Druck und der Temperatur [158, 159, 182, 236], vgl. (ebd.).

Im Realfall tragen prinzipiell alle benannten Transportmechanismen zur Gesamtdiffusion bei. Ihre relativen Anteile sind dabei maßgeblich vom Gesamtdruck, vom Porengefüge des Feststoffes und von der Art des heterogenen Systems (Stärke der Adsorptionskräfte) abhängig [268], wodurch eine genaue systematische Trennung zwischen Fick'scher und von Knudsen-Diffusion in der Regel nicht möglich ist. Ein sich daraus ergebender, notwendigerweise zu betrachtender, zusammengesetzter effektiver Diffusionskoeffizient muss demnach experimentell ermittelt werden (siehe Abschn. 6.1.4).

Neben der bereits erläuterten Abhängigkeit des Diffusionskoeffizienten von der Tortuosität, ist dieser auch maßgeblich vom Druck und der Temperatur abhängig. Für Wasserdampf/Luft-Gemische hat sich innerhalb eines Temperaturspektrums von $20 \leq \vartheta \leq 90^\circ\text{C}$ die Zahlenwertgleichung nach SCHIRMER [221] bewährt [228].

$$D_D = 2,26 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{P_0}{P_{atm}} \cdot (T/273)^{1,81} \quad \text{in } [m^2/s] \quad (4.11)$$

Für tiefere Temperaturen und dem Einsatz anderweitiger Fluide bietet sich dagegen der auf dem Chapman-Enskog-Modell basierende empirische Potenzansatz von Weiß et al. an. Dieser ergibt sich zu:

$$D_i(T) = D_{i,273K}(T/273)^n \quad \text{in } [m^2/s] \quad (4.12)$$

Dabei bezeichnen $D_{i,273K}$ den Selbstdiffusionskoeffizienten des Fluids i bei einer Temperatur von $T=273$ K, und n eine einheitenlose, empirisch ermittelte Konstante. Angaben von Weiß et al. zufolge ergibt sich $D_{i,273K}$ für Methan innerhalb eines Temperaturspektrums von $90 - 353K$ demnach zu $0,200 \cdot 10^{-4} m^2/s$ und n zu 1,82.

Viskoser Fluss / Permeation

Erweiternd zum Transportprozess der Wasserdampfdiffusion kann bei einer Knudsen-Zahl von $Kn < 1$ ebenfalls eine Durchströmung des Körpers (Permeation) stattfinden. Voraussetzung hierfür ist, dass neben einem möglichen Partialdruckgefälle ebenfalls ein Gesamtdruckunterschied vorliegt. Zur Charakterisierung einer solchen Strömung werden prinzipiell die beiden Arten *laminare-* und *turbulente Strömung* unterschieden, die über die Reynoldszahl (Re) klassifiziert werden [69, 128, 244]. Für idealisierte zylindrische Poren besteht nach Eibl [69] eine laminare Strömung für Reynoldszahlen < 2300 . Dagegen ist in nicht idealisierten porösen Festkörpern, aufgrund der sehr weitgefassten Porenradienverteilung, die Strömung nur bis zu einer Reynoldszahl von $Re < 4$ laminar, wobei dieser Wert gerade in Bezug auf Beton nach Angaben von GERTIS [84] kaum überschritten wird [128]. Gertis [84] und Jooß [128] weisen diesbezüglich darauf hin, dass der Umstand, in welchem Porenbereich letztlich laminare Strömung auftritt, eng an die Frage geknüpft ist, welcher statische Druck auf das betrachtete Festkörpersystem wirkt.

Ausgehend von einer mittleren freien Weglänge eines Wassermoleküls in Luft (ca. $1,0 \cdot 10^{-7} m$ unter Norm- bzw. Standardbedingungen) sind gemäß Gl. 4.6 erst Poren im Kapillar- bzw. Makroporenbereich laminar durchströmt [128]. Basierend darauf, dass in Anbetracht des in Abschn. 3.1 konzipierten VIW-Elements durchaus Gesamtdruckdifferenzen von bis zu 1,3 bar auftreten können, ist gemäß Gl. 4.30 auch in den engeren Poren mit einer laminaren Strömung zu rechnen [84].

Analog zur fortschreitenden Adsorption von Wassermolekülen (Multilayerbelegung) kommt es entsprechend den Ausführungen von Abschn. 4.2.2 verstärkt zur Feuchteaufnahme durch Kapillarkondensation. Der sich daraus ergebende Stoff-

transport wird als Kapillarleitung bezeichnet. Dieser als Strömung zu klassifizierende Stofftransport wäre bei vollständiger Sättigung der Pore maßgeblich vom Durchlässigkeitskoeffizienten K und vom kapillaren Druckgefälle $\partial p_k / \partial x$ abhängig (siehe Darcy-Ansatz bzw. $q_w = K_1 \cdot \partial p_k / \partial x$). Da der Strömungswiderstand von Kapillaren mit kleiner werdendem Radius aber quadratisch ansteigt, ist der bei vollständiger Wassersättigung annähernd konstante Durchlässigkeitskoeffizient unterhalb einer freien Sättigung stark feuchteabhängig [162]. Die Annahme einer näherungsweise Konstanz von K wäre somit nicht zulässig. Künzel löst das Problem durch Ersetzen des kapillaren Unterdrucks mit der Kelvin-Beziehung sowie einer Multiplikation der konstanten Glieder zu K_1 , vgl. (ebd.). Für einen richtungsbezogenen Kapillartransport ergibt sich dann:

$$q_w = -K_2 \cdot \frac{\partial T \ln \varphi}{\partial x} \quad (4.13)$$

Differenziert man Gl. 4.13 nach der Temperatur und der relativen Feuchte, ergibt sich:

$$q_w = -K_2 \cdot \frac{T}{\varphi} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial x} - K_2 \cdot \ln \varphi \frac{\partial T}{\partial x} \quad (4.14)$$

Hierbei sind K_2 der Kapillarleitkoeffizient, T die absolute Temperatur, φ die relative Feuchte und g_v die Flüssigtransportstromdichte. Unter Normalbedingungen kann der zweite Term, welcher den Kapillartransport aufgrund eines Temperaturgradienten beschreibt weitestgehend vernachlässigt werden. Für Speichersysteme mit zum Teil hohen Temperaturgradienten sollte der Term weiterhin berücksichtigt werden.

Die Berechnung des Transportstroms (\dot{m}) durch die Querschnittsfläche (A) einer vollständig wassergesättigten Pore erfolgt, wie bereits angedeutet, durch das Darcy-Gesetz:

$$\frac{\dot{m}}{A} = -K \cdot \frac{\rho_{Fluid}}{\eta_{Fluid}} \cdot g \cdot \frac{\partial h}{\partial x} \quad (4.15)$$

Der Formfaktor K bezeichnet dabei die messbare Größe (intrinsische) Permeabilität des Festkörpers (siehe auch Abschn. 6.1.2).

4.3 Rechnerische Erfassung der Wärmeübertragungsmechanismen

4.3.1 Allgemeines

Aus der Festkörperphysik ist bekannt, dass der aufgrund eines Temperaturgradienten hervorgerufene Energietransport $d\vec{Q}$ zwischen benachbarten Molekülen in einem wärmeleitenden Material gemäß

$$d\vec{Q} = \vec{q}(\vec{x}, t) \vec{n} dA \quad \text{in } [W] \quad (4.16)$$

beschrieben werden kann [12] [139]. Hierbei bezeichnen $d\vec{Q}$ den Wärmestrom, $\vec{q}(\vec{x}, t)$ das Vektorfeld der Wärmestromdichte (welches entsprechend der Kontinuumsstheorie die Stärke und Richtung eines Wärmestroms an einem durch den Vektor \vec{x} gekennzeichneten Ort angibt und zeitabhängig sein kann) sowie \vec{n} den Einheitsvektor in Richtung der Flächennormale und dA ein beliebiges Flächenelement. Unter der Annahme eines ausschließlichen Energietransports aufgrund des vorhandenen Temperaturgradienten ergibt sich die richtungsbezogene (hier in: in x -Richtung) und somit für labortechnische Messungen meist maßgebende Wärmestromdichte \vec{q} zu:

$$\vec{q}(\vec{x}, t) = -\lambda \text{ grad } \vartheta \quad \text{bzw.} \quad q_x = -\lambda_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{in } [W/m^2] \quad (4.17)$$

und bezeichnet das durch J. B. J. Fourier angegebene Grundgesetz der Wärmeleitung für homogene und isotrope Körper [12] [37]. Hierin stehen die materialabhängige Proportionalitätskonstante $-\lambda$ für die Wärmeleitung und $\text{grad } \vartheta$, für den Temperaturgradienten oder Temperaturanstieg. Letzterer bezeichnet dabei die auf die Längeneinheit des Weges bezogene größte Temperaturänderung in einem Temperaturfeld und ergibt sich bei einem nur in eine Richtung (hier: in x -Richtung) verlaufenden Wärmestrom (Annahme) zu $\text{grad } \vartheta = \partial T / \partial x$ [37].

Unter der Annahme einer konstanten Materialstärke sowie konstanter Temperaturverhältnisse wird aus der mathematischen Beziehung 4.17 deutlich, dass der Wärmetransport durch das betrachtete Flächenelement umso geringer ist, je kleiner die Wärmeleitfähigkeit ist. Die materialabhängige Proportionalitätskonstante $-\lambda$ (Wärmeleitfähigkeit) kennzeichnet damit die wichtigste wärmeschutztechnische Stoffeigenschaft von Bau- und Wärmedämmstoffen [37]. Die Wärmeleitfähigkeit ist, sofern es sich um isotrope und homogene Stoffe handelt (z.B. reine

Metalle- bei denen der Warentransport ausschließlich durch Leitung erfolgt), nur von der Temperatur und gegebenenfalls vom Druck abhängig (siehe Smoluchowski Effekt bzw. Abschn. 4.4.1). Diesen Umstand aufgreifend erklärt GRÖBER [90], dass die im Allgemeinen auf eine bestimmte Temperatur bezogene „wahre“ Wärmeleitfähigkeit λ für ein ausgeprägtes Temperaturgefälle prinzipiell keine Gültigkeit besitzt, da sie in diesem Kontext theoretisch nur für eine unendlich kleine Temperaturdifferenz ausreichend bestimmt ist. Dementgegen unterliegen aber sowohl die meisten messtechnischen Versuchsaufbauten als auch die in der Praxis verbauten Bau- und Dämmstoffe mitunter starken Temperaturdifferenzen, in deren Bereich die Wärmeleitfähigkeit sich ständig ändert [37]. Resultierend daraus wird die Wärmeleitfähigkeit für einen entsprechenden Temperaturbereich üblicherweise durch einen arithmetischen Mittelwert (λ_m) der Warm- und Kaltseite beschrieben und als integraler Mittelwert ausgegeben:

$$\lambda_m = \frac{1}{\vartheta_1 - \vartheta_2} \int_{\vartheta_1}^{\vartheta_2} \lambda(\vartheta) d\vartheta \quad \text{in } [W/(m \cdot K)] \quad (4.18)$$

Berücksichtigt man daran anlehnend, dass Bau- und Dämmstoffe mit Ausnahme von Metallen mehr oder weniger poröse Körper darstellen und demzufolge nicht als homogen betrachtet werden können, so sind neben der o.g. Temperaturabhängigkeit zusätzlich noch weitere Einflussgrößen auf die Wärmeleitfähigkeit zu berücksichtigen (siehe Abschn. 4.4). Darüber hinaus treten bei inhomogenen Festkörpern (Poren + divergierend aufgebautes Feststoffgerüst) im Vergleich zu einem homogenen Festkörper strukturbedingt stets mehrere Wärmeübertragungsvorgänge gleichzeitig auf. Neben der Wärmeleitung im Feststoffgerüst sind in den fluidgefüllten Hohlräumen (Poren) stets mehrere Wärmeübertragungsvorgänge gleichzeitig wirksam. Prinzipiell unterscheidet man dabei zwischen der molekularen Wärmeleitung der Gasphase (λ_G) und dem Wärmetransport durch Strahlung (λ_R). Unter Umständen müssen an dieser Stelle, wie später in Abschn. 4.3.4 dargestellt, gegebenenfalls noch zusätzlich die strömungsbedingten Wärmeübertragungen durch Konvektion und Diffusion von Wasserdampf berücksichtigt werden.

4.3.2 Wärmeleitung im Feststoff und im Füllgas

Innerhalb des kompakten Feststoffgerüsts (Reinstoff, keine Poren) findet der auf einem Temperaturgradienten beruhende Übergang von Wärme größtenteils

in Form von Schwingungsenergie durch mechanische Kopplung benachbarter Atome (innerhalb von Nichtmetallen bzw. festen Dielektrika vornehmlich durch thermisch angeregte Phononen, siehe Hunklinger, S. [118]) statt. Besitzt ein Stoffteilchen eine Temperatur $> 0K$ ist dieses thermisch angeregt und fängt an, um seine eigene mittlere Lage zu schwingen. Die Weitergabe der hier erzeugten Bewegungsenergie ergibt sich dann durch direkten mechanischen Kontakt zum Nachbarteilchen und wird als Wärmeleitung im Feststoff bezeichnet (hier: Wärmeleitung des Feststoffgerüsts λ_{SF}) [276].

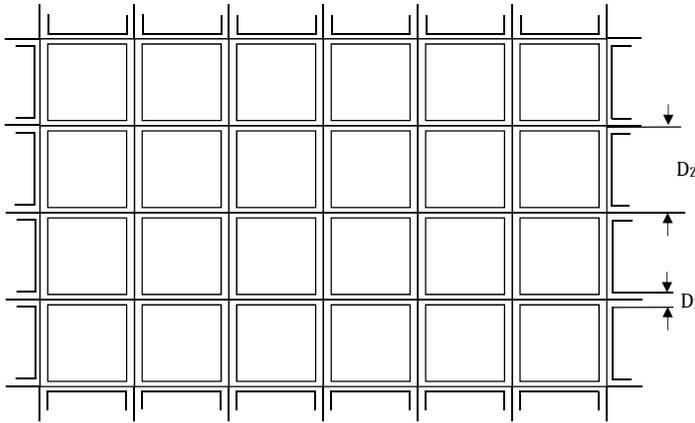


Abb. 4.9: Wärmetransport in Schaumstoffen - Kubisches Modell als stark idealisierter Ersatz für die Struktur von Schaumstoffen (nach STEPHENSON und MARK [247]) vgl. [291]

Innerhalb von Flüssigkeiten und Gasen sind dagegen Moleküle die Träger der thermischen Energie. Sie ändern ihre Lage direkt zueinander und übertragen ihre Energie entsprechend den Modellvorstellungen der kinetischen Gastheorie, durch elastische Stöße (Kollision), weitestgehend zufällig, auf andere Moleküle bzw. auf die Systembegrenzung [276].

Bezieht man in Anlehnung an die Ausführungen von HINGST [111], KRISCHNER [157] und Koglin [147] die Theorie der Wärmeübertragung innerhalb eines porösen Festkörpers auf den in Abb. 3.1 diskutierten Dämmkern, so lässt sich unter Verwendung eines stark idealisierten kubischen Modells (siehe Abb. 4.9) für Schaumstoffe mit Feststoffvolumenanteilen von $V_{SF} \ll 1$ und denen des Füllgases mit $V_G \approx 1$, die Wärmeleitung im Feststoff und im Füllgas nach STEPHENSON

und MARK [247] wie folgt zusammenfassen:

$$\lambda_L = V_G \cdot \lambda_G + \alpha \cdot V_{SF} \cdot \lambda_{SF} \quad \text{in } [W/(m \cdot K)] \quad (4.19)$$

Der Volumenanteil des Füllgases kann hierbei näherungsweise über Druckporosimetrie- und Sorptionsmessungen ermittelt werden. Blindporen bzw. geschlossene Poren bleiben diesbezüglich aber weitestgehend unentdeckt (siehe Abschn. 4.1.2).

Für das Gasgemisch Luft als Füllgas lässt sich die molekulare Wärmeleitfähigkeit innerhalb der Grenzen $-50^\circ C \leq \vartheta \leq 50^\circ C$ gemäß der gegenwärtig genauesten Fundamentalgleichung nach LEMMON et al. [166] wie folgt bestimmen:

$$\lambda_G = 2,08 \cdot 10^{-3} \sqrt{T^3/(112 + T)} \quad \text{in } [W/(m \cdot K)] \quad (4.20)$$

Für tiefere Temperaturen schlägt HILSEN RATH [110] die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit eines Füllgases in Abhängigkeit der Temperatur entsprechend Tabelle 4.3 vor.

Tab. 4.3: Wärmeleitfähigkeit des Füllgases Luft in Abhängigkeit von der Temperatur nach Hilsenrath [110], vgl. Zeitler [291]

Stoff	Gleichung in $[W/(m \cdot K)]$	a in $[W/m \cdot K^{3/2}]$	b in [K]	c in [K]
Luft	$\lambda = \frac{a \cdot \sqrt{T}}{1 + \frac{b \cdot 10^{-c/T}}{T}}$	$2,648 \cdot 10^{-3}$	245,4	12,0
N ₂		$2,529 \cdot 10^{-3}$	224,0	12,0
O ₂		$2,816 \cdot 10^{-3}$	265,9	10,0
CO ₂		$2,929 \cdot 10^{-3}$	6212,0	10,0

Die Tatsache, dass die für Gl. 4.19 verwendete, stark idealisierte Annahme eines gleichverteilten Feststoffs und einer ausschließlichen Wärmeleitung parallel oder senkrecht zu den Würfelflächen (siehe Abb. 4.9) nur näherungsweise einen Realzustand wiedergibt, lässt sich den Ausführungen von HARDING [104] folgend, durch einen von ihm vorgeschlagenen Feststoffbruchteil (α) in Gl. 4.19 berücksichtigen. Unter der Annahme eines geschlossenzelligen, leichten Polyurethanschaums, bei dem der größte Teil an Wärmeleitung durch das Füllgas stattfindet, ergibt sich diese Abminderung des Feststoffvolumenanteils nach Messungen von Harding

[104] zu $\alpha = 0,75$. Im Hinblick auf einen porösen Festkörper mit überwiegendem Anteil an Feststoffmasse (UHPC-Ober- und Unterschale des Probekörpers in Abb.3.1) verschiebt sich dieser Beiwert zugunsten des Feststoffgerüsts bzw. wechselt zum Füllgasterm ($V_G \cdot \lambda_G$) und mindert diesen prozentual ab. Es wird deutlich, dass vor allem der Anteil an Wärmeleitung über das kompakte Feststoffgerüst ($V_{SF} \cdot \lambda_{SF}$) stets von der Porosität und der Struktur des Gesamtkörpers abhängig ist

$$\lambda_{SF} = \lambda_{SF}(\psi, \text{Struktur}, \gamma_{SF}) \quad (4.21)$$

und damit die eigentlich unbekannte Größe innerhalb der Berechnung darstellt [291]. Analog zu den Ausführungen von Hingst [111] lässt sich eine genaue Berechnung von λ_{SF} ohne Kenntnis des genauen Feststoffvolumens (V_{SF}) und dessen Dichte letztlich nur über die Rückrechnung einer gemessenen Gesamt-Wärmeleitfähigkeit des Körpers (entspr. Gl.4.17) und der molekularen Wärmeleitfähigkeit des in den Poren befindlichen Füllgases (λ_G) realisieren [291].

4.3.3 Wärmeübergang durch Strahlung

Unter Bezugnahme des Stefan-Boltzmann-Gesetzes [239] ergibt sich der Wärmeübergang durch Strahlung zwischen zwei ebenen, annähernd gleichgroßen und sich gegenüberliegenden Körpern gemäß VDI 2005 Blatt1:2008-09 [263] zu:

$$\dot{q} = \frac{\sigma_s}{\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{1}{\epsilon_2} - 1} \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad \text{in } [W/m^2] \quad (4.22)$$

bzw. unter Einbeziehung von Gl. 4.17 und im Hinblick auf den Leitwert der Wärmestrahlung (λ_R) zu:

$$\lambda_R = \frac{\sigma_s \cdot s}{\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{1}{\epsilon_2} - 1} \cdot \frac{(T_1^4 - T_2^4)}{\Delta T} \quad \text{in } [W/(m \cdot K)] \quad (4.23)$$

Daran anknüpfend ergibt sich für transparente bzw. pseudotransparente Schaumstoffe (z.B. für den in Abb. 3.1 diskutierten Dämmkern aus Polyurethanschaum),

unter Verwendung des in Abb. 4.9 dargestellten Modells und der Annahme, dass im betrachteten Temperaturintervall das Emissions- und Absorptionsspektrum übereinstimmen (die Emissionsgrade der beiden Randplatten sind prinzipiell gleich, $\epsilon_1 = \epsilon_2$), der Leitwert der Wärmestrahlung (λ_R) nach Koglin [149] zu:

$$\lambda_R = \frac{D_z \cdot \sigma_s (T_1^4 - T_2^4) / \Delta T}{\frac{2}{1-r+d} - 1 + \frac{1}{z-2} \left(\frac{2}{a_0} - 1 \right)} + \lambda_{LR} \frac{\frac{\Delta T_1 + \Delta T_2}{\Delta T} - \frac{1}{z-2}}{\left(\frac{2}{1-r+d} - 1 \right) \cdot \left(a_0 / (2 - a_0) \right) + \frac{1}{z-2}} \quad (4.24)$$

Hierin stehen „ $a_0 = \epsilon_0$ “ für den Emissionsgrad der Randplatten; „ r “, „ a “ und „ d “ jeweils für den Reflexions-, Absorptions- und Durchlassgrad des Materials und „ z “ für die Anzahl der an der Strahlung beteiligten Flächen, wobei sich letztere aus der Probendicke x und dem mittleren Zeldurchmesser D_z gemäß:

$$x = (z - 2) \cdot D_z \quad (4.25)$$

ergibt [111]. Der zweite Term der Gleichung 4.24 beschreibt hierbei einen zusätzlichen Wärmestrom bei gleichzeitiger Leitung und Strahlung bei einer transitierenden Transparenz des porösen Festkörpers (z.B. Schaumstoffe). Der Term strebt gegen *Null*, sobald man einen linearen Temperaturverlauf (Leistungsanteil überwiegt) annimmt. Ferner macht der Term deutlich, dass λ_R nicht ausschließlich von der Temperatur, sondern auch von der Probendicke (Dickeneffekt nach [37]) bzw. von den Strahlungseigenschaften der Randplatten (hier: Porenwände) abhängig ist und besonders bei kleinem Leistungsanteil (z.B. im Vakuum) nicht zu vernachlässigen ist [149].

Für opake, nicht-transparente, poröse Festkörper, wie die UHPC-Ober- und Unterschale des Probekörpers in Abb.3.1, kann die Strahlungsausbreitung unter der Annahme, dass die Wärmeübertragung durch Strahlung gemäß Gl. 4.23 proportional zum wirksamen Strahlungsweg s ist, nach ROSSELAND [214] wie folgt angenommen werden:

$$\lambda_R = \frac{16 \cdot \sigma_s \cdot n^2}{3 \cdot E} \cdot T_m^3 \quad \text{in } [W/(m \cdot K)] \quad (4.26)$$

Dabei sind „ E “ der Extinktionskoeffizient in 1/m; „ n “ der Realteil des Brechungsindex und „ T_m “ die mittlere Temperatur in K.

4.3.4 Wärmeübertragung durch Konvektion

Schließt man den möglichen Fall eines Enthalpietransports aufgrund einer erzwungenen bzw. aufgeprägten Strömung innerhalb des Porensystems im Vorfeld aus und betrachtet stattdessen den Fall einer ausschließlich auf Temperatur- oder Dichteunterschiede basierenden freien Strömung innerhalb der Poren (Porenkonvektion), so ist der resultierende Wärmeübergang letztlich nur vom Produkt ($Gr \cdot Pr$) bzw. der Rayleigh-Zahl (Ra) abhängig. Folgt man ferner den Angaben von Gröber et al. [91], dass eine freie Konvektion im Porenraum erst bei $Nu = 1$ einsetzt, so lässt sich ein Grenzwert für $Gr \cdot Pr$ berechnen (siehe Beispielrechnung, Anlage C.3), woraus im Folgenden dann ein Grenzwert des Zelldurchmessers D_z^* ermittelt werden kann, ab dem mit einer Porenkonvektion gerechnet werden muss (keine Konvektion, wenn $D_z < D_z^*$).

Diesen Ansatz aufgreifend gibt der VDI-Wärmeatlas [264] zur Berechnung des Wärmeüberganges für von unten nach oben gerichtete Wärmeströme bzw. für laminare Strömungen und horizontale Schichten, die Nusselt-Funktion gemäß Beziehung A in der Tabelle 4.4 an. Für kugelförmige und hexagonale Hohlräume ergaben Untersuchungen durch Kent und Bowyer [134] unter den gleichen Bedingungen wie bei der horizontalen Schicht die Beziehung B und C der Tabelle 4.4.

Tab. 4.4: Grenzdurchmesser für Porenkonvektion in horizontalen Schichten und laminare Strömungen (A); kugelförmigen Hohlräumen (B); hexagonalen Hohlräumen (C) [134, 264] vgl.[111, 291]

Bez.	Gleichung	(Gr·Pr)* für Nu = 1	D_z^* bei T = 300 K p = 1.000 hpa	D_z^* bei T = 70 K p = 230 hpa
A	$Nu = 0,208 (Gr \cdot Pr)^{0,25}$	534	6,5 mm	3,3 mm
B	$Nu = 0,164 (Gr \cdot Pr)^{0,25}$	1380	8,7 mm	4,4 mm
C	$Nu = 0,147 (Gr \cdot Pr)^{0,25}$	2140	9,6 mm	4,7 mm

4.4 Zusammenfassung und Diskussion

4.4.1 Einflussgrößen auf die Wärmeübertragung und den Stofftransport innerhalb poröser Festkörper

In Anlehnung an die von KOGLIN [147–150], ZEITLER [291], CAMMERER [37] und HINGST [111] durchgeführten Untersuchungen lassen sich die Einflussgrößen für etwaige Wärmeübergangs- und Stofftransportprozesse wie folgt definieren:

$$\lambda, D = \left\{ \begin{array}{ll} \text{Porosität und Rohdichte} & \psi, \rho \\ \text{Volumenanteile (Gas/Feststoff)} & V_G, V_F \\ \text{Größe der Poren} & d_{Po}, V_{Po} \\ \text{Wassergehalt und Stofffeuchte} & w, u \\ \text{Durchlässigkeit der Porenwände} & K \\ \text{Festköpertemperatur, Umgebungstemperatur} & T, \Delta\vartheta \\ \text{Umgebungsdruck, Innendruck der Poren} & p \\ \text{Strahlungseigenschaften des Feststoffgerüsts} & \epsilon \\ \text{Art des Füllgases / Fluids} & \\ \text{Art und Anordnung der Poren} & \end{array} \right.$$

Resultierend daraus wird deutlich, dass eine getrennte Betrachtung der einzelnen Übertragungsvorgänge wie in Abschn.4.2 und 4.3 streng genommen nicht zulässig ist, da sich die einzelnen Terme aufgrund mehrerer Einflussfaktoren wie gezeigt mitunter gegenseitig beeinflussen. Im Hinblick auf das in Abschn. 3.1 erarbeitete Konstruktionskonzept ergeben sich dementsprechend folgende Zusammenhänge:

Einfluss von Porosität und Rohdichte bzw. der Volumenverhältnisse von Feststoff zu Gas

Unter Vernachlässigung einer möglichen Porenkonvektion (siehe Abschn. 4.3.4) ist die Wärmeübertragung in Hohlräumen in einem weiten Temperaturbereich geringer als in einem Feststoff [111]. Schlussfolgernd nimmt mit Bezug auf die Porosität:

$$\psi = V_L / (V_L + V_F) \quad \text{in } [\%] \quad (4.27)$$

bzw. mit Bezug zur Rohdichte:

$$\psi = 1 - \frac{\rho_0}{\rho_R} \quad \text{in } [\%] \quad (4.28)$$

die effektive Wärmeleitfähigkeit eines zementgebundenen Festkörpers bei steigender Porosität ab. Praxisnahe Beispiele bilden nahezu alle Wärmedämmstoffe, da diese weitestgehend aus möglichst ruhenden Gasphasen bestehen, die von einem Festkörperskelett umgeben sind, welches im Vergleich zum umhüllten Gas einen deutlich kleineren Anteil am Gesamtvolumen einnimmt [27]. Im Umkehrschluss dazu kann je nach prozentualem Anteil und Ausbildung des Feststoffgerüsts der vorhandene Feststoffanteil mehr oder weniger als Wärmebrücke wirken und die Wärmeleitfähigkeit mit zunehmender Rohdichte (höherer Feststoffanteil) ansteigen lassen (siehe Anlage A3, Abb. C.2.1). Praxisnahe Beispiele hierfür finden sich vor allem in Hohlblocksteinen oder Betone mit überdurchschnittlich großen Rohdichten [37].

Hinsichtlich des Stofftransports verhält es sich ähnlich der Porenkonvektion. Je höher der verfügbare Porenraum ist, desto mehr „Potenzial“ für die Anlagerung von Wasser oder anderen Fluidmolekülen ist gegeben. Die daraus resultierenden Stofftransportprozesse sind dann maßgeblich von der Größe der Poren, deren Verbindung untereinander (Struktur) und ihrem fluidbezogenen Füllgrad abhängig.

Einfluss von Größe, Form und Anordnung der Poren

Unter Bezugnahme der in Abschn. 4.1.2 gemachten Aussagen können poröse Stoffe je nach Ausgangsmaterial und Art der Herstellung unterschiedliche Größen und Formen von Poren aufweisen.

Im Hinblick auf die Wärmeübertragung sind so vor allem die Wärmestrahlung (siehe Gl. 4.23) sowie ein möglicher strömungsbedingter Enthalpietransport (Konvektion) maßgeblich vom Abstand zwischen den einzelnen Randplatten (Porenraumwänden) bzw. vom Porendurchmesser „ D_z “ abhängig. Dementsprechend können bei Baustoffen mit einem überwiegend offenen Makroporenanteil bzw. bei denen die Poren mitunter größere zusammenhängende Hohlraumnetzwerke bilden, viskose Strömungen (siehe Abschn. 4.2) auftreten, die sowohl die Wärmeübertragung als auch den Stofftransport maßgeblich beeinflussen [37].

Einer diesbezüglichen Studie des Forschungsinstituts für Wärmeschutz e.V. in München [292] zu Folge treten merkliche Konvektionseinflüsse auf den Stofftransport und Gesamtwärmedurchgang, selbst bei stark luftdurchlässigen Dämmstoffen, prinzipiell nur dann auf, wenn zwischen Dämmschicht und dessen Abdeckung Abstände vorhanden sind bzw. kein idealer Kontakt zwischen Dämm- und Abdeckstoff besteht (vgl. [37]). Da sich aufgrund der Strukturen der meisten in der Praxis gebräuchlichen, mineralischen Baustoffe aber letztlich kein idealer Kontakt zur Dämmebene realisieren lässt und sich somit stets konvektionsbegünstigende Spaltöffnungen ergeben, werden daran anknüpfend die Randzonen vieler offenerporiger Dämmstoffe (z.B. Mineralschäume) nachträglich thermo-mechanisch oder chemisch verschlossen bzw. die Dämmstoffe im Vorfeld so synthetisiert, dass die Radien der „Verbindungskanäle“ zwischen den Porenräumen auf ein Minimum reduziert werden, wie z.B. bei geschlossenzelligen Dämmstoffen wie Polyisocyanurat (kurz: *PIR*), Expandiertes Polystyrol (kurz: *EPS*) oder Extrudiertes Polystyrol (kurz: *XPS*).

In Baustoffen mit Porenabmessungen im Gel- bzw. Mikroporenbereich (siehe Tab.4.2) tritt dagegen der sogenannte Smoluchowski-Effekt auf. Dieser physikalische Vorgang entsteht einerseits, wenn die Porenabmessungen in der Größenordnung der mittleren freien Weglänge der in der Gasphase befindlichen Moleküle (Molekularbereich/ Effusionsbereich) liegt. Andererseits lässt sich dieser Zustand herbeiführen, wenn die Gasphase innerhalb der Poren so verdünnt wird (Evakuieren = Reduktion der Teilchendichte), dass die mittlere freie Weglänge der Gasmoleküle größer wird als der Abstand der Porenbegrenzungen zueinander (siehe nachfolgende Beispielrechnung). In beiden Fällen nehmen die elastischen Stöße (Kollisionen) der Moleküle untereinander so weit ab, dass sowohl Energie als auch transportierte Masse (Effusion) entsprechend den Modellvorstellungen der kinetischen Gastheorie weitestgehend direkt auf die Systembegrenzung übertragen wird. Die Wärmeleitfähigkeit des porösen Stoffes kann dann infolge eines Temperatursprungs an den Porenwänden unter die molekulare Wärmeleitfähigkeit des Zellgases sinken [37, 243].

Beispielrechnung für die Reduktion der Wärmeleitfähigkeit durch Druckminderung:

Unter Verwendung des Teilchenflusses gemäß Formel E.2.2 ergibt sich die physikalische Größe mittlere freie Weglänge (Herleitung siehe Anlage B1) zu:

$$\Lambda_m = \frac{V}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot N} \quad \text{in [m]} \quad (4.29)$$

Betrachtet man hierbei die „mittlere freie Weglänge“ im Detail, so wird aus Gleichung 4.29 deutlich, dass Λ_m entsprechend proportional zu N^{-1} ist und sich unter Verwendung der extensiven Form der thermischen Zustandsgleichung idealisierter Gase ($p \cdot V = N \cdot k_B \cdot T$) sowie der Teilchenanzahl $n = N/N_a$ zu

$$\Lambda_m = \frac{n \cdot k_B \cdot T}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot p \cdot N} = \frac{k_B \cdot T}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot p \cdot N_a} \quad \text{in } [m] \quad (4.30)$$

ergibt. Folglich gilt: $N \propto p$ bzw. $\Lambda_m \propto p^{-1}$. Es fällt auf, dass die sich unter Berücksichtigung der mittleren Geschwindigkeit \bar{v} und der temperaturabhängigen Wärmekapazität C ergebende Wärmeleitfähigkeit (Herleitung siehe Anlage B2):

$$\lambda = -\frac{1}{3}C \cdot \bar{v} \cdot \Lambda_m \quad \text{bzw.} \quad \lambda = -\frac{1}{3}c_{mol} \cdot n \cdot \bar{v} \cdot \Lambda_m \quad \text{in } [W/(m \cdot K)] \quad (4.31)$$

praktisch nicht vom Gasdruck abhängen dürfte, da mit $C \equiv n \cdot c_{mol}$ das Produkt $\Lambda_m \cdot n$ nicht mehr von p abhängt [284]. Tatsächlich ist die Wärmeleitfähigkeit für Knudsen-Zahlen $Kn \ll 1$ (mittlere freie Weglänge ist deutlich kleiner als die Systembegrenzung) über weite Bereiche (Kontinuumsströmung, Gleitströmung) druckunabhängig. Erst wenn die mittlere freie Weglänge die Dimension der betrachteten Systemgrenze erreicht ($Kn \approx 1$ bzw. $\Lambda_m \approx l$), wird die Wegstrecke, welche die Teilchen maximal zurücklegen können, durch die Gefäßabmessungen bestimmt.

Durch eine gezielte Minimierung der Porenvolumina wird Λ durch die Gefäßabmessungen bestimmt und kann praktisch als Konstante angesehen werden. Über die mittlere Freie Weglänge Λ_m wird somit auch die Wärmeleitfähigkeit (λ) direkt von der Teilchenzahldichte n_0 und damit vom Druck p abhängig [102] [284]. Betrachtet man diesbezüglich Gleichung 4.31 und nimmt der Einfachheit halber an, es handele sich um ein reines Gas, dann ergibt sich λ , unter Berücksichtigung der molekularen Größen ($\bar{v} = \bar{v}_{\max w}$), zu:

$$\lambda = -\frac{1}{3}c_{mol} \cdot n \cdot \bar{v} \cdot \Lambda_m = -\frac{1}{3}c_{mol} \cdot \frac{N}{N_a} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot k_B \cdot T}{\pi \cdot m}} \cdot \frac{1}{\sqrt{2} \cdot N_a \cdot \pi \cdot d_a^2} \quad (4.32)$$

Es wird deutlich, dass für geringe Wärmeleitfähigkeiten wenige Teilchen (N) mit vergleichsweise großen Stoßquerschnitten (d_a^2) sowie großen Teilchenmassen (m) notwendig sind [225]. Anwendung findet dieser Umstand in der Vakuumdämmtechnik, Tieftemperaturtechnik, aber auch bereits unter atmosphärischem Druck in mikroporösen Stoffen.

Einfluss der Temperatur

Die Wärme- und Stoffübertragungsmechanismen poröser Bau- und Dämmstoffe sind in der Vergangenheit sowohl für Umgebungstemperaturen ([1, 75, 104, 138, 147–150, 224, 247]) als auch für tiefkalte Temperaturen bis 25K ([78, 111, 270, 290, 294]) hinreichend erforscht worden. Als Ergebnis lässt sich feststellen, dass die Wärmeleitfähigkeit der meisten Bau- und Dämmstoffe gemäß Gl. 4.20 mit Zunahme der Temperatur ansteigt und mit Abnahme der Temperatur abfällt. Des Weiteren weisen vor allem Feststoffe mit vorwiegend kristallinem Aufbau, aufgrund ihrer größeren Reinheit und der damit verminderten Streuung der Phononen (Umklapp- und Defektstreuung, siehe C. Kittel [139] und S. Hunklinger [118]), im Normaltemperaturbereich meist höhere Wärmeleitfähigkeiten auf als Baustoffe mit überwiegend amorphen Anteilen (Hüttensand, Hüttenbimsbeton etc.). Dagegen weisen im Tieftemperaturbereich die überwiegend amorphen Baustoffe meist höhere Wärmeleitfähigkeiten auf, da die für die Wärmeleitfähigkeit maßgebende spezifische Wärmekapazität bei kristallinen Baustoffen stärker von der Temperatur beeinflusst wird (siehe Debye'sches T^3 -Gesetz) [37, 48, 118, 139].

Daraus ableitend, resultiert die starke Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit maßgeblich aus drei verschiedenen physikalischen Aspekten. Für den kompakten Festkörperanteil und die Wärmeleitung innerhalb der Gasphase sind die spezifische Wärme und die mittlere freie Weglänge die maßgebenden thermodynamischen Größen. Sie stellen die Größen dar, die in dielektrischen Festkörpern weitestgehend durch thermisch angeregte Phononen bestimmt werden. Je stärker die Temperatur sinkt, desto weniger stark ist die thermische Anregung der Teilchen, wodurch die Wärmeleitfähigkeit gemäß Gl. 4.31 und 4.30 sinkt.

Neben der molekularen Wärmeleitung trägt aber auch die Wärmeübertragung durch Strahlung maßgeblich zur Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit bei (siehe Gl.4.24). Betrachtet man große Poren (Kammern im Makroporenbereich) mit verhältnismäßig großen Abständen zwischen den Randzonen, so nimmt der Einfluss der Wärmestrahlung vor allem in höheren Temperatur-

bereichen gemäß Abb. C.2.2 stetig zu. Dem entgegen ist die Auswirkung der Temperatur auf die Wärmeleitfähigkeit um so geringer, je feinporiger das Stoffgerüst ist (Mikroporen = enganliegende Randzonen (Porenwände) -> Strahlungseinfluss nimmt ab). Zehender [290] (vgl. [37]) führt als praxisnahes Beispiel hierfür zwei Phenolharz- Schaumstoffproben mit stark unterschiedlichen Rohdichten an, die praktisch den gleichen Temperaturanstieg besitzen (siehe Abb. C.2.4). Aufgrund des hohen feinporigen Gefüges beider Materialien hat die Wärmestrahlung nahezu keinen Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit. Ausschließlich der hohe Feststoffgehalt der schwereren Platte vergrößert die Wärmeleitfähigkeit maßgeblich. Da die meisten Emissionsgrade der üblichen Bau- und Dämmstoffoberflächen ungefähr in einer Größenordnung liegen, lässt sich anlehnend an Gl.4.24 schlussfolgern, dass vor allem der Abstand D_z der beteiligten Randzonen maßgebend für den Strahlungseinfluss auf die Wärmeleitfähigkeit ist. Lediglich blanke Oberflächen wie z.B. bei Metallen reflektieren die auftreffende Wärmestrahlung deutlich stärker als mineralische Baustoffe, wodurch der Strahlungseinfluss auf die Wärmeleitfähigkeit abnimmt. Versuche zur Inklusion von hochreflektierenden, metallischen Folien innerhalb großporiger Wärmedämmungen ergaben eine deutliche Senkung des Strahlungseinflusses und damit eine Senkung der effektiven Wärmeleitfähigkeit (siehe Abb. C.2.3) [143, 200] vgl. [37]. Nachteilig ist, dass ungeschützte Metallbauteile stets zur Oxidation mit Sauerstoff (Korrosion) neigen und damit, entsprechend der zunehmenden Oberflächenvergrößerung und Farbveränderung des Metalls, die günstigen Reflexionseigenschaften mit der Zeit stark vermindert werden.

Eine andere Gesetzmäßigkeit beschreibt darüber hinaus die starke Abhängigkeit von Rohdichte und Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit eines Stoffes. Mit zunehmender Rohdichte sinkt die Temperaturabhängigkeit der Wärmeübertragung, da der porenbezogene Strahlungseinfluss auf die Wärmeübertragung mit wachsendem Stoffanteil abnimmt. Ein praxisnahes Beispiel hierfür liefern zwei Polyesterolpartikel-Hartschaumplatten mit stark unterschiedlicher Rohdichte in Abhängigkeit von der Mitteltemperatur (siehe Abb. C.2.2). Oberhalb einer bestimmten Temperatur (Schnittpunkt/ Umkehrtemperatur der beiden geraden, hier: ca. -75°C) überwiegt der Strahlungseinfluss auf die Wärmeleitfähigkeit; die Platte mit der geringeren Dichte besitzt eine höhere Wärmeleitfähigkeit. Unterhalb dieser Umkehrtemperatur nimmt der Strahlungseinfluss so weit ab, dass der Feststoffanteil den maßgebenderen Einfluss auf die Wärmeübertragung hat. Die Platte mit der höheren Dichte besitzt nun die im Vergleich höhere Wärmeleitfähigkeit.

4.4.2 Schlussfolgerungen für das zu entwickelnde VIW-Element

Resultierend aus den in Abschn.4.1, 4.2 und 4.3 gemachten theoretischen Vorüberlegungen lassen sich folgende Schlussfolgerungen für die weitere Entwicklung des VIW-Elements zusammenfassen:

Betontechnologisch:

- niedrige Porosität, hoher Feststoffanteil/hohe Rohdichte, um mögliche Transportprozesse abzumindern
- W/Z- Wert unter 0,42 senken, um Kapillarporenräume und damit volumenstarke Stofftransportprozesse auszuschließen;
- maximale Porengröße auf 10 nm beschränken + dauerhafte hohe Wassersättigung innerhalb der verbleibenden Gelporenräume etablieren, um einen möglichen Gastransport zu minimieren
- Einbringen von Verdichtungsarbeit, um Verdichtungsporen und Haydley Grains weitestgehend auszuschließen;
- Nachbehandlung des Betons und anschließende Wasserlagerung, um Nachhydratation von bisher nicht-hydratisiertem Zementklinker zu ermöglichen
- hohe Anteile an festigkeitsbildenden C_3S und $\beta - C_2S$ Phasen, um hohe Früh- und Spätfestigkeiten zu erreichen.

Konstruktiv:

- hohe Porosität mit weitestgehend offenen, mikroporösen Porenräumen innerhalb der Dämmebene.
- durchgehend flüssigkeitsfreie Porenräume für maximale Dämmwirkung
- druckstabiles und opakes Feststoffgerüst des Dämmkerns, um transitierende Transparenz auszuschließen
- starker und möglichst dichtschießender Kontakt zwischen Dämmkern und Betonschalung herstellen, um interne Konvektionsströme auszuschließen

5 Spezifizierung des Ultra-Hochleistungsbetons - Eigene Versuche

5.1 Abgrenzung des Begriffs Ultra-Hochleistungsbeton

Der innerhalb der deutschen Normung bislang nicht eindeutig festgelegte Begriff „Ultrahochfester Beton“ (im deutschsprachigen Raum häufig mit UHFB abgekürzt) lässt sich bezogen auf seine Eigenschaften als einen leistungsoptimierten Beton beschreiben, der aufgrund optimal aufeinander abgestimmter, reaktiver und inerter Feinstoffe sowie einem sehr niedrigen Wasser-Zementwert eine deutlich höhere Druck- und Biegezugfestigkeit besitzt, als ein nach DIN EN 206-1 klassifizierter normal- oder hochfester Beton [52].

Chronologisch betrachtet entwickelte sich der UHFB aus dem in den frühen 90er Jahren entwickelten „*Reactive Powder Concrete*“ (kurz: RPC), welcher überwiegend aus sehr feinen Kornabstufungen bestand und ein Größtkorn von max. 0,5 mm aufwies. Dem Umstand zum Trotz, dass UHFB nach wie vor Teil der derzeitigen Forschung ist und innerhalb Deutschlands bisher nicht normiert wurde, existieren heutzutage unzählige bauaufsichtlich zugelassene UHFB-Mischungskonzepte, mit denen sich auch bei einem Größtkorn von 8-16 mm ziel-sicher Druckfestigkeiten von 150 - 200 N/mm^2 herstellen lassen [109, 206]. Daran anknüpfend ergibt sich gemäß den Ausführungen des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (DAfStb) ein möglicher Klassifizierungsansatz von UHFB aus der vorwiegend verwendeten Gesteinskörnung. In [52] werden Ultrahochfeste Betone mit einem Größtkorndurchmesser $\leq 1\text{ mm}$ dementsprechend als feinkörnige UHFB- und Ultrahochfeste Betone mit einem Größtkorndurchmesser $> 1\text{ mm}$ als grobkörnige UHFB bezeichnet. Ein sich daraus gleichzeitig ergebender Vergleich mit entsprechenden Mörtelklassen (Größtkorn des Mörtels $d \leq 4\text{ mm}$) gemäß der 2005 zurückgezogenen DIN 18550 [54] ist dagegen nur bedingt realisierbar. Auch wenn beide Baustoffe sowohl innerhalb der Gesteinskörnung als auch innerhalb optischer Aspekte starke Ähnlichkeiten aufweisen, so weichen die Herstellung und die physikalischen Eigenschaften beider Baustoffe aufgrund des sehr stark unterschiedlichen Verwendungszwecks beider Bauprodukte weit voneinander ab. Von einem prinzipiellen Vergleich sollte daher unbedingt Abstand genommen werden.

Eine entsprechend geplante eigenschaftsbezogene Klassifizierung von Mörtel im Entwurf der DIN EN 998-1:2015-11 [62] unterstreicht diese Überlegung.

Neben den oft nur betrachteten hohen mechanischen Parametern wie Festigkeit und Steifigkeit zeichnen sich ultrahochfeste Betone aber auch durch hohe Dichtigkeit, eine hohe Beständigkeit gegenüber chemischem Angriff sowie durch eine Verarbeitbarkeit aus, die vergleichbar mit denen von selbstverdichtenden Betonen ist. Anlehnend daran soll im weiteren Verlauf der Arbeit auf die Begrifflichkeit „Ultrahochfest“ weitestgehend verzichtet werden und stattdessen in Anlehnung an den weitreichenderen engl. Originalbegriff (Ultra-High-Performance Concrete – kurz: UHPC) der Begriff Ultra-Hochleistungsbeton- oder seine englische Abkürzung gebraucht werden. [30].

Tab. 5.1: Typische Festbetoneigenschaften eines bei 90°C, für 48h wärmebehandelten Ultrahochleistungsbetons mit einem Probenalter von 28d, nach [52, 76, 177, 226]

UHPC	Druckfestigkeit in [MPa]	zentrische Zugfestigkeit ² in [MPa]	Biegezugfestigkeit ³ in [MPa]	E-Modul in [GPa]	Querdehnzahl in [-]	Permeabilität in [m ²]
RPC ohne Fasern	180-200	7 - 10	7	60	0,18	< 1x10 ⁻¹⁸
grobkörniger UHPC						
mit Fasern ¹	150-250	7 - 10	15-40	40-70	0,18 - 0,19	< 1x10 ⁻¹⁸
ohne Fasern	150-250	7 - 10	10-15	40-70		
feinkörniger UHPC						
mit Fasern ¹	150-250	7 - 10	15 - 40	40-70	0,21	< 1x10 ⁻¹⁹
ohne Fasern	150-250	7 - 10	13 - 17	40-70		

¹ mit 2 Vol.-% Stahlfasern

² Messung erfolgte Einaxial an stehenden zylindrischen Proben (d/h=1/2)

³ gemessen an liegenden Prismen mit 40 mm x 40 mm x 160mm nach DIN EN 196-1:2005-05-00 und einem Drei-Punkt-Biegezugversuch nach DIN EN 12390-5:2009-07

Die in Tab. 5.1 dargestellten hohen Leistungsparameter eines UHPC ergeben sich dabei maßgeblich aus der Optimierung der Ausgangsstoffe sowie aus der Intensivierung der Zementhydratation. Die sich daraus entwickelnden physikalischen und chemischen Prozesse beeinflussen den Beton nachhaltig. Vornehmlich sind hier die starke Verminderung von leistungsschwachen Hydratationsprodukten ($Ca(OH)_2$ bzw. Ettringit) und das Entfernen von Fehlstellen (Kapillarporenräumen, Mikrorissen) sowie die Optimierung der Kontaktzone zwischen Gesteinskörnung und Zementsteinmatrix zu nennen [165, 177, 207]. Im Hinblick auf die in Abschn. 5.3 diskutierte Rezepturenentwicklung werden nachfolgend die Prinzipien zur Erhöhung des Leistungsspektrums von Betonen erläutert.

5.2 Prinzipien zur Erhöhung des Leistungsspektrums von Betonen

5.2.1 Optimierung der Ausgangsstoffe

Die Wahl der Ausgangsstoffe zur Herstellung von Ultra-Hochleistungsbeton basiert im wesentlichen auf dem bereits für hochfeste Betone angewendeten Übergang vom klassischen 3-Stoff- zum modernen 5-Stoff-System [50]. Hierbei wird das klassische System aus Zement, Wasser und Gesteinskörnung durch etwaige Betonzusatzstoffe und Betonzusatzmittel erweitert. Ziel ist die Reduktion des Wasser- /Zementwertes und die Verdichtung der frischen Matrix aus Gesteinskörnung und Bindemittel. In Erweiterung zum hochfesten Beton werden innerhalb der Hochleistungsbetone neben der Einführung von Betonzusatzstoffen und Betonzusatzmitteln darüber hinaus auch die Bestandteile Bindemittel (Zement) und Gesteinskörnung modifiziert, um den Wasseranspruch noch weiter zu senken und die Kornpackung (Gesteinskörnung und feine pulverförmige Zusätze wie Gesteinsmehle) weiter zu verdichten.

Bindemittel:

Für die Herstellung von UHPC existieren praktisch keine festgelegten Vorgaben zur Verwendung ausgewählter Zemente der Hauptzementarten oder hinsichtlich ihrer Zementfestigkeitsklasse. Dennoch haben sich in den meisten etablierten Mischungskonzepten, Forschungsbeiträgen und Veröffentlichungen ([81, 82, 109, 177, 258, 260]) vor allem C_3A -arme bzw. gänzlich C_3A -befreite Portlandzemente (CEM I) mit 28-Tage-Festigkeitswerten von 42,5- und 52,5 N/mm^2 durchgesetzt (vgl. [52]). Grund hierfür sind vor allem die grundsätzlich hohe Festigkeitsentwicklung des Bindemittels und das entsprechend gute Verhältnis aus Mahlfeinheit und Wasseranspruch [238]. Vorteilhaft ist auch die durch Reduzierung von C_3A erzielte Verminderung von leistungsschwachen Hydratationsprodukten. Wie in Abschn. 4.1.1 beschrieben, entsteht aus Tricalciumaluminat (C_3A) in sulfatreichen Lösungen normalerweise das prismatische, nadelförmige Trisulfat bzw. Primär-Ettringit ($C_6A_3H_{32}$) [124, 265]. Durch die Reduzierung von C_3A innerhalb des Bindemittels entsteht während der Hydratation kaum Ettringit, welches durch seine sehr dünnen und feinen Kristallstrukturen kaum festigkeitsbildend wirkt. Eine Stabilisierung des Betongefüges ist die Folge. Parallel dazu vermindert sich die mögliche Schädigung des Betons durch die treibende Wirkung nachträglich entstandenen (sekundären) Ettringits [107, 265].

Gesteinskörnungen:

Mit steigendem Leistungsanspruch an den Betons, steigen ebenso die Anforderungen an die Gesteinskörnung. Im Hinblick auf eine beispielhafte Erhöhung der Betondruckfestigkeit spielen so z.B. die mechanischen und petrographischen Eigenschaften, aber auch die Kornform und Kornverteilung eine immer größer werdende Rolle [52].

Innerhalb der Herstellung eines UHPC werden vorrangig feine Gesteinskörnungen, gebrochene oder ungebrochene Sande (z.B. Quarzite, Quarzsand) aber auch industriell hergestellte Sande verwendet. Ergänzend dazu kommen sowohl inerte (z.B. Gesteinsmehle) als auch reaktive (z.B. Mikrosilika) Betonzusatzstoffe zum Einsatz. Das maßgebliche Ziel bei der Modifizierung/Feinabstufung der Gesteinskörnung ergibt sich dabei aus der Erreichung einer möglichst dichten Kornpackung zur Reduktion von Fehlstellen (Hohlräume) und der Optimierung der Kontaktzone zwischen Gesteinskörnung und Zementsteinmatrix (engl. interfacial transition-Zone). Die Kontaktzone lässt sich diesbezüglich als eine etwa 70-100 μm dicke Schicht beschreiben, die aufgrund des Wandeffekts (siehe [81]) vorrangig aus schwachen Hydratationsprodukten wie Calciumhydroxid ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) und Trisulfat (Ettringit - $\text{C}_6\text{As}_3\text{H}_{32}$) besteht und somit als schwächste Stelle innerhalb der Festbetonmatrix gilt [125, 177, 287]. Durch eine entsprechend feine Abstufung des gesamten Korngemisches kann die Kontaktzone auf $< 50 \mu\text{m}$ verkleinert werden und erreicht durch eine entsprechende Intensivierung der Zementhydratation (siehe Abschn. 5.2.2) mitunter höhere Festigkeiten als die Gesteinskörnung selbst. Erfolgte bei Normalbeton der Bruch vorrangig entlang der Gesteinskörnung, also innerhalb der Kontaktzone zwischen Gesteinskörnung und Zementsteinmatrix, so erfolgt der Bruch eines Ultra-Hochleistungsbetons aufgrund seiner optimierten Kontaktzone vermehrt direkt durch die Gesteinskörnung. Aufgrund der in der Praxis nur sehr schwer vorherzusagenden mechanischen Eigenschaften gebrochener Gesteine, sind Zielvorgaben z.B. hinsichtlich einer geforderten Druckfestigkeit meist nur sehr schwer einzuhalten. Selbst vergleichsweise teure Hartgesteine wie Granite, Basalte und Gneise unterliegen mitunter starken Schwankungen.

Es wird deutlich, dass die durch den Einsatz von Gesteinskörnungen vormals für Normalbeton angestrebte wirtschaftliche Reduzierung der Bindemittelmasse bei gleichbleibender der Druckfestigkeit für die Herstellung eines UHPC prinzipiell keine Relevanz mehr hat. Stattdessen dient die Gesteinskörnung innerhalb von Ultra-Hochleistungsbetonen maßgeblich der Kornabstufung und Optimierung der Packungsdichte. Bezüglich der Kornform ist darüber hinaus zu beachten, dass hauptsächlich runde Kornformen bei unverdichteten UHPCs ein homogeneres Gefügebild erzielen als platte Kornformen. Innerhalb verdichteter UHPC

relativiert sich diese Beobachtung dagegen weitestgehend (vgl. [246]).

Betonzuschlagstoffe:

Wie bereits bei der Optimierung der Gesteinskörnung angedeutet, spielen beim Erreichen einer möglichst dichten Kornpackung / Packungsdichte vorwiegend feine Betonzuschlagsstoffe eine wesentliche Rolle. Feine Füllstoffe wie z.B. Gesteinsmehle, Silikastäube, Flugaschen und Hüttensandmehle bewirken eine deutliche Verdichtung des Mikrogefüges, beeinflussen aber auch den Wasseranspruch des Frischbetons sowie dessen Verarbeitbarkeit maßgeblich [29, 38, 52, 132]. Hinsichtlich der Zielstellung über optimierte Sieblinien ein optimales Verhältnis aus niedrigem Wasseranspruch und gleichzeitig guter Verdicht- und Verarbeitbarkeit zu erzielen, lassen sich analog zum DIN-Fachbericht „100“ [57] prinzipiell zwei Arten von anorganischen Betonzusatzstoffen unterscheiden (vgl. ebd.):

- nahezu inaktive/ inerte Betonzusatzstoffe (Typ 1)
- puzzolanische oder latentlydraulische Betonzusatzstoffe (Typ 2)

Betonzuschlagstoffe des Typs 1 reagieren unter Norm-/ Standardbedingungen weder chemisch noch mineralogisch mit den anderen Bestandteilen des Betons, wobei eine Reaktivität bei veränderten Umgebungsbedingungen aber prinzipiell nicht ausgeschlossen ist (z.B. Verglasung von Quarzsand bei sehr hohen Temperaturen). Wirtschaftlich betrachtet tragen Füllstoffe wie Quarz-, Kalkstein- oder Basaltmehl vorrangig zur Senkung des Bindemittelgehaltes bei. Physikalisch hingegen beruht die Wirkung inerter Stoffe in der Veränderung der Kornzusammensetzung [81]. Richtig eingesetzt tragen sie aufgrund von „Füll- und Kugellagereffekten“ maßgeblich zur Verbesserung der Betoneigenschaften bei, indem sie den Feinleimgehalt erhöhen [29]. Ist die Kornabstufung optimal gewählt, können die Hohlräume zwischen den größeren Partikeln durch die kleineren Partikel der Betonzusatzstoffe weitestgehend ausgefüllt werden (Fülleffekt). Porenräume und Fehlstellen können dadurch minimiert werden; die Packungsdichte wird erhöht. Ebenso werden die Abstände zwischen den größeren Gesteinskörnungen erweitert und ein gegenseitiges Blockieren abgemindert [177].

Durch den Einsatz von vorwiegend kugelförmigen Betonzuschlagstoffen werden die Reibungen zwischen kantigen und platten Gesteinskörnungen abgemindert; ein ungewolltes Verzahnen und Blockieren wird abgebaut (Kugellagereffekt). Die Verbesserung der Fließ- und Verarbeitbarkeit sind die Folge (vgl. ebd.).

Betonzuschlagstoffe des Typs 2 verbessern genau wie Betonzuschlagstoffe des Typ 1 das Mikrogefüge und erhöhen allein durch ihre Anwesenheit die Packungsdichte. Zusätzlich reagieren sie mit den anderen Bestandteilen des Betons und bilden unter Abbau von Calciumhydroxid ($Ca(OH)_2$) weitere festigkeitsgebende C-S-H-Phasen.

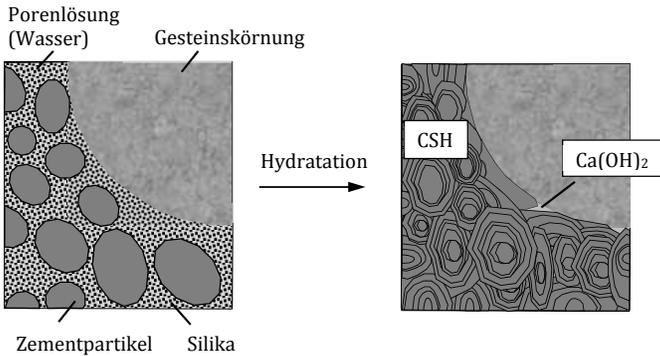


Abb. 5.1: Schematische Darstellung der Zementhydratation von hochfestem Beton nach König et al. [153] vgl. [256]

Im Unterschied zu herkömmlichen Bindemitteln findet eine entsprechende chemische Reaktion aber erst nach Zugabe/durch Anwesenheit eines Anregers statt. Abhängig vom Typ des Anregers sowie ihres eigenen Kalkanteils [255] werden die Betonzuschlagstoffe des Typ 2 in puzzolanische oder latent-hydraulische Baustoffe unterteilt. Die Reaktion puzzolanischer Baustoffe läuft in wässriger Umgebung ab, bindet aber selbst kein Wasser. Der Kalkanteil liegt meist unter 10%. Die am häufigsten verwendeten puzzolanischen Baustoffe für die Herstellung von UHPC sind fein-disperse Kieselsäurestäube (Silika), Flugasche oder Metakaolin (weitere Details zu den verschiedenen Eigenschaften und Reaktion siehe Abschn. 5.2.2).

Latent-hydraulische Stoffe, wie Hüttensand, besitzen im Gegenteil zu den Puzzolanen höhere Kalkanteile, die zwischen 30 und 55% liegen. Als Anreger dienen Calciumhydroxid, Luftkalke und Portlandzement, wobei die Reaktion stets Wasser benötigt und analog zu den puzzolanischen Baustoffen ausschließlich innerhalb eines alkalischen Milieus abläuft.

Betonzusatzmittel:

Besteht der Feststoffanteil eines Multikomponentensystems, wie dem eines UHPC, vorwiegend aus sehr vielen kleinen Partikeln, so wird die Verwendung leistungsfähiger Betonzusatzmittel aufgrund des angestrebten niedrigen Wasser/Zementwertes weitestgehend unverzichtbar. Die für ultra-hochfeste Betone wichtigsten Vertreter zur Beeinflussung der rheologischen Eigenschaften stellen heute die Verflüssiger und Fließmittel dar [42].

Bereits bei der Lagerung und dem Transport von Feinstoffen wie Zementen oder feinen Betonzuschlagstoffen bilden sich infolge Londonscher Dispersionswechselwirkung (Van-der-Waals-Kräfte) vermehrt Agglomerate, deren Ausprägung mit Beginn des Mischprozesses aufgrund der Oberflächenspannung des Zugabewassers (Adhäsionskräfte) sogar noch verstärkt werden [177]. Die gleichmäßige Verteilung und der Aufschluss dieser Partikel während des Mischvorgangs wird somit deutlich erschwert. Um eine sich im Mischprozess entwickelnde Cluster-Bildung und somit Fehlstellen innerhalb des Frischbetons zu vermeiden, ist der Aufschluss der festen Feinstoffe von zentraler Bedeutung. Maßgeblichen Einfluss auf den letztendlichen Dispergierungsgrad der entstandenen Agglomerate nehmen neben der Menge und Feinheit der zugegebenen Feinstoffe vor allem die Güte des Fließmittels sowie die Mischdauer/-intensität und das Mischregime ein (für Letzteres siehe Abschn. 8.1).

Hinsichtlich der Fließmittel haben sich für die Herstellung von UHPC (niedrige Ettringitbildung) vorwiegend Mittel auf der Basis von Polycarboxylatethern (PCE) bewährt [206]. Im Gegensatz zu konventionellen Fließmitteln, welche auf Basis von Naphthalinformatdehydcondensaten (NFS), Melaminformatdehydcondensaten (MFS) oder Ligninsulfonaten (LS) vorwiegend auf den entstehenden Ettringitkristallen adsorbiert wurden, werden PCE hauptsächlich an der Oberfläche von Klinkerphasen und deren Hydrationsprodukten adsorbiert. Entsprechend einer weitestgehend akzeptierten Modellvorstellung [52] werden durch die so veränderte Ladungsverteilung an der Oberfläche der Partikel elektrostatische Abstoßungskräfte hervorgerufen, die eine weitere Agglomeration verhindern (sterische Hinderung) und so wiederum verflüssigend wirken. Darüber hinaus wird die Oberflächenspannung des Wassers abgemindert, wodurch sich eine bessere Benetzung der Zementpartikel ergibt und die Mengen an Zugabewasser weiter reduziert werden können. Neben der Dispergierfähigkeit des Fließmittels und der Wassereinsparung ist für Ultra-Hochleistungsbetone ebenso eine leicht verzögernde Wirkung des Fließmittels von Interesse. Aufgrund der sehr hohen Zementgehalte (starke Hydratationswärmeentwicklung) und der erhöhten Mischintensität ergeben sich mitunter hohe Frischbetontemperaturen, die zu einem sehr schnellen Ansteifen des Betons führen. Basierend auf den unterschiedlichen thermischen Eigenschaften der einzelnen Feststoffanteile können so Zwangsspannungen entste-

hen, die dann ggf. Mikrorisse im Beton hervorrufen. Die zusätzlich verzögernde Wirkung von Polycarboxylatethern protrahiert dagegen den Hydratationsfortschritt und senkt damit nachhaltig die entstehende Hydratationswärme.

5.2.2 Intensivierung der Zementhydratation

Treten silikatische Klinkerphasen in Kontakt mit Wasser, so reagieren diese, wie bereits in Abschn. 4.1.1 erläutert, zu den festigkeitsgebenden Calciumsilikathydraten (C-S-H-Phasen) sowie zu Calciumhydroxid ($Ca(OH)_2$). Das entstehende $Ca(OH)_2$ gilt aufgrund seiner sehr kleinen spezifischen Oberfläche und der primär-kristallinen pseudohexagonalen Morphologie als schwaches Hydratationsprodukt, welches sich analog zum Ettringit aufgrund des Wandeffekts vorrangig innerhalb der Kontaktzone anreichert und somit maßgeblich zu Stabilitätsproblemen innerhalb der Festbetonmatrix führt [177, 265]. Unter dem Aspekt einer gewünschten Minimierung von Fehlstellen und einer Optimierung des Mikrogefüges wirkt man bei der Herstellung von UHPC einem solchen Hydratationsverlauf durch Zugabe puzzolanischer Baustoffe entgegen. Dieser Schritt wird im Allgemeinen als Intensivierung der Zementhydratation bezeichnet. Gesteuert durch ein vorhandenes alkalisches Milieu und der Anwesenheit von Wasser reagiert das hierin enthaltene amorphe Siliziumdioxid (=Kieselanhidrit - SiO_2) mit dem bei der Hydratation entstehenden $Ca(OH)_2$ und bildet weitere festigkeitsgebende C-S-H-Phasen (siehe nachfolgende, stark vereinfachte Reaktionsgleichung).



Dieser als puzzolanische Reaktion bezeichnete volumenneutrale Abbau von $Ca(OH)_2$ trägt entscheidend zur Nacherhärtung und Gesamtfestigkeitsentwicklung sowie zur Dichtigkeit und Dauerhaftigkeit des Betons bei. Nachteilig ist, dass die puzzolanische Reaktion bei Normaltemperatur vergleichsweise langsam abläuft und mitunter erst nach Jahren vollständig abgeschlossen ist. Darüber hinaus steigt zumindest theoretisch betrachtet das Korrosionsrisiko für ggf. eingebettete Stahlbewehrung, da die Passivierung des Stahls durch den $Ca(OH)_2$ -Abbau weitestgehend verloren geht. Ebenso stellt der hohe Gehalt an Zement, Quarz und Puzzolanen ebenfalls, theoretisch gesehen, ein erhöhtes Risiko für die Bildung einer betonzerstörenden Alkali-Kieselsäure-Reaktion (AKR) dar. Sowohl das Korrosionsrisiko als auch die Tendenz für eine entstehende AKR können allerdings aufgrund der sehr hohen Gefügedichtheit und dem damit verbundenen Ausbleiben der hierfür notwendigen Wasser- und Kohlenstoffdioxideinträge als

vernachlässigbar klein eingeschätzt werden; eine abgeschlossene puzzolanische Reaktion und die Füllung von Transportporenräumen mit kristallinen C-S-H-Phasen vorausgesetzt.

Durch eine Wärmebehandlung kann die Zementhydratation deutlich beschleunigt werden. Bereits bei 60°C ist eine raschere Erhärtung von Beton zu erkennen, die vorrangig auf die beschleunigte Bildung von Primär-Ettringit zurückzuführen ist [47]. Ab 90°C wird die puzzolanische Reaktion stark beschleunigt. Zusätzlich setzen erste festigkeitserweiternde Kristallisationsmodifikationen der Mikrostruktur ein, wobei der Großteil der sich bildenden Hydratphasen innerhalb bei diesem Temperaturniveau weiterhin als röntgen-amorph beschrieben werden kann [207], vgl.[153]. Erst bei Temperaturen zwischen $90^{\circ}\text{C} < \vartheta \leq 150^{\circ}\text{C}$ entsteht das feste und sehr dichte, hydrothermal gebildete 10Å-Tobermorit ($C_5(S_6O_{17}) \cdot 5(H_2O)$), welches bis ca. 180-200°C weitestgehend stabil ist und dem natürlich vorkommenden, rhombisch-disphenoidischen Tobermorit sehr ähnlich ist [79, 153]. Feinere, vollständige kristalline C-S-H-Phasen, wie das sehr feste Xonolit ($C_6(S_6O_{17})(OH)_2$) entstehen erst bei einer Behandlung mit sehr hohen Temperaturen von über 250°C, da hier die notwendigen hydrothermalen Bedingungen (vornehmlich Druck) infolge der sehr hohen Diffusionsdichte des Betons gegeben sind („Selbstautoklavierungseffekt“, siehe auch [153]). Gleiches lässt sich auch mit einem künstlich angewendeten Autoklavierungsprozess erreichen. Nachteilig ist, dass die Porosität des Betons bei Temperaturen von über 250°C wieder zunimmt, da zum einen vorhandene Wasseranteile innerhalb des Betons geringfügig ausgetrieben werden (Dehydratisierung) und das gebildete Xonolit selbst weniger Wasser in seiner Struktur bindet als andere C-S-H-Phasen.

5.3 Rezepturentwicklung und Frischbetoneigenschaften

5.3.1 Vorversuche und Feinstoffauswahl

Wie bereits in Abschnitt 5.2 diskutiert, kann über eine Erhöhung des Feinkorn- und/oder Zementanteils sowie durch eine gezielte Selektion der Feinstoffarten eine möglichst dichte Kornpackung erreicht werden. Die Erhöhung des Zementanteils auf über $1000\text{kg}/\text{m}^3$ innerhalb von derzeit kommerziell eingesetzten UHPC-Mischungen ist dabei prinzipiell keine Seltenheit [96, 210], vgl. [177]. Nachteilig ist, dass die während der Hydratation abgegebene Wärme mitunter hohe Eigenspannung innerhalb des Bauteils hervorrufen kann, die maßgeblich auf die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der verwendeten Materialien zurückzuführen sind. Des Weiteren werden bei der gängigen Herabsetzung des

Wasser-Bindemittelverhältnisses viele Zementpartikel während der Hydratation nur noch oberflächlich hydratisiert und bleiben als praktisch inerte Stoffe im Festbetongefüge zurück (siehe Abb.5.2).

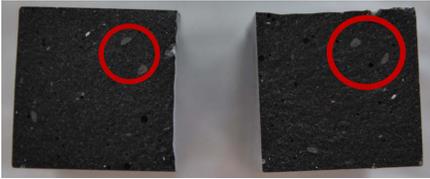


Abb. 5.2: UHPC mit hohem Bindemittelanteil und unhydratisierten Zementpartikeln

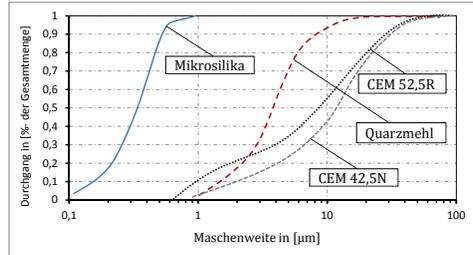


Abb. 5.3: Schema zur Kornabstufung für die verwendeten Bindemittel u. Betonzusatzstoffe

Ausgehend davon, ist es problemlos möglich, einen Teil des Zements durch herkömmliche inerte Feinstoffe gleichen Volumens zu ersetzen [177]. Aufgrund seiner vorteilhaften Kornabstufung hat sich in der Vergangenheit vor allem Quarzmehl bewährt (siehe Abb. 5.3). Liegt die Kornabstufung feiner Quarzmehle zwischen den Sieblinien der Betonzusatzstoffe des Typs II und den Mahlfeinheiten der konventionell verwendeten Bindemittel, so ergibt sich ein zusätzlich begünstigender Nebeneffekt darin, dass aufgrund der etwas kleineren Sieblinie das Quarzmehl praktisch als „Füllkorn“ fungiert und der ansonsten verbleibende Raum zwischen Bindemittel und den puzzolanischen Betonzusatzstoffen nun verkleinert bzw. ausgefüllt wird. Eine weitere Erhöhung der Packungsdichte sowie eine theoretisch mögliche Reduzierung des notwendigen Wasseranteils (etwaige Hohlräume müssen nicht befüllt werden) sind die Folge. Tatsächlich aber wird bei einer gezielten Zugabe von Feinstoffen, und diesbezüglich vor allem bei dem Einsatz von Betonzusatzstoffen mit großer innerer Oberfläche (z.B. Mikrosilika und Flugasche), ein meist höherer Sättigungswassergehalt benötigt, um eine ausreichende Verarbeitbarkeit zu gewährleisten. Grund hierfür ist die notwendige Bildung von Gleitfilmen zwischen den Partikeln. Steigt die Gesamtoberfläche der Feinstoffe, so muss auch der für den Gleitfilm notwendige Wasseranteil steigen. Zur Kompensation werden in der Regel hocheffiziente Fließmittel eingesetzt [52].

Für die leistungsspezifische Optimierung sowie aufgrund einer ökonomisch interessanten Reduzierung hoher Bindemittelwerte wurden im Rahmen dieser Arbeit die verwendeten Zemente ausschließlich durch ein Quarzmehl mit intermediärer

Sieblinie substituiert. Zusätzlich kam ein Mikrosilika mit einem Blainewert von ca. $20 \cdot 10^4 \text{ cm}^2/\text{g}$ zum Einsatz. Der Einsatz von Braunkohlenflugasche (kurz: BFA) als Äquivalent zum Quarzmehl wurde innerhalb von Versuchen systematisch ausgeschlossen. Zum einen besaß die in Betracht gezogene Flugasche eine zu den verwendeten Bindemitteln sehr ähnliche Sieblinie, was zu einer geringeren Packungsdichte und somit zu schlechteren rheologischen Eigenschaften führte; zum anderen sanken die im Vergleich ermittelten Druckfestigkeiten und der Gesamtwasseranspruch stieg an. Die vergleichsweise niedrigeren Druckfestigkeiten lassen sich sowohl auf die zuvor als schlechter beschriebene Verarbeitbarkeit (unzureichende Entlüftung, Luftblasen bleiben im Festbeton zurück) als auch auf die veränderte puzzolanische Reaktion zurückführen, da beide puzzolanischen Stoffe (BFA und MS) innerhalb ihrer Reaktion vom vorhandenen $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Vorrat zehren und prinzipiell unterschiedliche C-S-H-Phasen bilden [165]. Zu ähnlichen Ergebnissen kommen auch ROUGEAU [217], DROLL [65] und MA [177] innerhalb ihrer Untersuchungen.

Anknüpfend an die Untersuchungen von MA ergab sich auch die innerhalb seiner Arbeit entwickelte UHPC-Mischung letztlich als grundlegender Rahmen für die in dieser Arbeit erarbeitete UHPC-Optimierung. Darauf Bezug nehmend ist der von MA erarbeitete Mischungsentwurf nachfolgend dargestellt (siehe Abb.5.2).

Tab. 5.2: UHPC-Mischungsentwurf nach JIANXIN MA, vgl. [177]

UHPC-MA, J		Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp
		UHPC-MA	[kg/dm ³]	Kleinstkorn/ Größtkorn	[cm ² /g]	in [kg/m ³]	in M% v. Zement		
Bindemittel								0,15	0,29
	Zement	CEM I 42,5 R-HS/NA	3,05	-	4530	830	-		
	Compound*		-	-	-	-	-		
Gesteinskörnung									
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	970	116,87		
	Sand	-	-	-	-	-	-		
	Bruch	-	-	-	-	-	-		
	Kies	-	-	-	-	-	-		
Betonzusatzmittel									
	Fließmittel (FM1)	PCE	1,08	-	-	16,6	2,00		
	Fließmittel (FM2)	PCE	1,08	-	-	8,3	1,00		
Betonzusatzstoffe									
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	356,9	43,00		
	Typ II	Mikrosilika	2,20	-	20×10^4	149,4	18,00		
Wasser									
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	125	5,09		

Mit Verweis auf die Arbeiten von PAPADAKIS [192] kam MA innerhalb seiner Untersuchungen zu dem Schluss, dass infolge des niedrigen W/Z-Verhältnisses bei Ultra-Hochleistungsbetonen prinzipiell so wenig $\text{Ca}(\text{OH})_2$ gebildet wird, dass es mit einem Mikrosilika-Gehalt von $\leq 18,3\%$ vollständig aufgebraucht werden kann und somit keine höheren Mikrosilikatgehalte innerhalb von UHPC notwendig sind [177]. An diesem Punkt ansetzend, erfolgte zunächst eine Optimierung der mengenmäßigen Feinstoffzusammensetzung.

5.3.2 Bestimmung der optimalen Feinstoffzusammensetzung

Unter der Zielstellung, eine möglichst geringe Gaspermeabilität des UHPC zu realisieren, wurde zum Erreichen der hierzu notwendigen dichten Kornpackung, der Mikrosilikagehalt (kleinstes Füllkorn) auf die häufig in der Literatur (z.B. [81, 153, 223]) diskutierten Werte von 25 bis 30 M.-% (bezogen auf den Zementgehalt) angehoben. Unter der weiteren Maßgabe, dass der zu entwickelnde Beton im Hinblick auf die ggf. zu verwendende Carbonfaserbewehrung selbstverdichtend sein sollte sowie sehr gute Verarbeitungseigenschaften aufweisen sollte, folgten im Weiteren, unter Berücksichtigung der für Normalbetone zutreffenden „SVB-Richtlinie“ (Sachstandbericht des DAfStb [51, 53]), variierende Zementleimversuche zur Bestimmung des optimalen Quarzmehlgehalts bzw. des optimalen volumetrischen Wasser-Feststoffverhältnisses V_w/V_P .

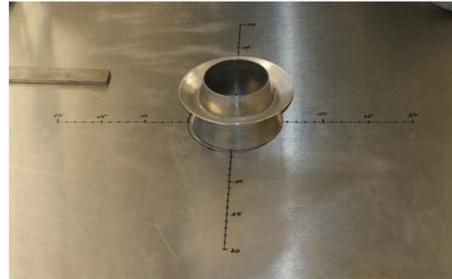
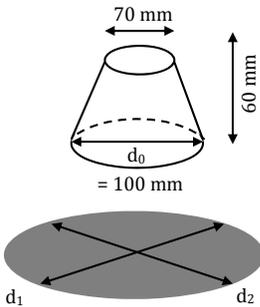


Abb. 5.4: Prinzip zum Ausbreitversuch mittels Hägermann-Trichter, nach [256]

Abb. 5.5: Hägermann-Trichter und Ausbreitversuch

Gemäß den Ausführungen von THIENEL und KUSTERMANN [256] sowie WALRAVEN und TAKADA [267] kann das optimale volumetrische Wasser-Feststoffverhältniss einer gewählten Bindemittelzusammensetzung über systematische Ausbreitfließversuche mit dem Hägermann-Trichter ermittelt werden.

$$\Gamma = \left[\frac{(d_1 + d_2/2)}{d_0} \right]^2 - 1 \quad \text{in } [-] \quad (5.2)$$

Hierzu werden zielgerichtet mehrere Zementleimproben mit unterschiedlichen

Wasser-Feststoffverhältnissen vorbereitet und anhand ihres relativen Ausbreitfließmaßes (siehe Gl. 5.2) miteinander verglichen. Bei Normalbetonen ist es üblich, mit Probe-Wasser-Feststoffverhältnissen zwischen 1,1 und 1,4 zu beginnen. Für ultra-hochfeste Betone haben sich bisher Werte zwischen 0,30 und 0,60 bewährt [177]. Das relative Ausbreitfließmaß bestimmt sich aus dem jeweiligen mittleren Durchmesser des Ausbreitkuchens (siehe Abb. 5.4) und dem unteren Radius des Hägermann-Trichters ($d_0 = 100\text{mm}$) [256]. Die dabei ermittelten Werte werden auf der Abszisse in Abhängigkeit von den gewählten Wasser-Feststoffverhältnissen aufgetragen.

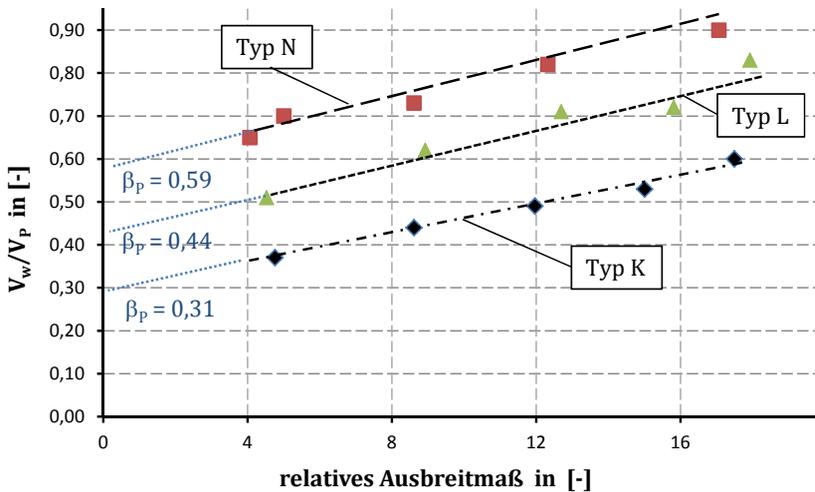


Abb. 5.6: Ermittlung des optimalen volumetrischen Wasser-Feststoffverhältnisses für drei verschiedene ultra-hochfeste Betone nach den Versuchsvorgaben von THIENEL und KUSTERMAN [256] sowie WALRAVEN und TAKADA [267]

Der Schnittpunkt, der sich aus der ergebnen Regressionsgeraden mit der Ordinate ($\Gamma = \Gamma_0$) des Koordinatensystems ergibt, liefert dann das optimale Wasser-Feststoffverhältnis des jeweiligen Zementleims, vgl. (ebd.). An diesem Punkt sind alle verbleibenden Hohlräume des Mehlkornaufwerks mit Wasser gefüllt und alle Partikel mit Wasser benetzt.

Zur besseren Vergleichbarkeit wurden dem im Entwicklungsprozess befindlichen Ultra-Hochleistungs beton (nachfolgend als Typ K bezeichnet) zwei weitere UHPC gegenübergestellt. Der auf einer fertigen, kommerziell genutzten Bindemittelmischung (*Compound*) basierende Typ N diente hierbei, aufgrund seines sehr guten

Fließvermögens, vornehmlich als Referenzbeton für die zu erreichende Verarbeitbarkeit. Der Ultra-Hochleistungsbeton vom Typ L stellte dagegen eine nur leicht modifizierte Variante (Erhöhung des Fließmittelanteils und Angleichung des verwendeten Bindemittels) des von MA entwickelten UHPC dar und diente als Referenzbeton für die zu erreichenden Druck- und Zugfestigkeiten.

Innerhalb der Frischbetonversuche wurden für die variierenden Quarzmehlgehalte der Betone L und K stets das Wasser-Feststoffverhältnis sowie im Weiteren das relative Ausbreitfließmaß (siehe Anlage D4 Tab. D.3.1) bestimmt. Das sich aus der Regressionsgeraden ergebende optimale volumetrische Wasser-Feststoffverhältnis ergab sich für Typ L dann zu 0,44 und für Typ K zu 0,31. Dies entsprach einem optimalen Quarzmehlgehalt von 43 M. – % bei dem Typ L und 30 M. – % bei dem Typ K. Die aus Herstellerangaben ermittelte Regressionsgerade für Typ N mit 0,59 ergab den vom Hersteller angegebenen Quarzmehlgehalt von 41 M. – %.

5.3.3 Herstellung und Frischbetoneigenschaften der Probekörper

Zur Charakterisierung weiterer selbstverdichtender Eigenschaften der untersuchten Betone wurden mehrere Serien von Setzfließ-, Trichterlaufzeit- und Durchströmungsversuchen mit vollständig zusammengesetzten Betonmischungen (Gesteinskörnung-Bindemittel-Feinstoffgemisch) durchgeführt, siehe Abb. 5.7 und 5.8.



Abb. 5.7: Versuchsaufbau Setzfließmaß



Abb. 5.8: Setzfließmaß - Ausbreitkuchen Typ K

An dieser Stelle sei erwähnt, dass das zuvor ermittelte Wasser-Feststoffverhältnis, abgesehen vom Typ N, nur für die Zementleimproben galt. Durch Zugabe der

noch fehlenden Gesteinskörnung bei den Typen L und K erhöhten sich die volumetrischen Wasser-Feststoffverhältnisse nochmals um ca. 10 – 50%; also bei Typ L auf 0,48 und bei Typ K auf 0,45. Um den hierin beschriebenen Sättigungswassergehalt möglichst gering zu halten, wurde versucht, die für die Fließeigenschaften benötigten Erhöhungen durch die vermehrte Zugabe hocheffizienter Fließmittel weitestgehend zu kompensieren.

Die Einstellung des optimalen Fließmittelanteils erfolgte in Anlehnung an das von OKAMURA [190] erarbeitete Trichterlaufzeit-Setzfließmaß-Verhältnis (siehe Tab. D.4.1) sowie durch vergleichende Versuche einer modifizierten Kajima-Box. Nach [190] sollte sich für eine ausreichende Selbstverdichtung ein Setzfließmaß von mindestens $650 \pm 50 \text{ mm}$ und eine Trichterlaufzeit von 10 bis 20 Sekunden einstellen, vgl. [256]. Das sich hieraus ergebende „SVB-Fenster“ kennzeichnet damit einen ausreichend fließfähigen und nicht zum Entmischen neigenden SVB. Außerhalb dieses Fensters liegen Betonzusammensetzungen vor, die potenziell zur Sedimentation und Stagnation neigen bzw. nicht ausreichend entlüften (Lufteinschlüsse) [154], vgl. (ebd.). Ein diesbezüglich für Ultra-Hochleistungsbetone anwendbares „SVB-Fenster“ wurde von JIANXIN MA erarbeitet, siehe Abb. 5.9.

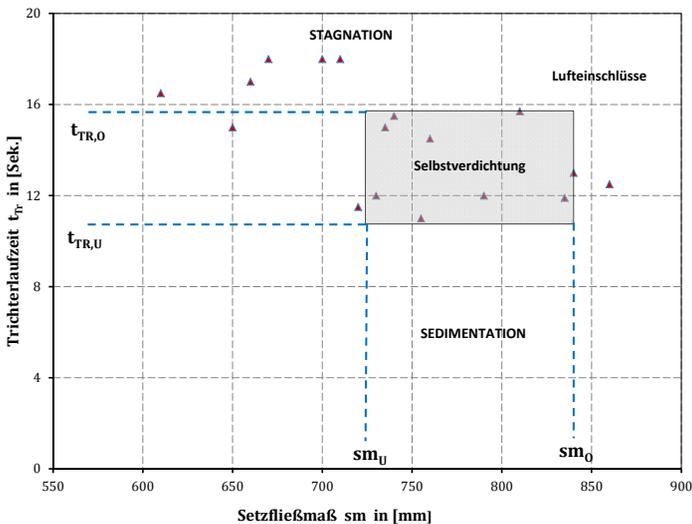


Abb. 5.9: SVB-Eigenschaftsbereiche nach Trichterlaufzeit und Ausbreitmaß, modifiziert nach MA [177]

Wie der Ergebnisdarstellung in Anlage D4 (Tab. D.3.5) zu entnehmen ist, erga-

ben sich für die beiden Ultra-Hochleistungsbetone vom Typ L und K jeweils ein Setzfließmaß der Klasse SF1 und für den Ultra-Hochleistungsbeton vom Typ N die Setzfließmaß-Klasse SF3. Innerhalb der Versuche zur Verarbeitbarkeit konnte darüber hinaus festgestellt werden, dass neben einer Erhöhung des Fließmittels, vor allem die Zugabezeit des Fließmittels und der Ablauf des gesamten Mischregimes einen entscheidenden Einfluss auf die jeweiligen Frischbetoneigenschaften hatte (für weitere Erläuterungen siehe Abschn. 8.1).

Die sich schlussfolgernd ergebenden Fließmittelanteile konnten mit 4,0 M. – % für den Typ K, 3,0 M. – % für den Typ L und 1,9 M. – % für den Typ N ermittelt werden und sind zur besseren Unterscheidung innerhalb der Typenbezeichnung berücksichtigt worden (siehe Tab. D.2.1 - Tab.D.2.4 in Anlage D2).



Abb. 5.10: Konventioneller Kajima-Box-Test zur Bestimmung des Füllgrades von Beton gemäß dem Entwurf der DAfStb-Richtlinie „Selbstverdichtender Beton“ [51]



Abb. 5.11: Modifizierter Kajima-Box-Test zur Bestimmung des Füllgrades von Beton gemäß der Zielstellung eines selbstständigen Umschließens von Textil- und/oder Carbonfaserbewehrung

Bezug nehmend auf die ermittelten Trichterlaufzeiten liegen die beiden UHPC-Mischungen „*TypK – FM4,0*“ und „*TypL – FM3,0*“ außerhalb des durch MA erarbeiteten „SVB-Fensters“ und hätten somit eine potenzielle Neigung zu stagnieren bzw. nicht ausreichend zu entlüften. Um sicherzustellen, dass die hier entwickelten Betone in ihrem Verarbeitungsverhalten einen ausreichenden Bewehrungsumschluss, auch bei möglichen Textil- und/oder Carbonfaserbewehrungen, garantieren, wurden beide Betone in Anlehnung an den in Japan für die SVB-Herstellung gängigen Kajima-Test untersucht. Hierzu kam eine modifizierte

Kajima-Box mit vorgespannter Carbonfaserbewehrung und einer Maschenweite von 10/18mm zum Einsatz (siehe Abb. 5.11).

Im Ergebnis konnten beide Betone die vorgespannte Carbonfaserbewehrung vollständig umschließen und die Kajima-Box ohne zusätzliche Krafteinwirkung füllen. Eine etwaige Sedimentationsneigung konnte ebenfalls nicht festgestellt werden. Schlussfolgernd ergaben sich im Rahmen dieser Arbeit die erarbeiteten Rezepturen des „*TypK – FM4,0*“ und „*TypL – FM3,0*“ als entwicklungstechnisch abgeschlossene Varianten, die in Abschn. 7 den Untersuchungen im Tieftemperaturbereich zugeführt wurden.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass sowohl die gesamte bis hierhin erfolgte Rezepturenentwicklung als auch die nachfolgenden Versuche/Ergebnisse sowie die im Weiteren bearbeiteten Versuchsprogramme (Abschn. 5.4 bis 6.1) stets einander mehr oder weniger iterativ bedingten und somit prinzipiell nicht chronologisch voneinander losgelöst betrachtet werden können.

5.3.4 Nachbehandlung und Lagerung - Versuchsvorbereitung

Sämtliche Probekörper wurden in PVC-Schalungen hergestellt, die das gleichzeitige Herstellen und Verdichten von bis zu 20 Betonprobekörpern erlaubten. Nach $24 \pm 2h$ wurden die Proben ausgeschalt. Anschließend erfolgte die Nachbehandlung und Lagerung bis zum Versuchsbeginn, wobei folgende Nachbehandlungsarten zur Anwendung kamen:

- Temperierung für 48 h bei 90°C im Ofen ohne Frischluftzufuhr
- Temperierung für 48 h bei 90°C im Wasserbad
- Keine Temperierung und direkte Überführung zur Lagerungsart,

Nach erfolgreicher Nachbehandlung wurden die Probekörper durch Sägen und/oder planparalleles Schleifen in die für die Einzeluntersuchung notwendige Größenordnung gebracht und bis zum Versuchsbeginn zwischengelagert. Hierbei kamen folgende Lagerungsarten zum Einsatz:

- Lagerung an Umgebungsluft bei 20°C und 65% rel. Feuchte
- Lagerung im Wasserbad bei 20°C
- Lagerung über Calciumchlorid bei 20°C

Das Alter der Proben bei Versuchsbeginn variierte, je nach Art und Weise des durchzuführenden Versuchs, zwischen 3, 7, 28, 56 und 112 Tagen sowie in Ausnahmefällen bis zu 1,5 Jahren.

5.4 Umfang der durchgeführten Versuche

5.4.1 Untersuchte Baustoffe

Gemäß der Zielstellung, den neu entwickelten UHPC „Typ K-FM_{4,0}“ (nachfolgend als Typ K bezeichnet) hinsichtlich seiner Eignung für gas-impermeable und tiefkalte Aufgabenstellungen gegenüber anderen Betonen zu klassifizieren, wurden 4 weitere Zielbetone, darunter 2 Ultra-Hochleistungsbetone (nachfolgend als Typ N und L bezeichnet), 1 hochfester- (nachfolgend als Typ P bezeichnet) und ein Normalbeton (nachfolgend als Typ C bezeichnet), den gleichen Festbetonprüfungen unterzogen und gegenüberstellend ausgewertet. Die dabei verwendeten Baustoffe sind nachfolgend dargestellt.

Bindemittel:

In der vorliegenden Arbeit wurde für die Herstellung der UHPC-Mischungen vom Typ K und L ein schnell ansteifender Portlandzement (CEM I 52,5R-SR/NA) mit einem sehr geringen Anteil an Tricalciumaluminat (C_3A) und hoher Normfestigkeit (52,5R) gewählt. Für die Herstellung des normalfesten Referenzbetons wurde ein Portlandkalksteinzement (CEM II/A-LL 42,5N) eingesetzt, welcher Kalksteinmehl ($TOC \leq 0,20 M. - \%$) in der Größenordnung 6 – 20% (A) als weiteren Hauptbestandteil besitzt. Eine detaillierte Zusammenstellung der Zementzusammensetzungen ist in Tab. 5.3 dargestellt.

Tab. 5.3: Verwendete Zemente

Bezeichnung	Rohdichte [kg/dm ³]	Blaine-Wert [cm ² /g]	PZ-Anteil [%]	Kalk-Anteil [%]	Nebenbestandteile [%]	Anfangsfestigkeit [MPa]	Normfestigkeit [MPa]	Erstarrungsbeginn [h]	Raumbeständigkeit [mm]	C ₃ A-Gehalt [M.-%]	Al ₂ O ₃ -Gehalt [M.-%]	Na ₂ O-Äquivalent [M.-%]
CEM I 52,5 R-HS/NA	3,1	4200	95-100	-	≤ 2	≥ 30	≥ 52,5	≥ 45 min	≤ 10	≤ 3	≤ 5	≤ 0,60
CEM II/A-LL 42,5 N	3,07	3660	80-94	6-20	0-5	≥ 10	≥ 42,5	≥ 62 min	≤ 10	-	-	≤ 0,62

Der maßgeblich als Referenzbeton für die zu erreichende Verarbeitbarkeit dienende UHPC vom Typ N (siehe Abschn. 5.3) lag für die Untersuchungen als fertige Bindemittelmischung (Compound) vor, welcher nur noch lufttrockene Gesteinskörnung und Wasser zugegeben werden musste. Basis dieser Bindemittelmischung ist nach Herstellerangaben ein eisenoxidarmer, schnell ansteifender Portlandhüttenzement (CEM II/B-S 52,5R) mit einem vergleichsweise hohen Anteil an Hütten sand ($S = 21 - 35\%$), einer hohen Normfestigkeit (52,5R) sowie einem

Anteil an feinem Quarzmehl im Verhältnis 59 : 41, vgl. [67].

Der vornehmlich als Vergleichsbeton dienende HPC vom Typ P lag für die Untersuchungen ebenfalls als fertige Bindemittelmischung vor. Eine genaue Zusammensetzung dieser Fertigmischung konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht eruiert werden. Hinsichtlich der zu erwartenden Leistungsparameter wird auf das Datenblatt des Herstellers in [191] verwiesen.

Gesteinskörnung und Betonzusatzstoffe:

Für die Beton-Proben des Typs N wurde ausschließlich Normsand nach DIN EN 13139:2015-07 8 (Größtkorn 0,1-0,8 mm) verwendet.

Das Kornspektrum der Typen L und K bestand dagegen aus einem nach EN 12620 bzw. DIN 13139 normierten Quarzsand vom Typ Siligran (Größtkorn 0,1-0,3 mm) [72] und einem Quarzmehl des Typs Microsil (Größtkorn 0,001-0,125 mm) [71]. Vergleichend wurden ebenfalls Testmischungen mit einem gebrochenen Basaltsplitt (BS) (Größtkorn 0,1-0,3 mm) durchgeführt.

Für die Beton-Probekörper des Typs C wurden die Gesteinskörnungen (Kies und Sand der Kies- und Baustoffwerk Barleben Verwaltungs- und Beteiligungs GmbH) als trockene Körnung in den Korngruppen in folgender Zusammensetzung zugegeben: 0/2 : 24% 0/8 : 304% 0/2 : 25%

Zusammensetzung der Betone:

Die spezifische bzw. mengenmäßige Zusammensetzung der einzelnen Betonmischungen ist dem Anhang D2 (Tab. D.2.1) zu entnehmen.

5.4.2 Versuchsprogramme

Resultierend aus den in Kap. 3 diskutierten Einsatzbereichen ergeben sich für die zu untersuchenden Betone zwei unterschiedliche Anforderungsprofile mit jeweils eigenen werkstofftechnischen Fragestellungen. Basierend darauf wurde das Versuchsprogramm in die zwei nachfolgenden Versuchsprogrammkomplexe aufgeteilt

- Versuchsprogramm zum Werkstoffverhalten bei Normaltemperatur ($\vartheta = 20 \pm 2^\circ\text{C}$)
- Versuchsprogramm zum Werkstoffverhalten bei Tieftemperatur ($\vartheta = -190 \pm 2^\circ\text{C}$)

Nachfolgend soll der inhaltliche Ablauf der einzelnen Versuchsprogramme kurz beschrieben werden. Die Ergebnisse zu den einzelnen Versuchen bei Normaltemperatur sind in Kapitel 6 dargestellt; die Ergebnisse zu den Versuchen im Tieftemperaturbereich in Kapitel 7.

5.4.3 Versuchsprogramm bei Normaltemperatur

Resultierend aus der Frage einer generellen Einsetzbarkeit des neuen UHPC innerhalb des geplanten VIW-Elements, ergeben sich entsprechend der Last-, Umgebungs- und Einbauanforderungen folgende weiterführende werkstofftechnische Fragen:

1. Wie lassen sich die Frischbetoneigenschaften des neu entwickelten UHPC im Vergleich zu anderen, bereits konventionell eingesetzten Betonmischungen beschreiben?
2. Ist der UHPC als Ummantelung eines evakuierten Dämmkerns einsetzbar und mit welchem Dichtigkeitsverhalten ist zu rechnen?
3. Wie kann die Permeabilität des neuen UHPC klassifiziert werden und welche Einflussgrößen sind zu beachten?
4. Wie stellt sich das bei Normaltemperatur untersuchte Festigkeits- und Verformungsverhalten des neu entwickelten UHPC im Vergleich zu anderen Betonen dar?

Das Programm der Versuche, mit denen die zuvor gestellten Fragen geklärt werden sollen, ist in Tabelle 5.4 schematisch dargestellt.

Wie in Abschn. 5.4.1 erläutert, wurden 4 verschiedene Betonmischungen, allesamt hochfeste und ultrahochfeste Betonmischungen, sowie eine Referenzbetonmischung untersucht, um das Werkstoffverhalten aufgrund unterschiedlicher Zusammensetzungen erfassen zu können.

Nach Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung (siehe Abschn. 5.3.4) wurden die Proben für mindestens 72 h auf Normbedingungen mit gesteigertem Temperaturfeld ($\vartheta = 20 \pm 2^\circ\text{C}$) klimatisiert und anschließend untersucht.

Die durchgeführten Versuche lassen sich gemäß Tab. 5.4 in 4 Hauptversuchsabschnitte gliedern:

1. Frischbetoneigenschaften:

Gemäß der Zielvorgabe einer vorwiegend aus Schwerkraft zu erfolgenden Entlüftung und Bewehrungsumschließung des Betons, wurden in Anlehnung an die vom DAfStb erarbeitete Richtlinie für selbstverdichtenden Beton [51] folgende Versuche durchgeführt:

- Konsistenz vom Frischbeton, Ausbreitversuch
- Setzfließmaß und Blockierring-Versuch
- Füllgrad

2. Festbetoneigenschaften:

Nach Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung wurden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Druckfestigkeit
- Biegefestigkeit
- Verhalten der Klebefuge

3. Dichtigkeitseigenschaften:

Nach Herstellung, Nachbehandlung und unterschiedlichen Lagerungsbedingungen wurden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Permeabilitätsprüfung
- (Kapillares-) Wasseraufnahmeverhalten
- Diffusionsverhalten

4. Thermische Eigenschaften:

Hinsichtlich der Bestimmung einer Gesamtwärmeleitfähigkeit und der Bestimmung des zu verwendenden Dämmstoffes wurde folgende Untersuchung durchgeführt:

- Wärmeleitfähigkeitsbestimmung der Bauteilkomplexe

Tab. 5.4: Versuchsprogramm bei Normaltemperatur

Betoneigenschaften	Versuch	Art der Probe	Betonsmischungen												Typ C
			Typ N FML9	Typ N BS_FML9	Typ K FM4.0	Typ K FM3.0	Typ K BS_FM2.5	Typ K FML9	Typ K FML1.5	Typ L FM4.0	Typ L FM3.0	Typ P			
Frischbetoneigenschaften	Ausbreitversuch	-	x	-	x	-	-	-	-	-	x	-	-	x	x
	Stanzfließmaß	-	x	-	x	-	-	-	-	-	x	-	-	x	x
	Füllgrad	-	x	-	x	-	-	-	-	-	x	-	-	x	x
Festbetoneigenschaften	Druckfestigkeit	Würfel	x	x	x	x	x	x	x	x	-	x	-	-	x
		Zylinder	x	-	x	-	-	-	-	-	x	-	-	x	x
	Biegezugfestigkeit	Prisma unbewehrt	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	-	x
		Zylinder	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	-	x
	Spaltzugfestigkeit	Zylinder	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	-	x
		Zylinder	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	-	x
Dichtigkeit	E-Modul	rech. über Würfel	x	-	x	-	-	-	-	-	x	-	-	x	x
		Zylinder nass	x	-	x	x	-	-	-	-	x	x	-	x	x
	Permenibilität	Zylinder trocken	x	-	x	x	-	-	-	-	-	x	x	-	x
		Zylinder teilgesättigt	x	-	x	x	-	-	-	-	-	x	x	-	x
		Zylinder	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	-	x
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit	Zylinder	x	-	x	-	-	-	-	-	x	x	-	x	
		Prisma	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	

x = Versuch durchgeführt
 - = Versuch nicht durchgeführt

5.4.4 Versuchsprogramm bei Tieftemperatur

Neben denen bei Normaltemperatur zu untersuchenden Werkstoffeigenschaften ergeben sich im Hinblick auf den geplanten Einsatz als Speicherwandung für Flüssiggasspeicher weitere zu ermittelnde Parameter. In Erweiterung zu den von Wiedemann [270] durchgeführten Untersuchungen an Normalbeton, ergeben sich demnach folgende werkstofftechnische Fragen: Anforderungs

1. Wie verändert sich das Festigkeits-, Dichtigkeits- und Verformungsverhalten von UHPC bei Tieftemperatureinwirkung / nach einer Tieftemperatureinwirkung?
2. Welchen Einfluss üben mehrmalige Temperaturwechsel aus?

Anlehnend daran müssen basierend auf dem Regelbetrieb und dem möglichen Störfall verschiedene Temperaturlastzustände für den Beton berücksichtigt werden. Eine Zusammenfassung der temperaturbedingten Lastzustände gibt Abb. 5.12.

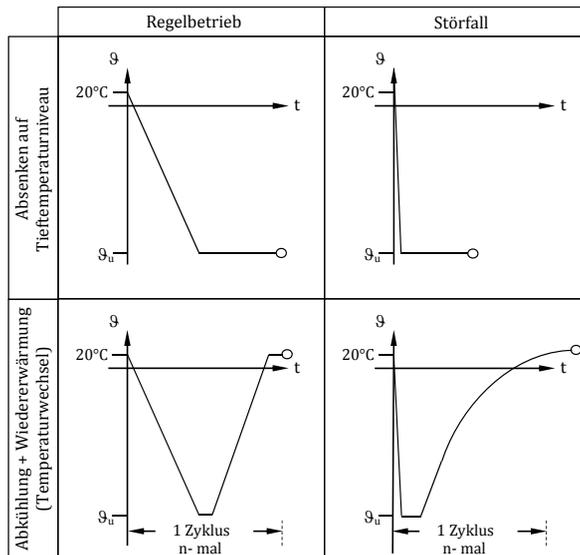


Abb. 5.12: Unterscheidung der Temperaturlastfälle bei Regelbetrieb und Störfall, vgl. Wiedemann [270]

Das Programm der Versuche, mit denen die zuvor gestellten Fragen geklärt werden sollen, ist in Tabelle 5.4 schematisch dargestellt. Analog zu den Versuchen bei Normaltemperatur, wurden 4 verschiedene Betonmischungen, allesamt hochfeste und ultrahochfeste Betonmischungen, sowie eine Referenzbetonmischung untersucht, um das Werkstoffverhalten hinsichtlich ihrer unterschiedlichen Zusammensetzungen erfassen zu können. Nach Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung (siehe Abschn. 5.3.4) wurden die Proben einer Tieftemperaturbeanspruchung unterworfen und anschließend untersucht.

Entsprechend der Vorgehensweise bei Normaltemperatur lassen sich die tieftemperaturbedingten Versuche, wie in Tab. 5.5 dargestellt, in 3 Hauptversuchsabschnitte gliedern:

1. Festigkeit und Verformung bei Tieftemperatur:

Nach Herstellung, Nachbehandlung, Lagerung und anschließender Tieftemperaturbeanspruchung wurden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Druckfestigkeit
- Biege-, Spalt- und zentrische Zugfestigkeit

2. Dichtigkeitseigenschaften:

Nach Herstellung, Nachbehandlung und anschließender Tieftemperaturbeanspruchung wurden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Permeabilitätsprüfung

3. Thermische Eigenschaften:

Hinsichtlich der Untersuchung zur möglichen Veränderung des thermischen Verhaltens wurden folgende Untersuchung durchgeführt:

- Abkühlgeschwindigkeit
- Aufwärmgeschwindigkeit
- Wärmeleitfähigkeitsbestimmung der Bauteilkomplexe

Tab. 5.5: Versuchsprogramm bei Tieftemperatur

Beton- eigenschaften	Versuch	Art der Probe	Thermischer Zustand	Betonmischungen													
				Typ N FM1.9	Typ N BS_FM1.9	Typ K FM4.0	Typ K FM3.0	Typ K BS_FM2.5	Typ K FML9	Typ K FML5	Typ L FM4.0	Typ L FM3.0	Typ P	Typ C			
Festbeton- eigenschaften	Druckfestigkeit	Zylinder	Kryogen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x	
			1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
			7 Zyklen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x
	Biegezugfestigkeit	Prisma unbewehrt	Kryogen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
			1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
			Kryogen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x
	Dichtigkeit	Spoltzugfestigkeit	Zylinder	Kryogen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
				Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x
		Zentrische Zugfestigkeit	Zylinder	1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
				E-Modul	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	-	x	-
Thermische Eigenschaften	Permeabilität	Zylinder	1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x	
			7 Zyklen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
			1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
	Wärmeleitfähigkeit	Prisma	1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x	
			7 Zyklen	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit Thermische Dehnung Abblühverhalten Aufheizverhalten	Würfel	1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x	
			1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x	
			1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x
		Würfel	1 Zyklus	x	-	x	-	-	-	-	-	-	x	-	x	x	

x = Versuch durchgeführt
 - = Versuch nicht durchgeführt

6 Versuchsergebnisse

6.1 Dichtigkeitseigenschaften

6.1.1 Voruntersuchungen - Dichtebestimmung und Porenanalyse

Im Hinblick auf die später zu erfolgenden Stofftransportuntersuchungen (Permeabilität, kapillarer Wassertransport und Diffusion) und zur Abschätzung eines möglichen Trendverhaltens der zu untersuchenden Betone wurden im Vorfeld Untersuchungen zur *Rein-* und *Rohdichtebestimmung* sowie zur *Analyse des Porenraums* durchgeführt.

Bestimmung der Rohdichte

Die Bestimmung der *Rohdichte* wurde in Anlehnung an die Angaben der DIN 52170-1:1980-02 vorgegangen. Als prinzipielle Unterscheidungskriterien lassen sich vornehmlich die in dieser Arbeit veränderten Trocknungs- und Sättigungsverfahren sowie deren zeitliche Abläufe benennen. Entgegen der herkömmlichen Trockengewichtsbestimmung durch Wägung einer i.d.R. im Ofen bei 105°C bis zur Gewichtskonstanz getrockneten Probe wurde ein proben-schonenderes Trocknungsverfahren genutzt, bei dem die Probe bis zur Gewichtskonstanz im Exsikkator über Calciumchlorid gelagert wurde. Mögliche strukturverändernde Zustände, wie z.B. eine nachträglich thermisch aktivierte puzzolanische Reaktion, konnten somit weitestgehend ausgeschlossen werden. Analog dazu wurde, im Hinblick auf die zu erwartenden kleinen Porenräume der UHPCs, die im Anschluss zu erfolgende 24-stündige Wasserlagerung ebenfalls bis zur Gewichtskonstanz durchgeführt. Die Gesamtmasse des Porenraums ergab sich daran anschließend als Differenz der trockenen und gesättigten Probe. Das Gesamtvolumen der Probe konnte über die Masse des verdrängten Wassers in einem definierten Wasserbehälter ermittelt werden. Die zu bestimmende Trockenrohddichte ρ_0 konnte dann im Weiteren aus dem Quotienten von Trockenmasse und Gesamtvolumen der Probe ermittelt werden.

Bestimmung der Reindichte und der Porosität

Zur Analyse des Porenraums bzw. zur Bestimmung der Porosität wurde zunächst die *Reindichte* via *Heliumpyknometrie* bestimmt und im Weiteren eine *Quecksilberporosimetrie* durchgeführt. Zur Bestimmung der Reindichte kam ein Heliumpyknometer vom Typ Ultrapy 1200e der Firma Quantachrome zum Einsatz. Die Messung wurde bei Raumtemperatur ($\vartheta = 20 \pm 2^\circ\text{C}$) durchgeführt.

Das Messprinzip der nach DIN 66137-2 durchgeführten Heliumpyknometrie beruht letztlich, ähnlich dem bereits beschriebenen Wasserbadversuch zur Bestimmung der Trockenrohddichte, auf dem Verdrängungsprinzip eines Gasvolumens aus einem exakt definierten Messraum [46].

Für die Bestimmung der Reindichte mussten die geschlossenen Poren des Prüfguts zunächst durch Zerkleinern der Probe geöffnet werden, um sie für das Messgas Helium zugänglich zu machen [87, 220]. Die zerkleinerte Probe wurde anschließend eingewogen und einer Probenkammer mit einem definierten Volumen „ V_{PK} “ zugeführt, evakuiert und verschlossen. Daran anschließend wurde eine über ein Ventil mit dieser Kammer verbundene baugleiche Referenzkammer mit einem definierten Volumen „ V_{Ref} “ mit Helium gefüllt. Über zwei Druckaufnehmer „ P_K “ und „ P_{Ref} “ konnte dann der vorherrschende Druck in beiden Kammer bestimmt werden und durch Öffnen des Ventils ein sich einheitlich einstellender Gesamtdruck „ P_{Ges} “ in beiden Kammern detektiert werden. Aufgrund seines geringen Atomdurchmessers von ca. 0,22 nm war das Helium in der Lage das Porensystem der zerkleinerten Probe äußerst weitreichend zu penetrieren und eine relativ genaue Bestimmung des Porenvolumens zu ermöglichen. Aus den Volumina der beiden Kammern sowie den ermittelten Drücken konnte im Anschluss das Gesamtproben-Volumen nach folgender Gleichung berechnet werden [46]:

$$V_{Probe} = V_{PK} - V_{Ref} \cdot \frac{P_{Ges}}{P_{Ref} - P_{Ges}} \quad \text{in } [cm^3] \quad (6.1)$$

Aus dem Volumen der Probe und der vorab eingewogenen Masse wurde anschließend die Reindichte ρ_R des Materials ermittelt. Mittels dieser und der im Vorfeld bestimmten Rohddichte ρ_0 konnte dann im Weiteren die Gesamtporosität gemäß Gl. 4.28 ermittelt werden. Die entsprechenden Ergebnisse dieser Messungen sind in Tabelle 6.1 dargestellt.

Bestimmung der Porenradienverteilung

Um im Vorfeld Informationen über die Größe und Verteilung des Makro- und Mesoporensystems zu erhalten und weiterführend eine Abschätzung hinsichtlich der zu erwartenden Permeabilitäten zuzulassen, wurden für die Betontypen K, L, N und P Quecksilberporosimetrie-Untersuchungen (kurz: QDP-Untersuchungen) durchgeführt. Aus Kostengründen sowie der im Allgemeinen guten Zugänglichkeit von bereits vorhandenen, wissenschaftlich fundierten Informationen zum Porenspektrum von Normalbetonen wurde auf eine weitere QDP-Untersuchung für den Typ C verzichtet.

Die Grundlage der Quecksilberporosimetrie bildet der Umstand, dass Quecksilber bei Raumtemperatur eine Flüssigkeit darstellt, die aufgrund eines zu den meisten Feststoffen vorhandenen Kontaktwinkels von ≥ 90 als nicht benetzend zu klassifizieren ist. Dementsprechend muss erst ein äußerer Druck angewendet werden, um Quecksilber in das Porensystem eines porösen Festkörpers zu zwingen. Die daraus resultierende Abhängigkeit eines bestimmten zu füllenden (Intrusion) oder zu entleerenden (Extrusion) Porendurchmessers vom angewendeten Druck stellt die WASHBURN-Gleichung (Gl. 6.3) dar. Unter der vereinfachten Annahme von ausschließlich vorhandenen zylindrischen Poren besteht zwischen der auf das Quecksilber im Porenquerschnitt wirkenden Druckkraft $r^2 \cdot \pi \cdot \Delta p$ und der in entgegengesetzter Richtung durch die Oberflächenspannung hervorgerufenen Kraft $-2 \cdot r \cdot \pi \cdot \Sigma_0 \cdot \cos\theta$, die nach Washburn angegebene Gleichgewichtsbeziehung [39]:

$$r_p^2 \cdot \pi \cdot \Delta p = -2 \cdot r_p \cdot \pi \cdot \cos\theta \quad (6.2)$$

Durch Umstellen nach r_p ergibt sich diese dann zu:

$$r_p = \frac{-2 \cdot \Sigma_0 \cdot \cos\theta}{\Delta p} \quad \text{in [m]} \quad (6.3)$$

Hierin ist r_p der Porenradius, γ die Oberflächenspannung des Quecksilbers, der θ der Grenzflächenwinkel zwischen Quecksilber und Porenoberfläche und Δp die Druckdifferenz, die notwendig ist, um das Quecksilber in eine Pore mit dem Radius r_p zu pressen.

Zur Porenanalyse mittels Quecksilberporosimetrie wurde ein Quantachrome Poremaster 60-GT verwendet. Zum Befüllen der Messzellen vor der eigentlichen Messung befinden sich diese in waagerechter Position, wodurch ein undetektiertes

Füllen größerer Poren infolge des statischen Drucks des schweren Quecksilbers (Dichte ca. $13,5 \text{ g/cm}^3$) auf die Probe verhindert wird.

Sämtliche Proben wurden analog zur Bestimmung der Rohdichte mittels Exsikator bis zur Gewichtskonstanz getrocknet. Die Größe der Probenstücke betrug in etwa $7 \times 7 \times 7 \text{ mm}$. Es wurden jeweils etwa 5 Bruchstücke (entsprechen ca. 3 bis 4 g) je Probe zusammen gemessen.

Auswertung

Die Auswertung der Messergebnisse ist nachfolgend als intrudiertes Volumen (Normalized Volume) über dem Porendurchmesser sowie als kumulative Porengrößenverteilung über dem Porendurchmesser dargestellt. Sämtliche Einzelversuche zu den untersuchten Betonen können im Anhang dieser Arbeit nachvollzogen werden.

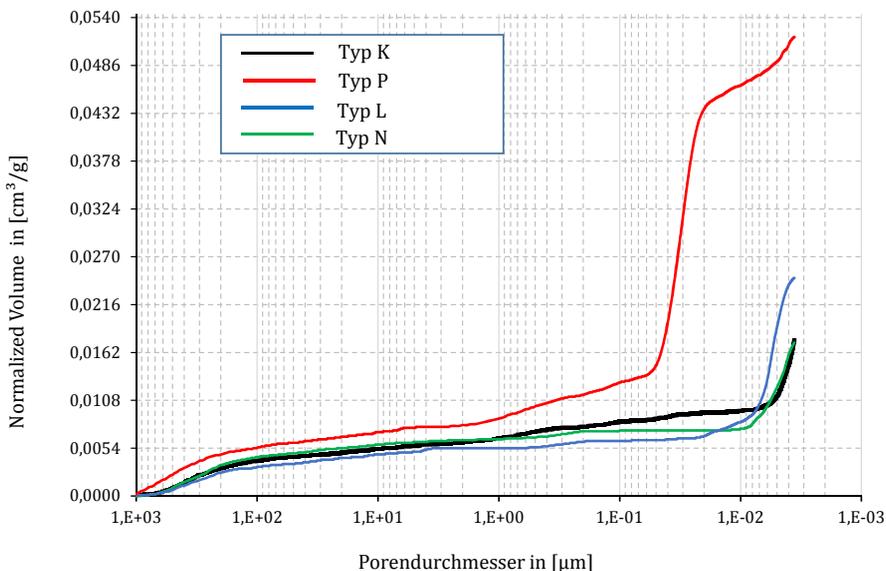


Abb. 6.1: Intrusionskurven (QDP) der Betonproben K, N, L und P - *Anmerkung:* Da bei der Quecksilberporosimetrie infolge kleiner Drücke zuerst die großen Poren gefüllt werden, findet man standardmäßig links die großen und rechts die kleinen Poren auf der entsprechenden Abszissenachse

In Abb. 6.1 wird deutlich, dass faktisch über den gesamten Messbereich der Methode ($1000 \mu\text{m}$ bis $3,6 \text{ nm}$) eine Intrusion mit Quecksilber stattfindet. Daraus schlussfolgernd müssten sämtliche Porengrößenklassen in diesem Bereich vorhanden sein. Prinzipiell ist es allerdings denkbar, dass die Intrusion im Makroporenteil (ca. $1000 \mu\text{m}$ bis $100 \mu\text{m}$) nicht von Poren verursacht werden, sondern vom Auffüllen der Zwischenräume zwischen den einzelnen Probestücken. Zur weiteren Abklärung wurden deshalb alle Proben zusätzlich unter einem Auflichtmikroskop des Typs VHX/VH-VH-Z20R der Firma Keyence visuell beurteilt. Es zeigte sich, dass prinzipiell alle Proben einen deutlichen Anteil an Makroporen aufwiesen, welche allerdings in Analogie zu den Ausführungen in Abb. 4.3 vornehmlich als Sackporen zu klassifizieren waren. Resultierend daraus wurde festgestellt, dass ein gewisser Anteil dieser Makroporen-Intrusion tatsächlich von entsprechenden Probenstrukturen verursacht wurden, diese aber hinsichtlich der Existenz von möglicherweise als negativ zu klassifizierenden Stofftransportwegen prinzipiell ausgeschlossen werden können.

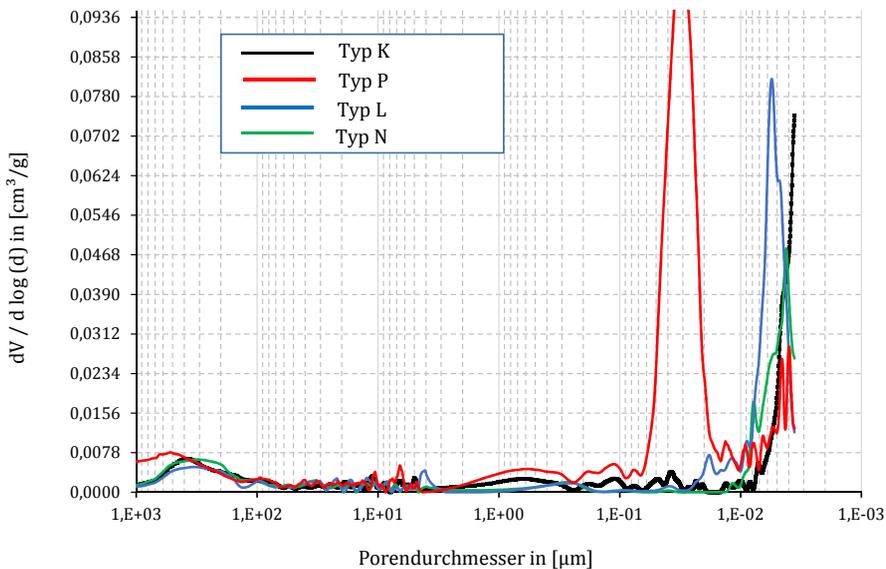


Abb. 6.2: Exemplarische Porengrößenverteilungskurven (nach QDP) der Betonproben K, N, L und P

Im Zuge weiterer Auswertungen fiel der sich unterhalb eines Porendurchmessers

von $\leq 0,01 \mu\text{m}$ bzw. bei Drücken $\geq 1,5E + 8 \text{ Pa}$ ergebende, sehr steile und markante Anstieg der Graphen auf. An dieser Stelle stellte sich die Frage, inwieweit ein prinzipiell spröder Werkstoff wie Beton mit einem augenscheinlich so diffizilen Feststoffgerüst einem so hohen Druck standhalten kann. Dagegen sprach zum einen der komplett horizontal verlaufende Extrusions-Graph (aus Übersichtsgründen nicht im Bild enthalten) sowie der Vergleich zwischen einer exemplarisch über Stickstoffsorption gemessenen BET-Oberfläche des Typs K (druckstabilste Betonprobe) und der infolge der Rohdichtebestimmung überschlägig ermittelten Oberfläche des Porenraums. Beide lagen für den Probenotyp K bei ca. $0,34 \text{ m}^2/\text{g}$. Schlussfolgernd wurde festgestellt, dass es sich bei dem markanten Anstieg der Graphen letztlich nicht um das Füllen von entsprechend kleinen, offenen Poren handelt, sondern vielmehr um das Kollabieren von geschlossenen Poren, sogenannten Vakuolen.

Fasst man die Ergebnisse der Quecksilberintrusion zusammen, so lässt sich prinzipiell keine eindeutige Porengrößenverteilung ableiten, da die Intrusion über den gesamten Messbereich gleichmäßig verlief. Eine diesbezüglich exemplarische Zusammenfassung der Porenverteilungsfunktionen ist in Abb. 6.2 dargestellt. Der darin dargestellte Schlussanstieg repräsentiert auch hier wieder keinen spezifischen Porengrößenbereich, sondern ebenfalls das Kollabieren von geschlossenen Poren, unbekannter Größe. Der „verfrühte“ Anstieg bzw. das „verfrühte“ Kollabieren der Poren in Typ P ist maßgeblich auf die im Vergleich zu den anderen Betonproben geringer ausfallende Druckfestigkeit (siehe Abschn. 6.2) zurückzuführen.

Tab. 6.1: Auswertung zur Bestimmung der Porosität mittels tabellarischer Gegenüberstellung der Ergebnisse aus Quecksilberporosimetrie und Bestimmung der Reindichte (Helium-Dichte)

1	2	3	4	5	6
	Gesamt-Intrusionsvolumen	Rohdichte (gemessen)	Porosität	He-Dichte	Porosität
Probe	in $[\text{cm}^3/\text{g}]$	in $[\text{cm}^3/\text{g}]$	in [%]	in $[\text{cm}^3/\text{g}]$	in [%]
Typ K	0,0176	2,235	3,900	2,410	4,100
Typ L	0,0246	2,280	5,600	2,359	5,500
Typ N	0,0173	2,145	3,700	2,384	4,000
Typ P	0,0518	2,158	11,200	2,436	11,200

Die innerhalb der QDP und Heliumpyknometrie erarbeiteten Porositäten sind in

Tab. 6.1 zusammengefasst. Hierzu sei angemerkt, dass die in Spalte 3 dargestellte Rohdichte quecksilber-pyknometrisch bestimmt wurde und prinzipiell als Referenz zum beschriebenen Verfahren diene. Die sehr gute Übereinstimmung der mit der QDP berechneten Porosität (Spalte 4) und der aus der Heliumpyknometrie errechneten Porosität (Spalte 6) zeigt, dass das Helium offensichtlich in alle Vakuolen eindiffundieren konnte. Resultierend aus den sich ergebenden Porositäten wurde somit im Vorfeld davon ausgegangen, dass die Probe des Typs K und N die geringsten Permeabilitäten aufweisen werden.

6.1.2 Untersuchungen zur Gaspermeabilität

In Anlehnung zu der in der Geotechnik genutzten Beschreibung für die prinzipielle Durchströmbarkeit von Böden und Fels, dient die Permeabilität auch innerhalb der Baustofftechnologie zur Quantifizierung der Durchlässigkeit von porösen Stoffen [98]. Die Permeabilität eines Stoffes stellt hierbei eine reine Stoffkonstante des Materials dar und kann mathematisch betrachtet, genau wie alle anderen Stofftransportvorgänge, über die Kombination aus,

Kontinuitätsgleichung (Erhaltung der Masse, siehe Anlage E.1):

$$\sum \dot{m} = \frac{\Delta m}{\Delta t} \quad \text{in } [kg/s^{-1}] \quad (6.4)$$

Impulserhaltung (siehe Anlage E.2) bzw. hier als Gesetz von Darcy (siehe Gl.4.15):

$$\frac{\dot{m}}{\rho \cdot A} = -\frac{K}{\eta} \cdot grad p \quad \text{in } [m/s^{-1}] \quad (6.5)$$

und dem dazugehörigen thermodynamischen Zustand des Systems (Abhängigkeit der Dichte ρ vom Druck p (wenn $T=konst.$) hier: für Gas):

$$\rho(p) = \rho_0 \cdot \frac{p \cdot T_0}{p \cdot T \cdot z_g(p,T)} \quad \text{in } [kg/m^3] \quad (6.6)$$

beschrieben werden [99]. Sofern keine Wechselwirkungen (chemischer oder physikalischer Natur) zwischen der Porenwandung und dem Strömungsmedium auftreten ist die Permeabilität prinzipiell unabhängig vom jeweiligen Strömungsmedium. Diesbezüglich ist allerdings zu beachten, dass das Darcy-Gesetz streng

genommen seine Gültigkeit nur für laminare Strömungen besitzt. Aus diesem Grunde müssen bei laborativen Durchlässigkeitsuntersuchungen mögliche physikalische und/oder chemische Abweichungen, die z.B. durch den *Gleit- bzw. Klinkenberg-Effekt*, eine mögliche *Turbulenz* und/oder *Reaktionen mit der Porenwand* hervorgerufen werden können, innerhalb der Messgröße berücksichtigt oder ausgeschlossen werden, vgl. (ebd.).

Der *Gleit- bzw. Klinkenberg-Effekt* ist dadurch gekennzeichnet, dass die gemessene (scheinbare) Permeabilität eines porösen Stoffes mit der Annäherung der mittleren freien Weglänge an die Größenordnung des Porendurchmessers zunehmend von der „wahren“ Permeabilität abweicht. Dieser Effekt ist auf das in diesem Porengrößenspektrum (siehe Absch. 4.2.3) maßgeblich fehlende Kollisionsverhalten der Teilchen untereinander zurückzuführen. Stattdessen überwiegen die Teilchenkollisionen mit der Porenraumbegrenzung, wodurch in Strömungsrichtung die Haftbedingungen des Gases an der Wand gegen Null streben. Das Gas „haftet“ nicht mehr, es „gleitet“, wodurch die gemessene (scheinbare) Permeabilität größer erscheint als die tatsächliche (wahre) Permeabilität [144, 293] vgl. [99]. Nach KLINKENBERG [144] kann die gemessene Permeabilität K für diesen Fall wie folgt abgemindert werden:

$$K = \frac{K_K}{1 + \frac{b}{p_m}} \quad \text{in } [m^2] \quad (6.7)$$

K_K stellt hierbei die durch den Klinkenberg-Effekt verfälschte Permeabilität dar; p_m , den mittleren absoluten Gasdruck in der Probe und b die Neigung der beim Auftragen von K_K über $1/p_m$ entstehenden Regressionsgeraden. Nach POHL [195] kann für Sandstein, Dolomit und Beton die empirische Beziehung $b = 4,84 \cdot 10^{-3} k^{-0,35}$ angewendet werden. Für praktische Messungen wird gemäß den Ausführungen von HÄFNER et al. (vgl. ebd) der Klinkenberg-Effekt ab einem $K < 0,1 \mu m^2$ als maßgebend eingestuft.

Der *Turbulenzeffekt* ist maßgeblich abhängig vom Porendurchmesser sowie von der Geschwindigkeit des strömenden Mediums. Er kann sowohl innerhalb von Gas- als auch von Flüssigkeitsströmungen auftreten. Für den Nachweis der laminaren Strömung schlägt MILLIONŠČIKOV eine Modifizierung der Reynoldszahl gemäß:

$$Re_M = \frac{v \cdot \rho}{\eta} \cdot \sqrt{\frac{K}{n^3}} \quad (6.8)$$

vor, wobei die Strömung als laminar bezeichnet wird, sobald $Re_M < 0,022$ ist.

In Bezug auf mögliche *Reaktionen mit der Porenwandung* müssen sowohl chemische als auch physikalische Beeinflussungen in Betracht gezogen werden. Physikalische Störungen finden vornehmlich in Mikroporen durch den Einsatz polarer Flüssigkeiten statt. Diese bilden in Porenwandnähe eine elektrische Doppelschicht (Scherschicht+Sternschicht - siehe [68]) aus, dessen Ladungsträger durch Anwesenheit eines elektrischen Feldes in Bewegung versetzt werden und so eine zusätzliche Strömung induzieren, die das Messergebnis nachhaltig verfälscht [99].

Chemisch werden Permeabilitätsmessungen dagegen vornehmlich durch die vom Strömungsmedium hervorgerufenen Adsorptions-, Desorptions- oder katalytischen Prozesse mit der Porenwand gestört. Bezug nehmend auf zementgebundene Festkörper ist hier vornehmlich der strukturverändernde Eintrag von Kohlenstoffdioxid (CO_2) zu beachten [88]. Bei Anwesenheit von CO_2 reagiert das im Beton vorhandene Calciumhydroxid ($Ca(OH)_2$) zu Calciumcarbonat (Kalkstein - $CaCO_3$) und Wasser (H_2O). Dieser als Carbonatisierung (Kalksteinbildung) bezeichnete Vorgang ist für unbewehrten Normalbeton prinzipiell nicht schädlich, sondern aufgrund der Neubildung von Kalkstein mitunter sogar festigkeitsfördernd. Innerhalb bewehrter Betone führt der Abbau des $Ca(OH)_2$ allerdings zur Reduzierung des alkalischen Milieus und damit zur Depassivierung der verbauten Stahlbewehrung. Korrosionsschäden und schwere Einbußen in der Tragsicherheit sind die Folge.

Stationäres Verfahren und Messaufbau:

Unter der Annahme stationärer Verhältnisse (\dot{m}/ρ ; T =konst., sowie der Potentialverlauf/Druckgradient in der Probe ist zeitlich konstant) wird die zeitliche Massenänderung in Gl. 6.4 gleich Null. Schließt man im Weiteren mögliche Reaktionen mit der Porenwand aus und setzt eine einphasige Strömung bzw. ein homogenes Gas als Strömungsmedium voraus, so ergibt sich der Permeabilitätskoeffizient infolge der Kombination von Gl. 6.4 - 6.6 zu:

$$K = \frac{\dot{V}_0 \cdot \eta \cdot L \cdot p_{atm} \cdot T \cdot z_g(p_m, T)}{A \cdot p_m \cdot T_0(p_E - p_A)} \quad \text{in } [m^2] \quad (6.9)$$

Unter Berücksichtigung, dass \dot{V}_0 den Gasvolumenstrom im Zustand (p_0, T_0) repräsentiert und unter Laborbedingungen p_0 und T_0 die vorherrschenden Bedingungen am Messplatz darstellen (p_0 = Atmosphärendruck; $T_0 = T$ am Messplatz), kann unter Annahme eines Realgasfaktors für Luft bzw. Stickstoff ($z_g = 1$) Gl. 6.9 wie folgt vereinfacht werden:

$$K = \frac{\dot{V} \cdot \eta \cdot L \cdot p_{atm}}{A \cdot p_m \cdot (p_E - p_A)} = \frac{\dot{V} \cdot \eta \cdot L \cdot p_{atm}}{A \cdot (p_E^2 - p_A^2)} \quad \text{in } [m^2] \quad (6.10)$$

Hierbei repräsentieren \dot{V} die im Versuch zu bestimmende Durchflussrate, L und A die Dicke und den Flächeninhalt der Probe sowie p_E und p_A den Ein- und Ausgangsdruck (Atmosphärendruck).

Der in der vorliegenden Arbeit verwendete Versuchsaufbau entspricht bis auf die veränderten Zuleitungspositionen und Probekörperabmessungen weitestgehend dem von KOLLEK [151], GRÄF & GRUBE [89], ZAGAR [286] und GLUTH [87] verwendeten Aufbau. Als Basismodell kam ein Permeabilitäts-Messgerät vom Typ SO 2000 H der Firma TESTING Bluhm & Feuerherdt GmbH zum Einsatz. Der verwendete Messaufbau ist in Abb. 6.3 dargestellt.

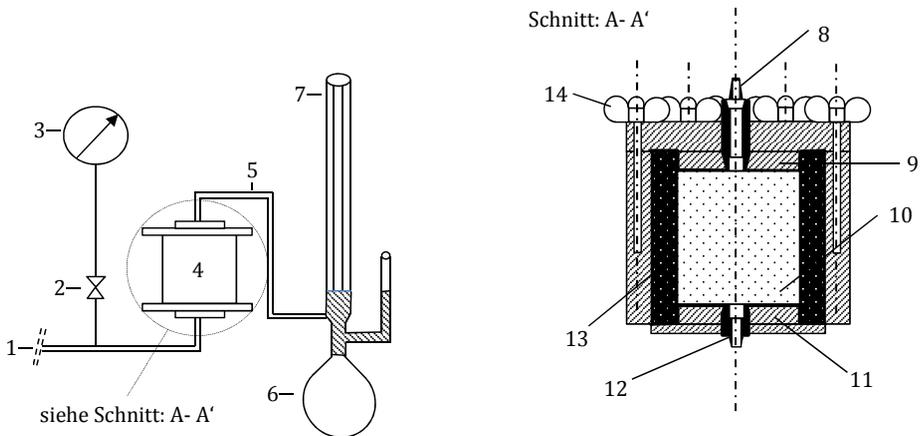


Abb. 6.3: Versuchsaufbau zur Bestimmung des spezifischen Permeabilitätskoeffizienten: 1: Quelle des Druckgases (Zuleitung), 2: Sperrventil, 3: Manometer, 4: Messzelle gemäß Schnitt A-A', 5: Zuleitung zum Blasenähler, 6: Liquidbehälter des Blasenählers, 7: Blasenähler, 8: Schlauchanschluss zum Blasenähler, 9: Oberer Distanzring, 10: Prüfkörper, 11: Unterer Distanzring, 12: Schlauchanschluss der Druckleitung, 13: Gummimanschette, 14: Flügelmutter, modifiziert nach [87]

Durchführung und Auswertung:

Die Gaspermeabilitätsmessung fand an kreiszylindrischen Scheiben mit Durchmessern von $100 \pm 1 \text{ mm}$ und Dicken von $49 \pm 1 \text{ mm}$ statt. Analog zu den Ausführungen von Gluth [87] wurden somit auch in dieser Arbeit Proben mit kleineren Abmessungen verwendet, als in den Empfehlungen von [89, 151] und [286] angegeben. Unter Bezugnahme der deutlich kleineren verwendeten Gesteinskörnungen sowie der damit verbundenen höheren Homogenität im Vergleich zu den Versuchen von *Kollek*, *Gräf* und *Zagar* wird dieser Unterschied als marginal betrachtet.

Als Prüfgas kam komprimierter Stickstoff zum Einsatz, da dieser sowohl zu großen Teilen in normaler Raumluft vorkommt als auch inert gegenüber Betonen ist und somit keine strukturellen Veränderungen im Porensystem hervorruft. An dieser Stelle sei angemerkt, dass bei einer ausschließlichen Prüfung von UHPC-Proben auch komprimierte Raumluft bzw. CO_2 einsetzbar wäre, da eine strukturverändernde Carbonatisierung aufgrund des fehlenden $\text{Ca}(\text{OH})_2$ (bereits bei der puzzolanischen Reaktion verbraucht) nicht stattfinden würde. Da in diesem Prüfrahmen aber auch unbehandelte Proben aus Normalbeton als Referenz geprüft wurden und diese Versuche zeitlich versetzt reproduzierbar sein sollten, wurde auf der sicheren Seite liegend ein inertes Messgas gewählt.

Zur Sicherstellung einer gleichmäßigen, laminaren Durchströmung des Körpers wurden sämtliche Messungen mind. 3-mal für jede der variierenden Druckstufen ($3,5\text{E}+5 \text{ Pa}$, $4,0\text{E}+5 \text{ Pa}$ und $4,5\text{E}+5 \text{ Pa}$) durchgeführt und die Messung erst gestartet, wenn sich ein stationärer Gasstrom (Abweichung betrug max. 15 Sek innerhalb der einzelnen Messungen) eingestellt hatte. Der Permeabilitätskoeffizient wurde dann aus einem Gesamtmittelwert der aus den Messungen entstandenen Mittelwerte errechnet. Für die dynamische Viskosität des Stickstoffs in Abhängigkeit von der Temperatur wurden die Werte aus DIN EN 993-4:1995-04 zugrunde gelegt bzw. entsprechend interpoliert.

Zur Sicherstellung einer ausreichend hohen Dichtigkeit gegenüber ungewollten Fehlströmungen lag der Anpressdruck der Gummimanschette zur Dichtung der Mantelflächen der zu untersuchenden Scheiben stets $3,0\text{E}+5 \text{ Pa}$ über dem Prüfdruck. Der Druck p_2 des austretenden Gases innerhalb des Blasen Zählers betrug Atmosphärendruck und wurde fortlaufend über ein Thermovac-Manometer der Firma Oerlikon überwacht, aufgezeichnet und innerhalb der Rechnung berücksichtigt.

Ziel der Messungen war es eine für normalfeste Betone typische Abhängigkeit des Betonalters und/oder des Sättigungsgrads auf die Permeabilität (hygrisches

Verhalten = stetiger Feuchte Ein- und Austritt) auch für UHPCs zu detektieren und klassifizieren. Die hierzu erzielten Messergebnisse sind in Abb. 6.4 bis 6.6 zusammengefasst dargestellt. Die Einzelergebnisse der Messungen befinden sich im Anhang dieser Arbeit.

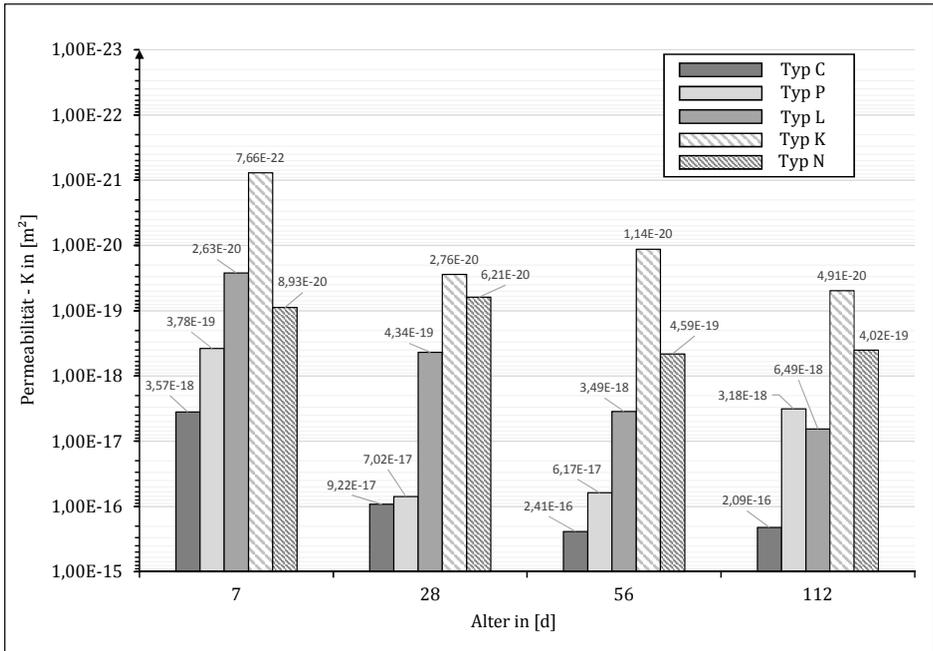


Abb. 6.4: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit vom Alter der Betonprobe - Zusammenfassung der Betonproben K, N, L, P, C - Lagerung der Proben ab Tag 7 bei 20°C, 65% r.F.

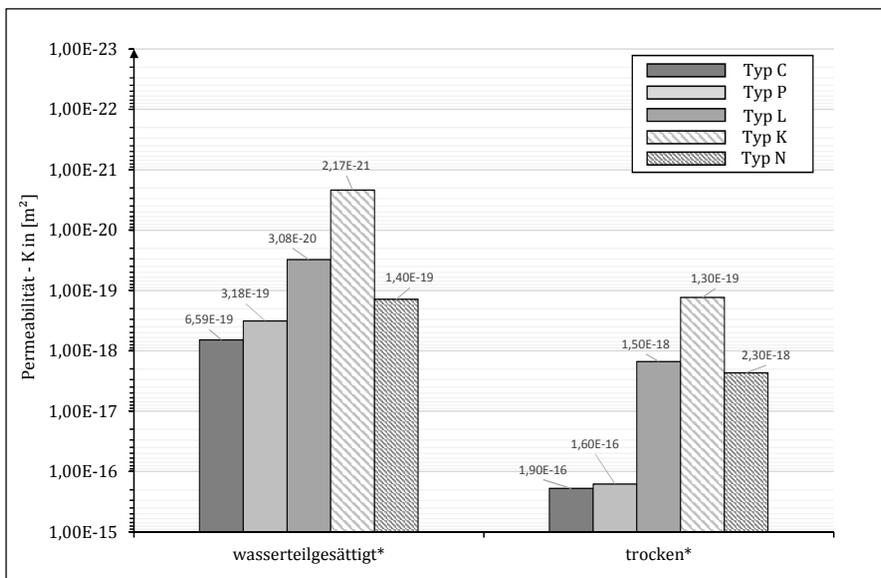
Wie zu erwarten zeigten die Betone mit den niedrigsten Porositäten (siehe Tab. 6.1) ebenfalls die niedrigsten Permeabilitätskoeffizienten. Ebenso ergaben die mit Mikrosilika angereicherten Betone deutlich niedrigere Permeabilitäten als der als Referenz herangezogene Normalbeton vom Typ C. Daran anknüpfend zeichnete sich in Abb. 6.4 eine deutliche Tendenz zur Menge an verwendeten Mikrosilika ab. Je größer der prozentuale Anteil an innerhalb der Mischung verwendeten Mikrosilikastaubes war, desto niedriger fielen die Permeabilitätskoeffizienten aus. Hinsichtlich des Alters zeigte sich ebenfalls ein im Vorfeld erwarteter Trend ab. Mit zunehmendem Alter nahmen bei allen betrachteten Betonproben die Permeabilitätskoeffizienten zu, wenn auch nicht im selben Maße. Der Grund hierfür

liegt vermutlich im vorhandenen Makro- und Mesoporenraum der einzelnen Proben sowie dessen hygroskopischen Verhalten (Lagerung erfolgte ab dem 28. Tag an Luft im Klimaschrank bei 20°C und 65% r.F.). Betrachtet man exemplarisch die Probe K, so lässt sich die niedrigste Permeabilität, analog zu allen anderen Proben, in einem Alter von 7 Tagen feststellen; einem Alter, dass vornehmlich durch einen noch nicht vollständig abgeschlossenen Hydratationsprozess und dem Vorhandensein von Restanteilen für zur Hydratation benötigtem Reaktionswasser geprägt ist. Der hohe Anstieg des Permeabilitätskoeffizienten der Probe P im Alter von 112 Tagen kann durch die hier erst vollständig abgeschlossene puzzolanische Reaktion erklärt werden. Entgegen der Nachbehandlung von Typ K, L und N wurden Typ P und C aufgrund der vermeintlich fehlenden puzzolanischen Zusätze nicht thermisch nachbehandelt. Die industrielle Fertigmischung des Typ P wies aber innerhalb von später durchgeführten Untersuchungen einen deutlichen Anteil an Hüttensandzusätzen auf, die entsprechend Abschn. 5.2.1 ebenfalls zu puzzolanischen Reaktionen führen, wenn auch in diesem Fall zeitlich stark verzögert, da kein Zugang zu thermischer Aktivierungsenergie bestand.

Die minimalen sporadischen Anstiege der Gaspermeabilitätskoeffizienten, wie bei Typ N (28 Tage) und Typ K (56 Tage) ersichtlich, können dagegen mit der Existenz von Kegelporen (siehe Abschn. 4.1.2) und dem damit verbundenen notwendigen Überwinden engmaschiger Porenein- und -ausgänge (Aufstauung bzw. stark verlangsamte Gasströmung) erklärt werden. Berücksichtigt man zudem den Umstand, dass aufgrund der bis zum vierten Tag im Wasserbad durchgeführten thermischen Nachbehandlung noch zusätzliches, makroskopisches und damit evaporierbares Restwasser im Porensystem vorhanden ist, so können die sehr niedrigen gemessenen Anfangs-Permeabilitäten aufgrund des teilblockierten Gasstroms als plausibel angenommen werden.

Bisher wurde davon ausgegangen, dass die Poren des betrachteten Festkörpers ausschließlich mit einem einzigen Fluid (hier: mit Umgebungsluft, respektive Stickstoff) gefüllt sind. Tatsächlich befindet sich ein nicht versiegelter und/oder thermisch behandelter poröser Festkörper aufgrund seines hygroskopischen Verhaltens stets im Feuchteausgleich mit der Umgebung. Beim unterschreiten des Sättigungsdampfdruckes innerhalb der Poren führt dies zur Kapillarkondensation und damit zur Flüssigkeitsfüllung der Poren (gemäß Gl. 4.1 sind bei 20°C, 85% r.F. bereits Poren mit $\leq 10 \text{ nm}$ mit Wasser gefüllt). Resultierend daraus ist es zweckmäßig, nicht nur ein einzelnes Fluid, sondern prinzipiell eine Zweiphasenströmung bestehend aus Wasser und Gas innerhalb der Poren anzunehmen. Ableitend daraus machen sich die gleichzeitig im Porensystem befindlichen Fluide den durchströmbaren Hohlraumquerschnitt „streitig“, was wiederum bedeutet, dass der Mehrphasenfluss zu einer Verminderung der Strömungsgeschwindigkeit führt, die jede Phase hätte, wenn sie alleine innerhalb der Porenkanäle strömen

würde, vgl. [257]. Die sich daraus ergebende effektive Permeabilität $K_{eff,\varsigma}$ eines porösen Festkörpers ist damit maßgeblich vom Sättigungsgrad der innenliegenden Fluide ς abhängig [122]. Ist die Sättigung eines einzelnen betrachteten Fluids S_ς so niedrig, dass kein durchgehender Transportpfad durch den Körper gebildet werden kann, so ist die effektive Permeabilität $K_{eff,\varsigma} = 0$. Im Umkehrschluss ist die effektive Permeabilität $K_{eff,\varsigma} > 0$, sobald die Sättigung so hoch ist, dass sich ein durchgehender Transportweg etablieren kann. Eine entsprechende Quantifizierung der effektiven Permeabilität $K_{eff,\varsigma}$ ist infolge der Porenform und Orientierung (vornehmlich Kegelporen) sowie der Art der Verzweigung des Porensystems aber letztlich nur über eine sättigungsbezogene und damit auch zeitlich bezogene Messung möglich.



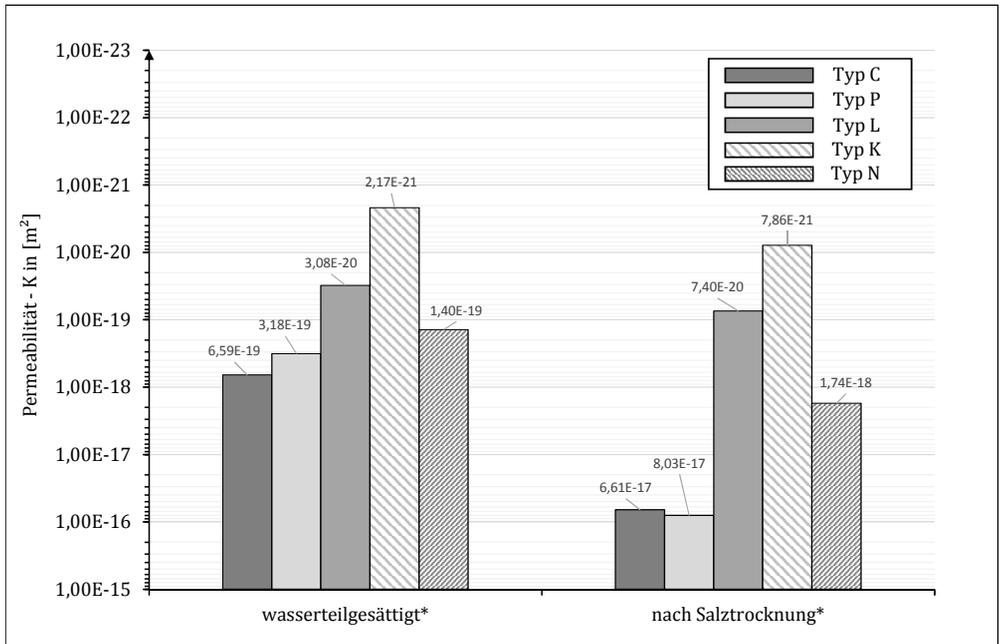
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Abb. 6.5: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe - Zusammenfassung der Betonproben K, N, L, P, C - Probenalter 28d, Lagerung bei 20°C, 65% r.F. (teilgesättigt bis zur Ausgleichsfeuchte)
Anmerkung: Die Trocknung erfolgte an 28 Tage alten Proben im Ofen bei 105°C bis zur Gewichtskonstanz

Zur generellen Vergleichbarkeit verschiedener poröser Materialien führt daran anknüpfend JACOBS [122] die relative Permeabilität ein, die sich folglich aus dem Quotienten der effektiven und absoluten Permeabilität zu:

$$K_{rel,\varsigma}(S_\varsigma) = \frac{K_{eff,\varsigma}(S_\varsigma)}{K} \quad \text{in } [m^2] \quad (6.11)$$

ergibt. An dieser Stelle soll allerdings auf eine weiterführende Erläuterung zur sättigungsbedingten Abhängigkeit der Permeabilität zementgebundener Festkörper verzichtet werden und stattdessen auf die Arbeiten von Jacobs [122], Stauer & Aharony [245] und Corey [41] verwiesen werden. Für die weiteren Untersuchungen war es stattdessen maßgebend, welche gas- und wasserbezogenen Permeabilitätskoeffizienten (letzteres, siehe Absch. 6.1.3) innerhalb der Grenzzustände „vollständig trocken“ und „vollkommen gesättigt“ zu erwarten sind und inwieweit der Beton dann noch als Dichtigkeitsschicht einsetzbar ist.



* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Abb. 6.6: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe - Zusammenfassung der Betonproben K, N, L, P, C - Probenalter 28d, Lagerung bei 20°C, 65% r.F. (teilgesättigt bis zur Ausgleichsfeuchte) *Anmerkung: Die Trocknung erfolgte an 28 Tage alten Proben im Exsikkator über Calciumchlorid bis zur Gewichtskonstanz*

Zur Permeabilitätsbestimmung des vollständig getrockneten Porensystems wurden die Proben bis zur Gewichtskonstanz bei 105°C im Ofen getrocknet und erneut gemessen. Die diesbezüglichen Ergebnisse sind in Abb. 6.5 dargestellt. Es zeigte sich, dass die Gaspermeabilitätskoeffizienten bei allen Proben stark anstiegen und die gewählte Methode einer Ofentrocknung möglicherweise für noch nicht vollständig hydratisierte Betone mitunter stark strukturverändernd wirkt (Bildung von Mikrorissen infolge zu hoher Aufheizraten und Endtemperaturen). Resultierend daraus wurde ein alternatives Trocknungsverfahren (Exsikkatortrocknung mit Calciumchlorid) an einer zweiten gleich behandelten Charge getestet und die Permeabilitäten erneut gemessen. Die Ergebnisse sind in Abb. 6.6 dargestellt. Im Ergebnis zeigte sich, dass der gasbezogene Permeabilitätskoeffizient wie zu erwarten im trockenen Zustand deutlich anstieg, wenn auch nicht so stark wie bei einer Ofentrocknung. Eine klare Abhängigkeit des Gaspermeabilitätskoeffizienten vom Sättigungsgrad und damit auch vom Alterungsprozess zementgebundener Festkörper konnte somit auch für Ultrahochleistungsbetone festgestellt werden.

Im Hinblick auf die Einsetzbarkeit eines UHPC als Dichtigeistsschicht innerhalb von VIW-Elementen wurde festgestellt, dass Ultra-Hochleistungsbetone selbst im vollständig getrockneten Zustand (*betrachtet wird hier ausschließlich evaporierbares Wasser*) Gaspermeabilitätskoeffizienten aufweisen, die um bis zu 3 Zehnerpotenzen niedriger liegen als ein vergleichbarer normal- oder hochfester Beton.

6.1.3 Untersuchungen zur Kapillarität und Wassereindringtiefe

Zur weiteren Untersuchung eines bis zur freien Sättigung gesättigten Porensystems wurde zunächst das Wasseraufnahmeverhalten aller 5 zu untersuchenden Betone in Anlehnung an die DIN EN ISO 15148:2003 [56] bestimmt. Die gravimetrische Bestimmung an vorab definierten Zeitpunkten wurde dabei mit einer stationären und vibrations-entkoppelten Waage mit einer Genauigkeit von 10^{-3} g durchgeführt. Der wesentliche Unterschied zu dem durch die Normung vorgeschlagenen Verfahren bestand innerhalb des betrachteten Messzeitraums.

Konditionierung der Proben, Prüfaufbau und Versuchsdurchführung

Analog zu den Vorgaben der DIN EN ISO 15148:2003 wurde sämtliche Proben vor der Prüfung solange unter Prüfbedingungen gelagert, dass die Masse jedes Probekörpers ($\varnothing=100$ mm, $d=50$ mm) über 24h gemessen auf 0,1% seiner Gesamtmasse stabil blieb. Die Lagerung fand entsprechend den Gaspermeabi-

litätsversuchen im Exsikkator über Calciumchlorid statt. Vor der eigentlichen Konditionierung/Lagerung der Proben wurde zudem eine mehrlagige Epoxidharzbeschichtung auf die Mantelflächen aufgetragen, um ein späteres seitliches Eindringen bzw. Austreten der Versuchsflüssigkeit zu vermeiden und eindimensionale Transportbedingungen zu gewährleisten.

Nach der Konditionierung wurde zunächst die Anfangsmasse der Prüfkörper auf 0,1% genau bestimmt und die Prüfkörper anschließend mit der Stirnseite auf vorab eingebrachte Punktlager (Abstandhalter) innerhalb eines Wasserbades gestellt. Durch die Geometrie der Abstandhalter wurde eine möglichst große Benetzungsfläche der Saugseite gewährleistet. Die der Saugseite gegenüberliegende Stirnseite unterlag den Lagerungsbedingungen (Klima 20 °C / 65 % r.F.) [56]. Eine Abdichtung erfolgte nicht.

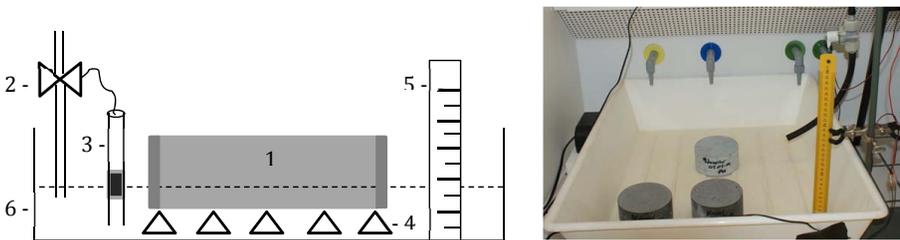


Abb. 6.7: Schematische (links) und reale Versuchsanordnung (rechts) zur Untersuchung des Wasseraufnahmeverhaltens, modifiziert nach DIN EN ISO 15148:2003 [56]: 1: Probekörper mit abgedichteter Mantelfläche, 2: Zuleitung und magnetisches Sperrventil, 3: Schwimmer 4: Abstandhalter, 5: Skala zur Überprüfung der Eintauchtiefe, 6: Versuchswanne

Die Wägung der Prüfkörper fand zunächst in Abständen von 2 h statt. Während die Norm eine prinzipielle Durchführung des Versuchs innerhalb von 24 h vorschlägt und einen Prüfkörper mit einer festgestellten Massenzunahme von weniger als 1 g/m^2 nach 8-stündiger Messung als prinzipiell nicht wasseraufnahmefähig klassifiziert, wurden die Untersuchungen materialbedingt auf eine Gesamtmesszeit von ca. 3000 Stunden ausgeweitet. Die weitere gravimetrische Bestimmung erfolgte dann alle 24 bis 72 h.

Auswertung und Interpretation der Ergebnisse

Die in Abb. 6.8 und 6.9 dargestellten Ergebnisse der Gravimetrie zeigen eine deutlich erhöhte Wasseraufnahme während der ersten 100 h. Danach stagniert

dieser Trend zunehmend und kommt bei ca. 600 h weitestgehend zum Erliegen. Deutlich erkennbar sind die im Vergleich zum Normalbeton stark abgeminderten Wasseraufnahmeraten der Ultrahochleistungsbetone und des hochfesten Betons.

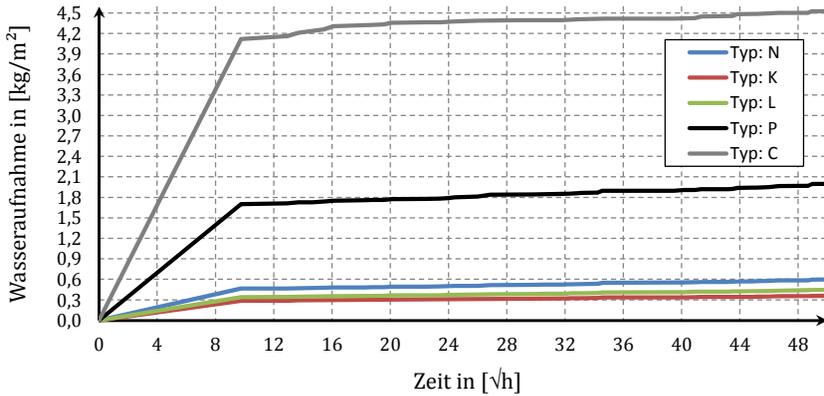


Abb. 6.8: Kapillare Wasseraufnahme der Betonproben K, L, N, P und C

Abbildung 6.9 zeigt die Zunahme der Gesamtmasse bei Benetzung einer Stirnseite sowie einen qualitativen Verlauf bis zum Erreichen der freien Sättigung.

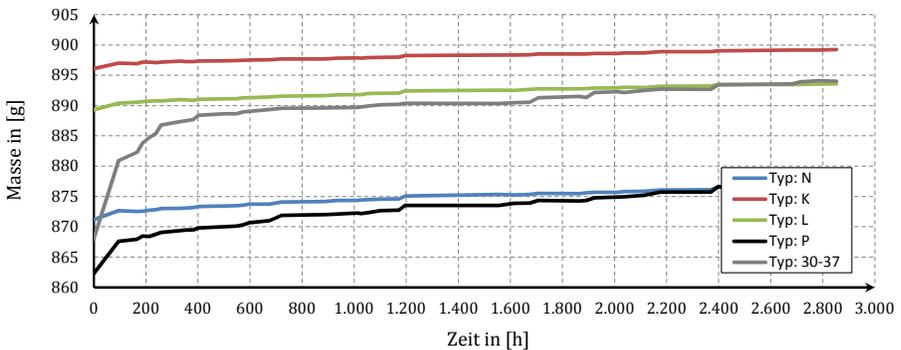


Abb. 6.9: Gewichtszunahme der Proben K, L, N, P und C infolge kapillarer Wasseraufnahme

Aus den Ergebnissen der Gewichtszunahme wurde im Weiteren der Wasseraufnahmekoeffizient und hier im speziellen der W_w (W-Wert) bestimmt. In Anlehnung an die DIN EN ISO 15148:2003 [56] sowie der sich in Abb. 6.8 ergebenden Graphen (Typ B-Klassifizierung nach Norm, vgl. ebd.) ergibt sich dieser zu:

$$W_{w,100} = \frac{K_{eff,s}(S_c)}{K} \quad \text{in } [kg/(m^2 \cdot h^{0,5})] \quad (6.12)$$

Für den optimierten UHPC (Typ K) wurde ein W_w nach einer Saugzeit von 100 Stunden von rd. $0,11 \text{ kg}/(m^2\sqrt{h})$ bestimmt. Der Variationskoeffizient innerhalb der durchgeführten Saugversuche an 3 Probekörpern betrug dabei weniger als 2 %. Der W_w der anderen beiden UHPC lag in einem ähnlichen Niveau (Typ N = $0,19 \text{ kg}/(m^2\sqrt{h})$; Typ L = $0,14 \text{ kg}/(m^2\sqrt{h})$), mit einem Variationskoeffizienten von 4 %. Der Wasseraufnahmekoeffizient des hochfesten Betons (Typ P) konnte mit $0,63 \text{ kg}/(m^2\sqrt{h})$ bestimmt werden und lag damit bereits um den Faktor 3 höher als der schwächste der betrachteten UHPC. Für den Normalbeton (Typ C) konnte ein Wasseraufnahmekoeffizient von $1,44 \text{ kg}/(m^2\sqrt{h})$ ermittelt werden. Dieser Wert deckt sich mit den Ergebnissen von Rucker-Gramm in [219] und Krus in [161].

Hinlänglich bekannt ist, dass die kapillare Wasseraufnahme zementgebundener Baustoffe, und hierbei vornehmlich Betone, nicht dem linearen Verlauf der Wurzel der Zeit (\sqrt{t} -Gesetz) folgen wie herkömmliche mineralische Baustoffe. Einen entsprechenden Interpretationsansatz hierzu geben Krus und Künzel in [161]. Den für zementgebundene Baustoffe typischen, qualitativen Kurven-Verlauf zeigten auch die geprüften Hochleistungsbetone. Wie zu erwarten sankt die maximal erreichbare freie Wassersättigung mit sinkendem W/Z-Wert bzw. mit wachsendem Mikrosilika-Anteil und der damit erhöhten Packungsdichte. Auffällig war zudem der deutlich flachere Anstieg der Aufnahmekurve und die letztlich sehr geringe Menge an aufgenommenem Wasser; im Vergleich wurde auf 1 m^2 Betonfläche des Typ K mit einer Dicke von 5 cm innerhalb von 125 Tagen weniger als eine halbe Kaffeetasse voller Wasser aufgenommen. Eine entsprechend nachgeschaltete Gaspermeabilitätsprüfung ergab Gas-Permeabilitätskoeffizienten von bis zu 10^{-25} m^2 (Ergebnisse sie Abb. 6.10) und damit ein deutlich für den gaseitigen Stofftransport blockiertes Porensystem.

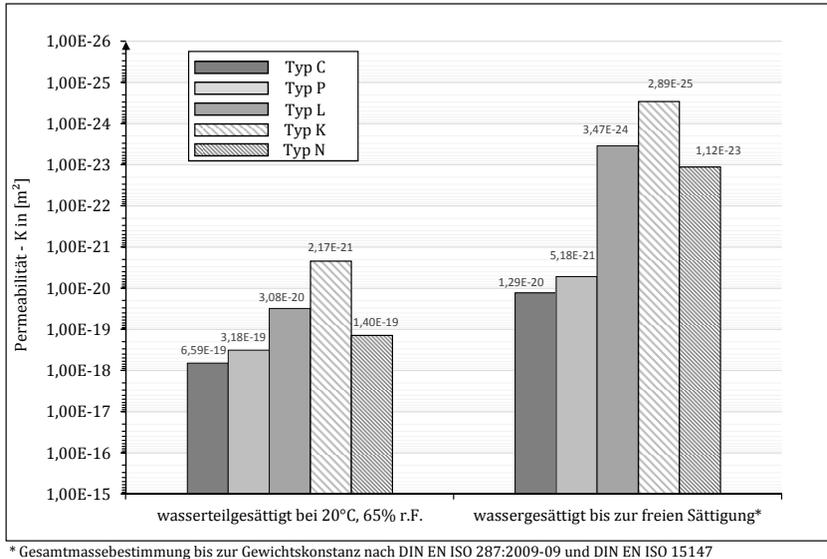


Abb. 6.10: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit Sättigung der Betonprobe - Zusammenfassung der Betonproben K, N, L, P, C - Probenalter 28d, Lagerung bei 20°C, 65% r.F.

Eine mögliche Erklärung für die hierzu immer noch vermeintlich große aufgenommene Wassermenge wären vornehmlich Porenräume in den Größenordnungen von 2,5 nm bis 10 μm oder größer, die ausschließlich oberflächennah auftreten und vornehmlich als Sackporen klassifiziert werden können bzw. kaum Verbindungsmöglichkeiten zu tiefer liegenden Porenräumen besitzen. Die innerhalb der Quecksilberporosimetrie detektierten Porenräume $> 10^{-2} \mu\text{m}$ und die dazu eher ungewöhnlich niedrigen Gas-Permeabilitätskoeffizienten unterstützen dabei diese Theorie. Eine Lokalisierung dieser großen Porencluster innerhalb des Randzonenbereichs von 2 bis 8 mm wäre dann in jedem Fall auf den in [81] beschriebenen Wandeffekt zurückzuführen.

Zur weiteren Klärung, wie tief Wasser tatsächlich in den Probekörper einzudringen vermag, wurden Probekörper der betrachteten Betone zur Prüfung der Wassereindringtiefe unter Druck gemäß DIN EN 12390-8:2009-07 [59] hergestellt, gelagert und geprüft. Anschließend wurde eine innerhalb der Probekörper (Würfel, Kantenlänge 150 mm) vorab definierte Fläche (kreisrund mit einem $\varnothing=75\text{mm}$, aufgeraut) über $72 \pm 2 \text{ h}$ mit einem konstanten Wasserdruck von $500 \pm 50 \text{ kPa}$ beaufschlagt und der Probekörper nach Versuchsende aufgespalten. Nach einer

Trocknung von ca. 5 bis 10 min wurde die Kontur der Wassereindringzone hinsichtlich seiner größten Tiefe und seitlichen Ausdehnung erfasst.

Die Eindringtiefe es Referenzbetons (Typ C) konnte im Mittel (Mittelwert aus 3 Versuchen) auf 4,4 cm festgelegt werden und lag damit im Bereich der Werte, die für diesen Betontyp in einschlägiger Literatur angegeben werden. Sowohl der hochfeste Beton (Typ P) als auch die geprüften UHPC (Typ K, L und N) zeigten im Mittel Eindringtiefen von lediglich 1 bis max. 3 mm. Selbst eine zeitliche Ausdehnung des Versuchs auf 300 h brachte keine Veränderung diesbezüglich. Im Ergebnis wurde für die innerhalb der Quecksilberporosimetrie detektierten Kapillarporen ein ausschließliches oberflächennahes Vorhandensein angenommen. Für etwaig tiefer liegende Kapillarporen wurde basierend auf den niedrigen Permeabilitätskoeffizienten eine überwiegende Sackporen/-Flaschenhalsgeometrie angenommen. Die Dichtigkeit von Ultra-Hochleistungsbetonen selbst im vollgesättigten und trockenen Zustand wurde damit nachgewiesen.

6.1.4 Untersuchungen zur Wasserdampfdiffusion

Berücksichtigt man die innerhalb der Untersuchungen zur Kapillarität gemachten Aussagen hinsichtlich eines überwiegend vorhandenen, mesoporös verzweigten Porensystems außerhalb der UHPC-Randzonen sowie den Umstand, dass die Oberflächendiffusion sowohl bei hohen spezifischen Oberflächen, also einem großen Anteil sehr kleiner Poren ($d_P \leq 10 \text{ nm}$) als auch bei hohen Drücken und/oder tiefen Temperaturen nennenswert zum Stofftransport beiträgt [13, 31, 133, 133, 236], so ist der Diffusionskoeffizient gerade für die in dieser Arbeit betrachtete Aufgabenstellung von besonderem Interesse.

Folgt man den Ausführungen von OBERBECK [187], so lassen sich innerhalb der üblichen Umgebungsbedingungen (ca. 1000 hpa, ca. 300 K) Poren mit den Abmessungen $\leq 10^{-8} \text{ m}$ in der Regel dem Molekular- bzw. Effusionsbereich und Poren $\geq 10^{-6} \text{ m}$ dem Kontinuumsbereich zuordnen. Resultierend daraus klassifizieren Porenräume zwischen 10^{-6} m und 10^{-8} m dann einen Übergangsbereich, bei dem beide Transportprozesse gleichzeitig stattfinden. Daran anlehnd kann, mit Verweis auf Abschn. 4.2.3, angenommen werden, dass bei einem zementgebundenen Baustoff wie Beton, welcher meist über eine große Verteilungsbreite der Porengrößen und untereinander verbundener Porenräume verfügt (bestätigt durch die QDP in Abschn. 6.1.1), sowohl die Effusion als auch die Oberflächen- und/oder Wasserdampfdiffusion stets zu einer möglichen Gesamtdiffusion beitragen. Ihre relativen Anteile sind dabei maßgeblich vom Gesamtdruck, vom Porengefüge des Feststoffes und von der Art des heterogenen Systems (Stärke der

Adsorptionskräfte) abhängig [268], wodurch eine genaue systematische Trennung zwischen Fick'scher und von Knudsen-Diffusion im Realfall meist nicht möglich ist.

Unter der Annahme, dass aufgrund eines breiten Spektrums an Porengrößen weitestgehend alle auf einem Partialdruckgefälle basierenden Transportprozesse gleichzeitig auftreten, lassen sich Effusion und Wasserdampfdiffusion nach Krus [160] in einem gemeinsamen Dampfdiffusionstransport unter Verwendung eines gemeinsamen Dampfdiffusionskoeffizienten und einem Widerstandskennwert wie folgt zusammenfassen:

$$q_v = - \frac{D_D}{\mu \cdot R_D \cdot T} \frac{\partial p_w}{\partial x} \quad \text{in } [mol/(m^2 \cdot s)] \quad (6.13)$$

Hierbei repräsentieren R_D die Gaskonstante für Wasserdampf, p_w den Wasserdampfpartialdruck und μ die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl. Der gemeinsame Dampfdiffusionskoeffizient in Luft D_D ergibt sich für eine ungesättigte Pore in Abhängigkeit zur Temperatur nach Schirmer [221] wie in Gl. 4.11 angegeben. In Anbetracht weitestgehend stabiler Temperaturverhältnisse und einer vermehrten Betrachtung von Konzentrations- statt Partialdruckgefällen wird der wie in Gl. 6.14 gezeigte Term $-D_D / R_D \cdot T$, im Bauwesen üblicherweise durch den Formfaktor δ_{air} (Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient in Luft) zusammengefasst [208]:

$$q_v = - \frac{D_D}{\mu \cdot R_D \cdot T} \frac{\partial p_w}{\partial x} = - \frac{\delta_{air}}{\mu} \frac{\partial p_w}{\partial x} \quad \text{in } [mol/(m^2 \cdot s)] \quad (6.14)$$

Die hier dargestellte und durch Gl. 6.13 eingeführte Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl μ basiert dabei auf Überlegungen von Krischer und Kast [157], die in porösen Materialien auftretenden erhöhten Strömungswiderstände (Umwege durch die Porenstruktur, Querschnittsveränderungen in den Porenkanälen, etc.) rechnerisch abzubilden. Dabei drückt μ aus, um welchen Faktor der Diffusionswiderstand einer Materialschicht größer ist als der einer Luftschicht gleicher Dicke [160]. In Kombination mit der Dicke/Stärke eines Bauteils (s) lässt sich dann die im Glaser-Verfahren üblicherweise verwendete diffusionsäquivalente Luftschichtdicke (s_d) berechnen und eine Vergleichbarkeit der Diffusionseigenschaften verschiedener Bauteile erreichen.

Prinzip des Messverfahrens und Versuchsdurchführung:

Die für den europäischen Raum genormte Verfahrensweise zur Bestimmung der Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl μ ergibt sich aus der DIN EN ISO 12572:2001 [55]. Im Allgemeinen differenziert die Norm hierbei zwischen einem Trockenbereichsverfahren für einen Feuchtigkeitsbereich zwischen 0 bis 50 % r.F., dass im Allgemeinen als „dry-cup-Verfahren“ bezeichnet wird, sowie einem Feuchtebereichsverfahren für einen Feuchtigkeitsbereich zwischen 50 bis 100 % r.F. („wet-cup-Verfahren“). Der maßgebliche Unterschied der beiden Verfahren liegt in der Verwendung des entsprechenden Mittels zur Einstellung der relativen Feuchte unterhalb der Probe (Trockenbereichsverfahren = trockenes Absorptionsmittel; Feuchtebereichsverfahren = gesättigte Salzlösung) und damit innerhalb der Richtung des zu erzeugenden Diffusionsstroms. Der prinzipielle Versuchsaufbau bleibt dabei gleich. Dieser sieht vor, eine scheibenförmige Probe (vorzugsweise zylindrisch) des zu prüfenden Materials als oberen Abschluss auf einen mit einem Absorptionsmittel gefüllten Prüfbehälter aufzusetzen und dampfdicht mit dem Gefäßrand zu verbinden (siehe Abb. 6.11) [160].

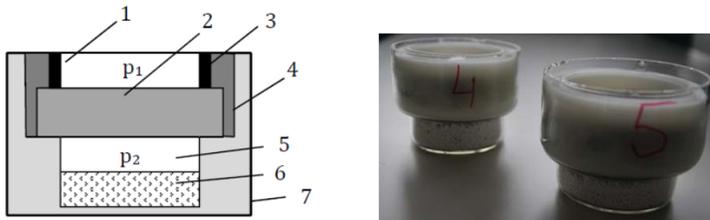


Abb. 6.11: Schematische (links) und reale Versuchsanordnung (rechts) zur Untersuchung der Wasserdampfdurchlässigkeit, modifiziert nach DIN EN ISO 12572:2001 [55]: 1: Definierte Prüffläche, 2: Probekörper, 3: Distanzring, 4: Abdichtung, 5: Luftraum, 6: Absorptionsmittel, 7: Messgefäß

Das Gefäß wird anschließend in einen Klimaraum mit konstanter Temperatur und Luftfeuchte eingebracht, wodurch sich ein Wasserdampfpartialdruckgefälle zwischen den Lufträumen ausbildet, die an die Stirnseiten der Probe angrenzen. Abhängig vom Material entsteht so ein Wasserdampf-Diffusionsstrom durch die Probe hindurch. Nach dem Einstellen stationärer Verhältnisse ergibt sich eine pro Zeiteinheit konstante Gewichtsänderung des Messgefäßes, welche gravimetrisch erfasst wird und dem zu ermittelnden Wasserdampfdiffusionsstrom entspricht. Über den Quotienten aus dem linearen Masseverlust über die Zeit (G in [kg/s]) kann unter Berücksichtigung der Prüffläche A sowie dem Mittelwert

der über den Prüfzeitraum gemessenen Temperatur und Luftfeuchtigkeit Δp_v , der Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient D_{Leit} bzw. δ (bezogen auf den Dampfteildruck) gemäß Gl. 6.15 ermittelt werden [55].

$$\delta = \frac{G \cdot d}{A \cdot \Delta p_v} \quad \text{in } [kg/(m \cdot s \cdot Pa)] \quad (6.15)$$

Ferner ergibt sich dann, unter Berücksichtigung des Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizienten der Luft (bezogen auf Dampfteildruck) δ_a gemäß Gl. 4.11, die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl μ zu:

$$\mu = \frac{\delta_{air}}{\delta} \quad \text{in } [-] \quad (6.16)$$

Die in dieser Arbeit ermittelten Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen μ wurden anhand von drei unabhängigen Versuchsserien in Anlehnung an die DIN EN ISO 12572:2001 [55] ausschließlich über das „dry-cup-Verfahren“ ermittelt. Aus Gründen einer möglichen Konvektion aufgrund der höheren Dichte der Luft über der Salzlösung sowie einer damit möglichen Fehleinschätzung des Diffusionsstroms, wurde auf das „wet-cup-Verfahren“ gänzlich verzichtet. Die Messungen fanden praktisch unter isothermen Bedingungen statt. Als Absorptionsmittel wurde trockenes gekörntes Calciumchlorid ($CaCl_2$) mit einer maximalen Korngröße von ≤ 3 mm verwendet. Vor dem Einbau der Probe in das Prüfgefäß wurde die Geometrie des Prüfkörpers auf 0,1 mm bestimmt und das Gewicht der Probe mit einer Analysenwaage auf 0,001 g genau bestimmt. Die Prüfoberfläche betrug bei allen Prüfkörpern aufgrund des Distanzrings rund $0,0038 \text{ m}^2$ (Durchmesser des Prüfkörpers rd. 100 mm).

Die Erfassung der Massenänderung wurde ebenfalls mit einer stationären Analysenwaage mit gleich hoher Auflösung realisiert. Diese befand sich strömungsgeschützt, wie in der Norm vorgegeben, innerhalb des klimatisierten Prüfraums ($23^\circ\text{C} \pm 0,5\text{K}$; $50\% \text{ r.F.} \pm 3\%$; Luftumwälzung mit $0,1 \text{ m/s}$) und wurde vor jeder Messung kalibriert und somit an den vorherrschenden Luftdruck angepasst. Die Konditionierung der Proben wurde im Vorfeld ebenfalls innerhalb dieses klimatisierten Prüfraums bei gleicher klimatischer Einstellung realisiert. Die Konditionierung fand über einen Zeitraum von 6 Wochen statt und wurde gravimetrisch protokolliert. Die Probekörper der Versuchsreihen hatten vor Versuchsbeginn ein Alter von mindestens 1,5 Jahren.

Auswertung und Interpretation der Ergebnisse:

Entgegen den Diffusionsmessungen an dünnen, nicht hygroskopischen Schichten, bei dem sich ein stationärer Diffusionsstrom praktisch unmittelbar einstellt, musste sich bei den untersuchten hygroskopischen Betonproben, wie durch Krus in [160] beschrieben, zunächst ein von den Umgebungsbedingungen abhängiges Feuchtigkeitsgleichgewicht einstellen. Im Hinblick auf die zu prüfenden UHPC-Mischungen und hierbei im Speziellen die Prüferie des Typs K umfasste dabei einen Zeitraum bis zum Erreichen des Feuchtigkeitsgleichgewichts von mehr als 420 Tagen. Selbst nach einer sechswöchigen Konditionierung benötigten die UHPC-Proben weitere 382 Tage, bis ein prinzipieller, als stationär zu betrachtender Diffusionsstrom detektiert werden konnte.

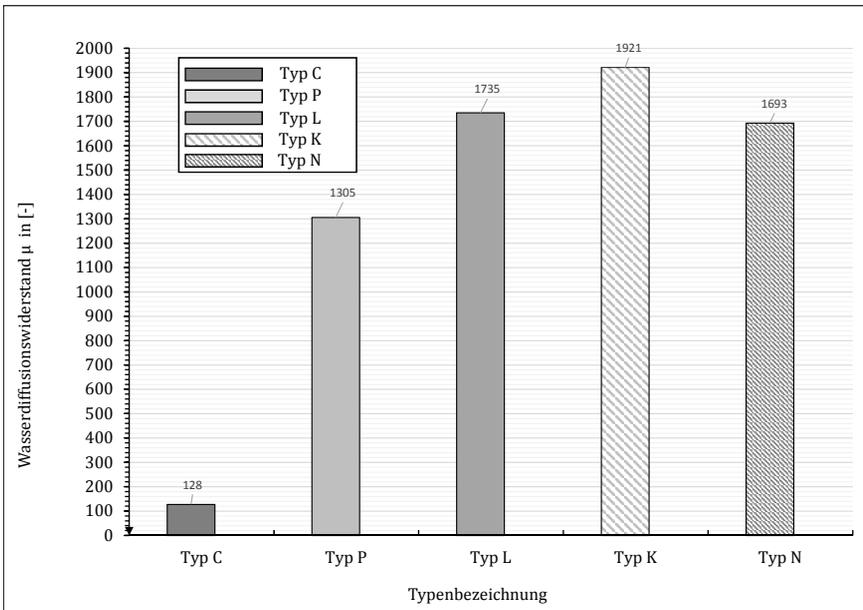


Abb. 6.12: Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen gemäß DIN EN ISO 12572:2001 [55] der teilgesättigten Betonproben K, N, L, P, C - Probenalter >1,5 a, Lagerung bei 23°C, 50% r.F. *Anmerkung: Die Messung erfolgte erst nach Erreichen der Gewichtskonstanz*

An dieser Stelle sei angemerkt, dass innerhalb der durchgeführten Messungen keine konkrete Unterscheidung zwischen Gasdiffusion und Flüssigtransport im Sorbatfilm möglich war, da aufgrund der isothermen Bedingungen sowohl der

Partialdampfdruckgradient als auch der Gradient der relativen Luftfeuchte und damit auch der Sorptionsfeuchtegradient dieselbe Richtung aufwiesen. Analog zum späteren Einsatzfeld des VIW-Elements wurden die ermittelten Diffusionsstromdichten somit sowohl durch den Gas- als auch Flüssigtransport beeinflusst.

Die Ergebnisse der Wasserdampfdiffusionsuntersuchungen nach dem vorab erläuterten Verfahren sind in Abb. 6.12 dargestellt. Deutlich zu erkennen sind die stark erhöhten Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen (μ - Werte) der Ultra-Hochleistungsbetone im Vergleich zum normal- und hochfesten Beton. Letztere liegen dabei im vorgegebenen Wertebereich der DIN 4108-4:2016-07 [61] bzw. decken sich mit denen für hochfeste Betone ermittelten Ergebnissen von Joos und Reinhardt in [205].

Der Grund für die sehr hohen Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen der Ultra-Hochleistungsbetone dürfte wie bei der Permeabilität in dem sehr dichten Gefüge der Betone sowie in einem nur wenig vernetzten mesoporösen Gesamtporensystem liegen.

Fasst man die Ergebnisse zusammen, so konnten für die untersuchten UHPC-Mischungen Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen ermittelt werden, die innerhalb der Größenordnung eines Schiefers ($\mu \leq 1000$) oder einer Propylenfolie (PP-Folie - $\mu \geq 1000$) liegen. Konvertiert man die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl zurück in einen Diffusionskoeffizienten, so ergibt sich bspw. für den Typ K, unter Berücksichtigung einer Temperatur von 23°C, ein Diffusionskoeffizient von $D \approx 4,7 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{h}$. Ein Mol Wasser würde damit ca. 240 h durch ein 15 cm starkes Bauteil benötigen, um von einer Seite zur anderen zu kommen. Darüber hinaus muss berücksichtigt werden, dass die im Inneren des UHPC noch reichlich vorhandenen, unhydratisierten Zementpartikel, wie von Joos in [128] beschrieben, bei Dampfdurchtritt ggf. nachhydratisieren können und somit den zunächst noch vorhandenen Porenraum durch fortwährendes Kristallwachstum weiter reduzieren. Der Diffusionskoeffizient würde somit im Laufe der Zeit weiter abnehmen.

Daran anlehnend kann festgestellt werden, dass die Wasserdampfdiffusion eine mögliche Einsetzbarkeit der UHPC-Mischungen als Dichtigkeitsschicht nicht beeinflusst.

6.2 Festbetoneigenschaften

6.2.1 Untersuchungen zur Druck- und Biegezugfestigkeit

Wie in Abschn. 1.2 und 5.1 erläutert, zeichnen sich Ultra-Hochleistungsbetone vornehmlich durch ihr festeres und dichteres Gefüge sowie durch einen maßgeblich verbesserten Verbund innerhalb der Kontaktzone zwischen Matrix und Gesteinskörnung aus. Im Ergebnis entwickeln sich daraus zumeist deutlich höhere Druck- und Zugfestigkeiten als bei vergleichbaren Normal- und/oder hochfesten Betonen.

Zur Überprüfung der Festbetoneigenschaften des neu entwickelten UHPC (*Typ K – FM4.0*) wurde simultan zu den in Abschn. 5.3 durchgeführten Frischbetonversuchen ebenfalls das Druck- und Biegezugverhalten sämtlicher Versuchs- und Referenzbetone erfasst und dokumentiert. Die Ergebnisse hierzu sollen nachfolgend kurz vorgestellt werden.

Probengeometrie und Versuchsdurchführung

Die nachfolgend dargestellten Druck- und Biegezugfestigkeitsmessungen fanden sowohl an Würfeln mit einer Kantenlänge von 100 mm als auch an zylindrischen Probekörpern mit einem Durchmesser von 70 mm und einer Höhe von 150 mm statt. Die Schlankheit der zylindrischen Proben, also dem Verhältnis aus Länge zum Durchmesser, betrug stets 2 zu 1. Analog zu den Vorgaben der DIN EN 206-1/DIN 1045-2 wurden, wenn nicht anders angegeben, alle Druckfestigkeitswerte auf einen Würfel mit einer Kantenlänge von 150 mm ($f_{c,cube}$) bezogen. Die Messungen zur Druckfestigkeit wurden in Anlehnung an die DIN EN 12390-3 mittels einer Druckpresse vom Typ DrmB300 und einer maximalen Drucklast von 3000 kN durchgeführt.

Für die Biegezugbemessung wurden Prismen mit den Außenmaßen 40 mm x 40 mm x 160 mm verwendet, welche den nach DIN EN 12390-1 geforderten Anforderungsprofilen entsprachen. Die Messung der Biegezugfestigkeit wurde analog zur Druckfestigkeitsprüfung mit einer Druckpresse vom Typ DrmB300 und einer maximalen Drucklast von 3000 kN durchgeführt. Der hierbei verwendete Aufsatz zur mittigen Lasteintragung (3-Punkt-Versuch) entsprach dem in DIN EN 12390-5:2000 geforderten Versuchsaufbau und ist schematisch in Abb.6.13 dargestellt.

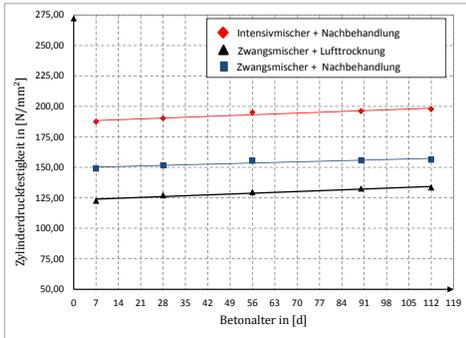


Abb. 6.14: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs N, differenziert nach Alter, Mischtyp und stattgefundenener Nachbehandlung

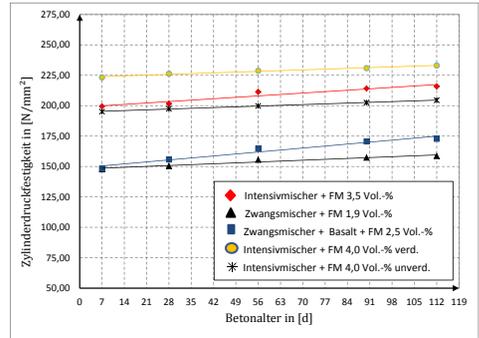


Abb. 6.15: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs K, differenziert nach Alter, Mischtyp, Verdichtung und Fließmittelanteil

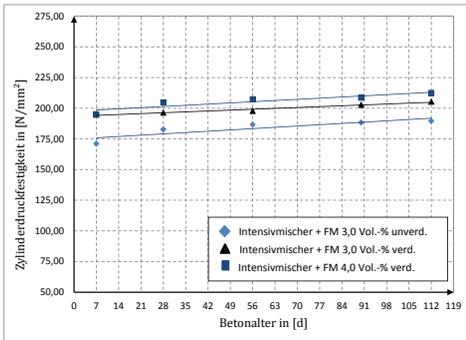


Abb. 6.16: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs L, differenziert nach Alter, Mischtyp und stattgefundenener Nachbehandlung

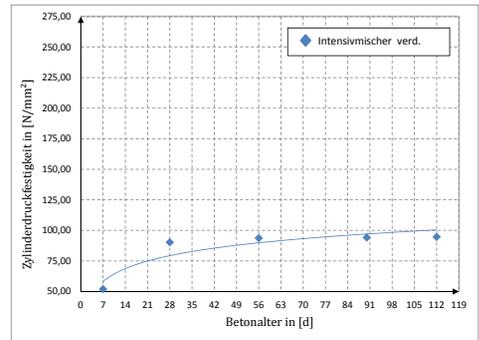


Abb. 6.17: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs P, differenziert nach Alter und stattgefundenener Nachbehandlung

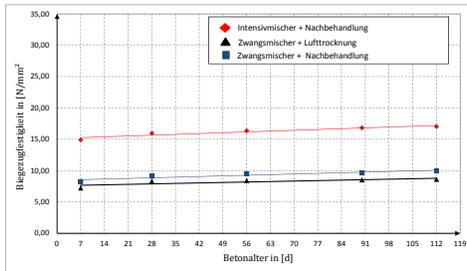


Abb. 6.18: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs N differenziert nach Alter, Mischtyp und stattgefundener Nachbehandlung

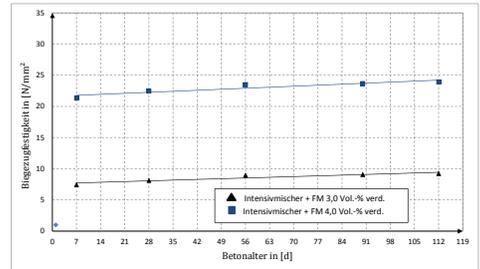


Abb. 6.19: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs L differenziert nach Alter und Fließmittelanteilen

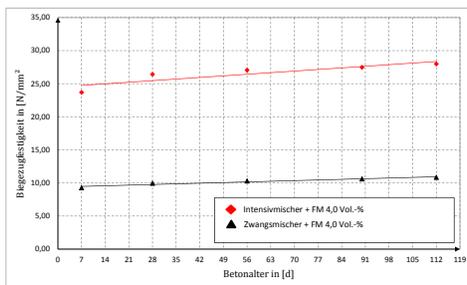


Abb. 6.20: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs K differenziert nach Alter und Mischertyp

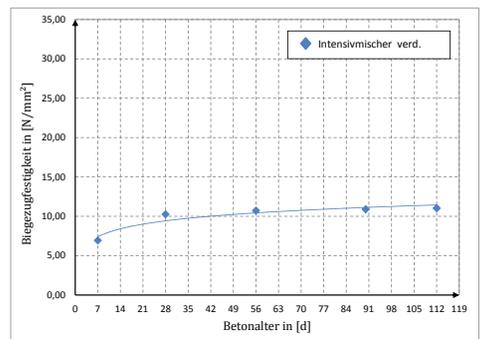


Abb. 6.21: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs P differenziert nach Alter

innerhalb Wie zu erwarten stiegen die Druck- und Biegezugfestigkeiten mit der Erhöhung des Mikrosilikagehalts und der damit verbundenen Zunahme der Packungsdichte an. Unter Betrachtung der Grafiken 6.14 bis 6.21 lässt sich im Weiteren feststellen, dass sowohl eine thermische Nachbehandlung unter Wasser als auch die Optimierung des Mischwerks sowie ein Anheben der Fließmittelanteile einen deutlichen Anstieg des Festigkeitsverhaltens nach sich zieht. Der hohe Festigkeitszuwachs infolge der thermischen Unterwasserbehandlung ist

maßgeblich auf die beschleunigte puzzolanische Reaktion sowie dem Vorhandensein von Oberflächenwasser und der damit möglichen Nachhydratation von bisher unhydratisierten Restpartikeln zurückzuführen. Des Weiteren wird durch das Wasserbad das Trocknungsschwinden und autogene Schwinden des Betons (siehe hierzu Jianxin Ma in [177]) stark abgemindert und die daraus resultierenden Gefügeschädigungen vermieden.

Die Gründe für den Anstieg des Festigkeitsverhaltens durch Erhöhung des Fließmittelanteils liegen dagegen sowohl in der während der Mischphase verbesserten Dispergierfähigkeit des Betons als auch in der Möglichkeit für eine bessere Entlüftung der während des Misch- und/oder Einfüllvorgangs eingetragenen Luftbläschen. Die zusätzlich durchgeführten Verdichtungsversuche (zeitgesteuertes Einrütteln) und der damit verbundene leichte Anstieg der Festigkeitskennwerte, wie in Abb. 6.16 dargestellt, stützen hierbei diese Vermutung.

Zur besseren Dispergierfähigkeit des Fließmittels sowie zur besseren Austragung von ggf. beim Einfüllen eingebrachter Luftanteile trug auch die Optimierung des Mischwerks bei. Durch den Einsatz eines Intensivmischers mit gegenläufigem Rührwerk konnte das nachträglich zugeführte Fließmittel besser verteilt und die Frischbetonmasse nachweislich besser aufgeschlossen werden. Der hierdurch erzielte Festigkeitszuwachs ist in Abb. 6.14 dargestellt.

Neben den weitestgehend festigkeitsbezogenen Ergebnissen konnte darüber hinaus noch eine weitere Beobachtung innerhalb der Bruchbilder der getesteten UHPC-Mischung vom Typ N gemacht werden. Darin war selbst bei 112 Tage alten Probekörpern eine deutliche Blaufärbung der Festbetonmatrix bis 1 cm unterhalb der Randzone erkennbar (siehe Abb.6.22).



Abb. 6.22: Versuchsaufbau und Bruchbild einer 112 Tage alten UHPC Würfel-Probe des Typ N -hier deutlich erkennbar die durch die Hydratation der im Hüttensand befindlichen Sulfide hervorgerufene Blaufärbung der Kernzone

Diese meist bereits nach kurzer Zeit wieder in das übliche hellere Grau eines Portlandzements übergehende Blaufärbung resultiert ursächlich aus der Reaktion der im Hüttensand befindlichen Sulfide mit Wasser sowie deren Hydratation zu Calciumhydrogensulfid oder anderen Polysulfiden. Reagieren diese unter Luftabschluss mit gelösten Metallionen (z.B. Anteile von Eisen oder Mangan) weiter zu Metallsulfiden, so entsteht die hier dargestellte grünlich-blaue Färbung. Die Verfärbung verschwindet dagegen nahezu vollständig, sobald die Metallsulfide im weiteren Verlauf wieder in Kontakt zu Luft kommen und so zu farblosen Metallverbindungen, wie z.B. Sulfate und Sulfite oxidieren. Betrachtet man in diesem Kontext eine 112 Tage alte Betonprobe mit deutlicher Blaufärbung im Kernbereich des Bruchbilds, so wird deutlich, dass unterhalb einer 1cm starken Randzone bisher weitestgehend kein Sauerstoff in das Porengefüge eindringen konnte um die Oxidation der Metallsulfide zu veranlassen.

Zusammenfassend kann damit festgehalten werden, dass der neu entwickelte Ultra-Hochleistungsbeton *Typ K – FM4.0* neben den mit Abstand höchsten Druck- und Biegezugfestigkeiten ebenfalls eine überdurchschnittlich hohe Gasdichtigkeit aufweist und somit für den Einsatz als Konstruktionselement für das geplante VIW-Element als geeignet erscheint.

6.2.2 Untersuchungen der Klebefuge

Unter Bezugnahme der in Abschn. 3.1 vorgestellten Konzeptentwürfe und dem darin erläuterten Ansatz zur Nutzung einer Klebefuge zur kraftschlüssigen und dichten Verbindung etwaiger Fertigteilsegmente, wurde neben den durchgeführten Betonversuchen auch ein 2-Komponenten-Bewehrungskleber im Hinblick auf seine Einsetzbarkeit untersucht. Analog zu den Betonprobekörpern wurde dieser innerhalb seines gemischten Zustands ebenfalls in zu prüfende Geometrien überführt und nachbehandelt. Anschließend wurden die aus reinem Kleber bestehenden Probekörper auf Permeabilität und Biegezugfestigkeit geprüft. Die diesbezüglich erzielten Ergebnisse sind in Abb. 6.23 und D.4.1 dargestellt. Innerhalb der Gas-Permeabilitätsuntersuchung (siehe Abb. 6.23) wurde deutlich, dass der gemischte Kleber ohne Kontakt zu einem weiteren Fügeteil (Reinform) ähnliche Gas-Permeabilitätsmerkmale bezüglich Alter und Höhe des Gas-Permeabilitätskoeffizienten, aufwies wie die im gleichen Versuch befindlichen Ultra-Hochleistungsbetone.

Zur Überprüfung seiner bestimmungsmäßigen Einsetzbarkeit wurde gemäß Abb. 3.3 ein Versuchskörper aus zwei UHPC-Schalensegmenten konstruiert und beide Hälften mit dem Kleber kraftschlüssig verbunden. Nachdem der Kleber entspre-

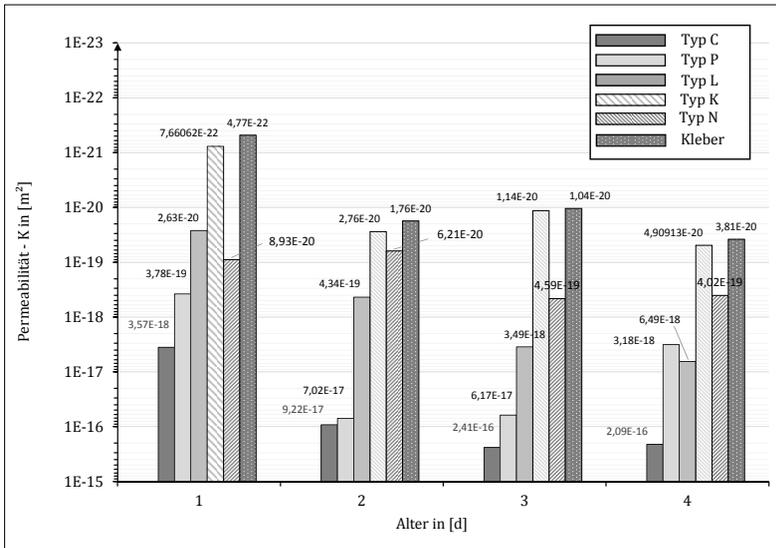


Abb. 6.23: Permeabilitätskoeffizient des Konstruktionsklebers im Vergleich zu den Betonproben K, N, L, P, C - Lagerung der Proben ab Tag 7 bei 20°C, 65% r.F.

chend den Herstellerangaben ausgehärtet war, wurde der Probekörper evakuiert und die Klebefuge mit einem Helium-Leckdetektor auf Undichtigkeiten untersucht. Im Ergebnis konnte dabei eine minimale Leckagerate aufgedeckt werden, die maßgeblich auf den verminderten Verbund zwischen Betonoberfläche und Kleber zurückzuführen ist. Weiterhin konnte festgestellt werden, dass der Gas-Permeabilitätskoeffizient der Gesamtkonstruktion im Bereich der Klebefuge bei fachgerechter Ausführung (Aufpressen auf vorstrukturierten Untergrund) den Gas-Permeabilitätskoeffizienten des Klebers lediglich um ca. 20% unterschreitet. Durch den Einsatz der ohnehin konzeptionell angedachten stetig laufenden Vakuumpumpe kann ein solcher Verlust kompensiert werden.

Hinsichtlich der Ermittlung für diesen Bauzustand maßgebenden Biegezugfestigkeit (siehe 3.3) wurde der Probekörper ebenfalls in eine Biegezugpresse eingespannt und entsprechend Abb. 6.13 belastet. Hierbei konnte festgestellt werden, dass der Probekörper bei Überschreitung der maximalen Biegezugfestigkeit nicht in der Klebefuge reißt, sondern in der Betonschicht (siehe hierzu Abb. D.4.2. im Anhang dieser Arbeit). Schlussfolgernd wurde das Konstruktionskonzept mit Klebefuge unter der Maßgabe einer fachgerechten Ausführung als einsetzbar klassifiziert.

6.3 Wärmedämmeigenschaften

Neben dem bisher ausschließlich untersuchten Verhalten der Trag-/Dichtigkeitsschicht des in Kap. 3 vorgestellten Konzepts, wurde im Rahmen der Entwicklung des VIW-Elements ebenfalls das zu verwendende Kernmaterial erarbeitet und untersucht. Wie bereits in Kap. 2.2 dargestellt, werden zum Bau von Vakuumdämmungen derzeit vornehmlich Kernmaterialien wie Polyesterole, Polyurethane, Silicat-Aerogele sowie gefälltes amorphes Siliciumdioxid (Kieselsäureanhydrid) oder pyrogenes amorphes Siliciumdioxid verwendet, da diese über ausgesprochen dichtverzweigte mikroporöse Strukturen verfügen und die mittlere freie Weglänge der energetisch maßgebenden Luftmoleküle bereits bei einer Drucksenkung auf 1.000 Pa (= 10 mbar) deutlich über die Systembegrenzungen angehoben wird. Wärmeleitfähigkeiten von mitunter $\lambda = 0,004 \text{ W}/(\text{mK})$ (evakuierte pyrogenes amorphes Siliciumdioxid) sind die Folge [70]. Betrachtet man sich den diesbezüglich relevanten *Smoluchowski-Effekt* (siehe Abschn. 1.2 bzw. Gl. 4.32) im Detail, so lässt sich feststellen, dass die Wärmeleitfähigkeit sämtlicher offenporiger Dämmstoffe während der Evakuierung der Gasphase einer logistischen Funktion (*S-Funktion*) folgen, siehe Abb. 6.24.

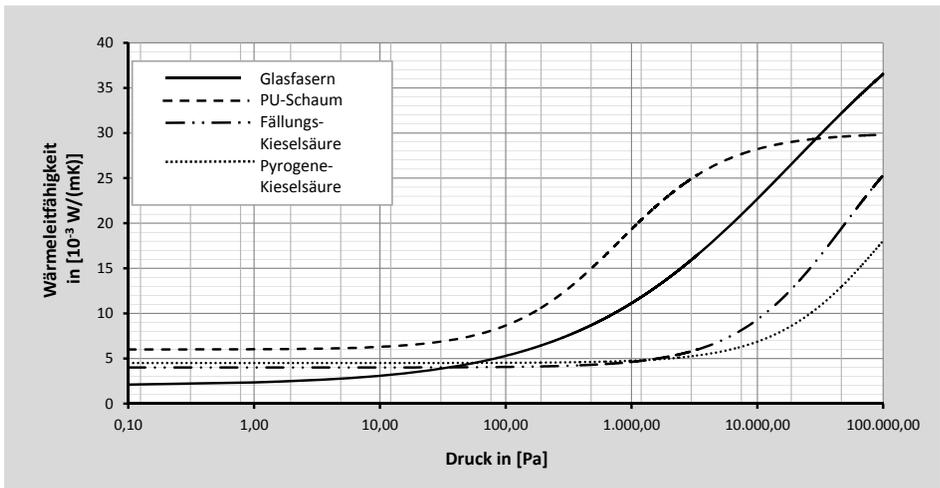


Abb. 6.24: Logistischer Wachstumsprozess der Wärmeleitfähigkeit von offenporigen Dämmmaterialien während des Evakuierungsprozesses

Betrachtet man sich dann weiterführend die allgemeine Funktionsgleichung für eine derartige S-Funktion (Gl. 6.17):

$$y = D + \frac{(A - D)}{1 + \left(\frac{x}{C}\right)^B} \quad (6.17)$$

so fällt auf, dass sich ein betrachteter Dämmstoff anhand von ausgewählten Parametern für die prinzipielle Eignung als Kernmaterial evakuierter Bauteilgruppen klassifizieren lässt. Für eine optimale Dämmwirkung auch ohne Vakuum würde bspw. eine möglichst niedrige Basis (D) benötigt. Hinsichtlich einer schnellen Abminderung der Wärmeleitfähigkeit infolge einer Evakuierung müsste der Dämmstoff sowohl einen hohen Steigungsparameter (B) als auch einen möglichst weit rechts liegenden Wendepunkt (C) besitzen. Die asymptotische Annäherung an eine bestimmte Ordinate, also der letztlich maximal zu erreichenden Wärmeleitfähigkeit infolge einer Evakuierung, ist dem entgegen meist von untergeordneter Rolle, da die meisten offenporigen Dämmstoffe mit einer Gesamtporosität über 90 % einen ähnlichen „Endpunkt“ aufweisen.

6.3.1 Apparatur und Durchführung

Unter der Zielstellung, eine möglichst kostengünstige und evakuierbare Dämmung als Kernmaterial des VIW-Elements zu verwenden, wurde für eine vergleichbare Bestimmung der Wärmeleitfähigkeiten ein sogenanntes „Thermohaus“ verwendet (siehe Abb. 6.25).

Das Funktionsprinzip des Thermohauses basiert dabei maßgeblich auf der Bestimmung des Wärmeenergieflusses durch einen betrachteten Baustoff im stationären Zustand (siehe Gl. 4.17). Hierzu wird, nach dem der zu untersuchende Baustoff als „Seitenwandteil“ in das Thermohaus eingesetzt wurde, der Innenraum des Thermohauses über eine 100 W Glühbirne mit Strahlungsschutz auf eine Temperatur von 50°C aufgeheizt. Ein in den Messaufbau integriertes Thermostat hält dann im Folgenden die eingestellte Temperatur des Innenraums entsprechend konstant. Da während und kurz nach der Aufheizphase auch die Wärmekapazität der Wand noch einen Einfluss auf die Wandtemperaturen hat, wurde die eigentliche Messung der Wärmeleitfähigkeit stets erst nach dem Erreichen des stationären Zustandes (hier: auf der sicheren Seite liegend nach ca. 8 h) gestartet. Durch ein Integrieren entsprechender Temperaturfühler unmittelbar auf der Innen- und Außenoberfläche (strömungsgeschützt) des Prüfkörpers und

dem damit möglichen Bestimmen der Oberflächentemperaturen, konnten etwaige konvektive Einflüsse sowie die entsprechenden Wärmeübergangskoeffizienten vernachlässigt werden.

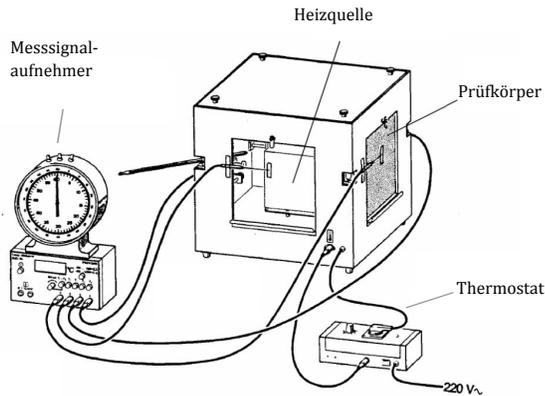


Abb. 6.25: Schematischer Aufbau eines „Thermohauses“ zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeiten verschiedener Materialien im stationären Zustand, nach [237]

Die Messung der Wärmestromdichte wurde über eine ebenfalls strömungsgeschützte Wärmeflussplatte auf der Außenoberfläche des Prüfkörpers realisiert. Über die entsprechende Temperaturdifferenz zwischen innerer und äußerer Oberfläche, der Dicke des Prüfkörpers sowie dessen gemessener Wärmestromdichte konnte im Nachgang der Messung die Wärmeleitfähigkeit des zu untersuchenden Materials bestimmt werden.

6.3.2 Ergebnisse und Auswertung

Unter der Maßgabe, zu einem späteren Zeitpunkt einen vollständigen VIW-Prototypen innerhalb des Thermohauses zu testen (Gesamtwärmeleitfähigkeit), wurden zunächst die standardmäßig geprüften 5 Betone hinsichtlich ihrer Wärmeleitfähigkeit bei Normaltemperatur untersucht. Die ermittelten Wärmeleitfähigkeiten der Betonproben sind im Anhang D.5 dieser Arbeit dargestellt. Dabei konnte festgestellt werden, dass entgegen den Erwartungen von deutlich erhöhten Wärmeleitfähigkeiten auf der Seite der Ultra-Hochleistungsbetone,

diese mitunter sogar deutlich unter den Wärmeleitfähigkeitswerten der normal- und hochfesten Betone lagen. Die möglichen Gründe liegen hierbei wahrscheinlich in den deutlich dichteren Gesteinskörnungen innerhalb der Normalbetone sowie dem vorhandenen weitestgehend verschlossenen Mesoporensystem der Ultra-Hochleistungsbetone.

Für die Evakuierung der einzelnen untersuchten Wärmedämmstoffe wurde eine formstabile und dichte GFK-Rahmenkonstruktion erstellt, dessen genaue Wärmeleitfähigkeit im Vorfeld bekannt war und in der die zu prüfenden Wärmedämmungen dicht anlagen (Vernachlässigung etwaiger Luftspalte). Nachdem der GFK-Körper mitsamt der zu prüfenden Dämmung in den stationären Zustand versetzt worden war, wurde die Gesamtkonstruktion evakuiert. Die sich daraus für die Dämmstoffe ergebenden Daten sind in Abb. 6.26 dargestellt.

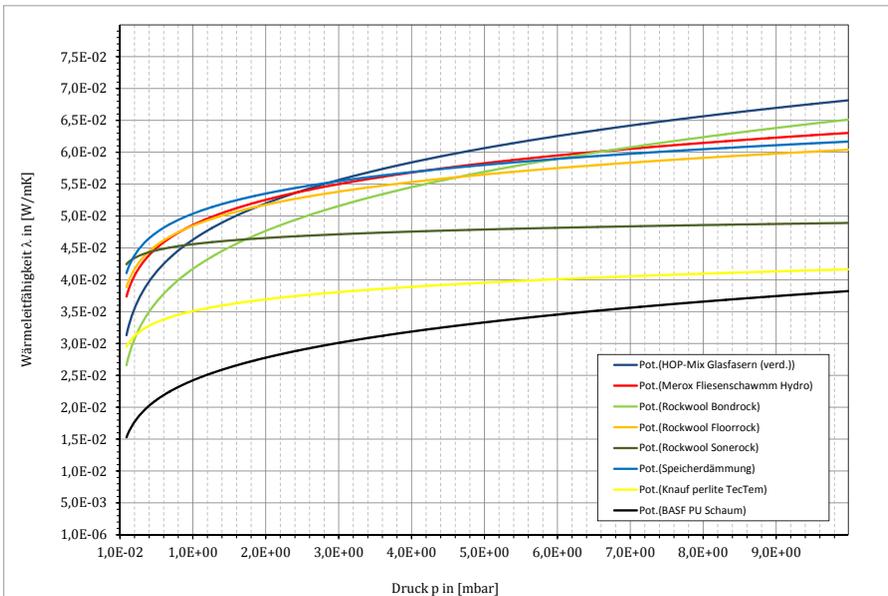


Abb. 6.26: Versuchsergebnisse zur Reduzierung der Wärmeleitfähigkeit versch. offenporiger Dämmmaterialien während des Evakuierungsprozesses

Es wird deutlich, dass der favorisierte PU-Hartschaum die vergleichsweise besten Ergebnisse lieferte. Eine unterhalb des Wendepunktes angestrebte Wärmeleitfähigkeit konnte aus mangelnder Vakuumleistung nicht erreicht werden.

7 Einsatzverhalten unter kryogenen Umgebungsbedingungen

7.1 Allgemeines zum Verhalten zementgebundener Festkörper unter Tieftemperatureinfluss

Betrachtet man zementgebundene Festkörper unter dem Einfluss einer Temperaturabsenkung und dabei im Speziellen der Gefrierpunktunterschreitung des in den Porenräumen befindlichen Fluids, so lässt sich feststellen, dass sowohl das Werkstoffverhalten als auch die physikalischen Eigenschaften des gesamten Körpers maßgeblich vom vorhandenen Porensystem und dessen Hygroskopizität abhängig sind. Neben den Untersuchungen von Powers [196, 198] Setzer [233] und Litvan [170] und der darin festgestellten Abhängigkeit der Gefriertemperatur des Porenwassers von der Porengröße sowie dem Rückschluss etwaiger Frostschäden auf die Volumenzunahme bei Gefriervorgängen, wurden in neueren Arbeiten, wie z.B. von Beaudoin et al. [20], Badmann [11], Grübl [93], Harnik [213], Meier [180], Meier und Harnik [181], Stockhausen [248] und Zech [289] die temperaturbedingte Veränderung/Schädigung der Feststoffstruktur vornehmlich auf den hydrodynamischen Effekt (hydraulischer Druck) sowie auf den kapillaren Effekt zurückgeführt.

Der hydrodynamische Effekt beschreibt hierbei den Umstand, dass Wasser innerhalb einer vollständig gesättigten Pore, welches infolge einer Temperaturabsenkung den festen Aggregatzustand annimmt und an seiner Expansion gehindert wird, hohe Druckkräfte aufbaut und verbleibendes noch nicht gefrorenes Wasser durch das Porengefüge der Zementsteinmatrix presst. Gemäß den Untersuchungen von HOOBS [114] sind dabei lokale Druckspannungsspitzen von bis zu 200 N/mm^2 möglich. Im Allgemeinen werden diese Druckspannungen aber nicht erreicht, da die Geschwindigkeit des Eiswachstums unter natürlichen Bedingungen (kein schlagartiges, allgegenwärtiges Gefrieren) begrenzt ist [270]. Nach Rösli und Harnik [213] ist demnach die Geschwindigkeit des Eiswachstums maßgeblich von der Porengröße (Gefriertemperatur des Porenwassers um so niedriger, je kleiner die Pore) sowie von einer notwendigen Ableitung der freiwerdenden Schmelzwärme des Eises abhängig.

Tab. 7.1: Gefriervorgänge in einem bis zur freien Sättigung gesättigten zementgebundenen Festkörper, nach Wiedemann [270]

Temperaturbereich in [°C]		Vorgänge, Zustand	Symbol	Auswirkung
Abkühlung	① +20 0	<ul style="list-style-type: none"> • alle Poren wassergefüllt 		ϵ_{ϑ} - Kontraktion $f_{ck,cyl}$ - — ϵ_{σ} - —
	② 0 -20	<ul style="list-style-type: none"> • Eis in größeren Poren • Eis verdrängt Wasser • Eis zieht sich stärker zusammen als Matrix • Wasser wandert zum Eis 		ϵ_{ϑ} - Kontraktion $f_{ck,cyl}$ - starker Anstieg ϵ_{σ} - starker Anstieg
	③ -20 -60	<ul style="list-style-type: none"> • Eis in kleineren Poren • Ausdehnung behindert • Spannungen, Risse 		ϵ_{ϑ} - Expansion $f_{ck,cyl}$ - geringer Anstieg ϵ_{σ} - Maximum
	④ -60 -90	<ul style="list-style-type: none"> • Eis zieht sich stärker zusammen als Matrix • Entspannung • Eis in sehr kleinen Poren und Rissen • Matrix schrumpft auf Zuschlag 		ϵ_{ϑ} - Kontraktion $f_{ck,cyl}$ - starker Anstieg ϵ_{σ} - langsam zurück
	⑤ -90 -170	<ul style="list-style-type: none"> • Eis zieht sich stärker zusammen als Matrix; + löst sich von Porenwand • Matrix schrumpft auf Zuschlag 		ϵ_{ϑ} - Kontraktion $f_{ck,cyl}$ - geringer Anstieg als in ④ ϵ_{σ} - Abfall
Erwärmung	⑥ -170 -60	<ul style="list-style-type: none"> • Matrix dehnt sich aus • Eis dehnt sich stärker als Matrix aus • Eis füllt Poren 		ϵ_{ϑ} - Expansion
	⑦ -60 -20	<ul style="list-style-type: none"> • Eis dehnt sich stärker als Matrix aus • Wegen Wasserwanderung in ② Expansion jetzt größer als in ③ 		ϵ_{ϑ} - Expansion
	⑧ -20 0	<ul style="list-style-type: none"> • Eis schmilzt • Druckabbau 		ϵ_{ϑ} - Kontraktion
	⑨ 0 +20	<ul style="list-style-type: none"> • Eis geschmolzen • Matrix dehnt sich aus 		ϵ_{ϑ} - Expansion

Analog zum hydrodynamischen Effekt knüpft ebenfalls der kapillare Effekt an den Umstand an, dass das Porenwasser innerhalb der Zementsteinmatrix bei Temperaturen gefriert, die um so niedriger sind, je kleiner der Radius der Poren ist. Infolge der Gegebenheit, dass auf diese Weise bei einer konstanten Temperatur im Zementstein ein Zustand existieren kann, bei dem neugebildetes Eis (z.B. in Makroporen) und flüssiges Wasser (z.B. in Mesoporen) nebeneinander existieren, kann aufgrund des ungleichen Dampfdruckes von Eis und Wasser ein Transport von freiem Wasser aus den Mesoporen zum Eis in den Makroporen stattfinden [170, 171], vgl. [270]. Aufgrund des größeren Durchmessers der Makroporen würde das hierher transportierte Wasser unmittelbar ausfrieren und damit, trotz konstanter Temperatur, das Eisvolumen und damit die Druckspannungen auf die umgebenden Porenwände weiter erhöhen. So können ebenfalls Frostschäden auftreten, ohne dass die Zementsteinmatrix bis zur freien Sättigung gesättigt ist. Einen zusammenfassenden schematischen Verlauf beider Phänomene sowie eine Übersicht über die temperaturbedingte Abfolge des Baustoffverhaltens gibt Wiedemann [270] in Tab. 7.1. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die einzelnen Gefriervorgänge sich nicht wie hier dargestellt nur innerhalb eines Temperaturbereichs abspielen und nacheinander ablaufen, sondern aufgrund der großen Porengrößenvarianz durchaus nebeneinander stattfinden können. Das hier dargestellte stark vereinfachte Modell soll nur eine qualitative Vorstellung vermitteln.

Resultierend aus dem Zustand, dass sich die Frostschäden vornehmlich aus dem Fehlen von notwendigem Expansionsraum für die Eisbildung ergeben, beschreibt Grübl in [93] eine mögliche Lösung des Problems mittels einer anwendungsorientierten Modifikation der Zementsteinmatrix. Durch das künstliche Zuführen von Luftporen mit Porenradien größer die der durchschnittlich vorhandenen Makroporen, kann das Wasser in den künstlichen Luftporen zuerst gefrieren und die Eismenge stetig zunehmen ohne die Porenwandung zu erreichen. Zusätzlich verlieren damit die kleineren Poren durch Diffusion oder dem beschriebenen kapillaren Effekt freies Wasser, wodurch bei weiterer Abkühlung das Wasser in den kleineren Poren genug Raum zur Expansion bekommt und ein schädlicher Eisdruck vermieden werden kann [270]. Anwendung findet dieser als Porenbeton bezeichnete Baustoff vornehmlich innerhalb konventioneller Wandschalen für den Wohnungsbau sowie in Verbindung mit zusätzlichen Tragkonstruktionen aus Stahl auch im Einsatzfeld tiefkalter Umgebungen. Ein großer Nachteil dieser Modifikation bleiben aber die aufgrund der künstlich zugeführten Hohlräume herabgesetzten Festigkeitseigenschaften. Zudem ist der Einsatz als Speicherwandung aufgrund der verschlechterten Permeabilitätseigenschaften nur mit zusätzlichen Dichtungsschichten (z.B. Edelstahl-Linern) möglich.

7.2 Festigkeitsverhalten von UHPC bei und nach Tieftemperatur

Betrachtet man die in Abb. 7.1 dargestellte Tieftemperatur-Schadensentwicklung eines Normalbetons, so lassen sich als Vorbetrachtung für den Einsatz eines Ultra-Hochleistungsbetons im Tieftemperaturfeld praktisch zwei mögliche Verhaltensszenarien annehmen:

1. Der UHPC nimmt aufgrund des niedrigen vornehmlich unverzweigten, aber praktisch gesättigten Mesoporensystems und den daraus resultierenden hohen Druckspannungen nachvollziehbaren Schaden (Anstieg des Permeabilitätskoeffizienten durch Mikrorisse), oder
2. Der UHPC kann aufgrund seiner erhöhten Festigkeitseigenschaften die Lasteinleitung des Eiswachstums kompensieren und verbleibt im unbeschädigten Zustand.

Konditionierung der Proben und Versuchsdurchführung

Analog zu den Versuchen bei Normaltemperatur wurden sämtliche Proben vor der Prüfung solange unter Normbedingungen (bei 20°C, 65% r.F.) gelagert, dass die Masse jedes Probekörpers über 24 h gemessen auf 0,1% seiner Gesamtmasse stabil blieb. Anschließend wurden die Proben auf -190°C abgekühlt. Die Messung fand an zylindrischen Probekörpern mit einem Durchmesser von 70 mm und einer Höhe von 150 mm statt. Die Schlankheit der zylindrischen Proben betrug wie bei den Versuchen bei Normaltemperatur stets 2 zu 1. Nach der Tieftemperierung der Proben wurden diese entweder sofort geprüft, erst geprüft als die Proben wieder Normaltemperatur angenommen hatten (1-Zyklus) oder die Verfahrensweise 7-mal wiederholt (7-Zyklen). Die Messungen zur Druckfestigkeit wurden in Anlehnung an die DIN EN 12390-3 mittels einer Druckpresse vom Typ DrmB300 und einer maximalen Drucklast von 3000 kN durchgeführt.

Auswertung der Ergebnisse

Ziel der Messungen war es, eine mögliche Abminderung der Druck- und Biegezugfestigkeit (Gefügeschäden) der Betone zu detektieren und klassifizieren. Dabei lag der maßgebliche Fokus auf der Gebrauchstauglichkeit und der Dauerhaftigkeit der Konstruktion. Die hierzu erzielten Messergebnisse sind in Abb. 6.14 bis 6.17 zusammengefasst dargestellt. Die Einzelergebnisse der Messungen befinden sich im Anhang dieser Arbeit.

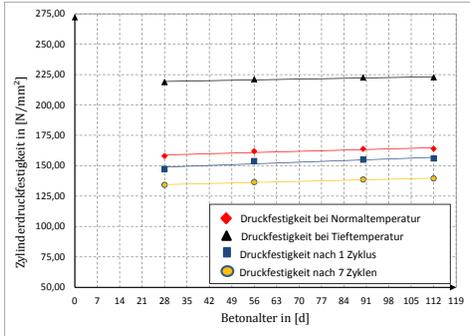


Abb. 7.1: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs N unter Normalbedingungen, Tieftemperatureinfluss, nach 1 Zyklus sowie nach 7 Zyklen

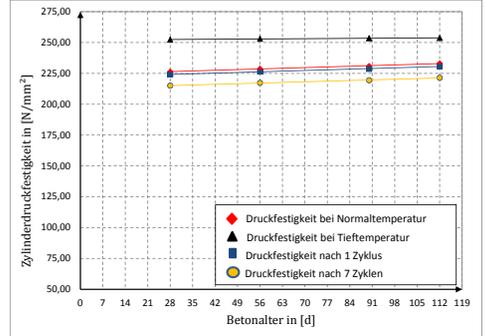


Abb. 7.2: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs K unter Normalbedingungen, Tieftemperatureinfluss, nach 1 Zyklus sowie nach 7 Zyklen

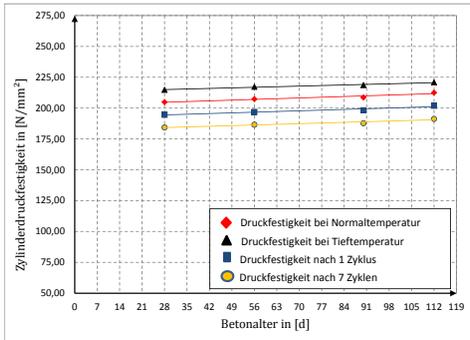


Abb. 7.3: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs L unter Normalbedingungen, Tieftemperatureinfluss, nach 1 Zyklus sowie nach 7 Zyklen

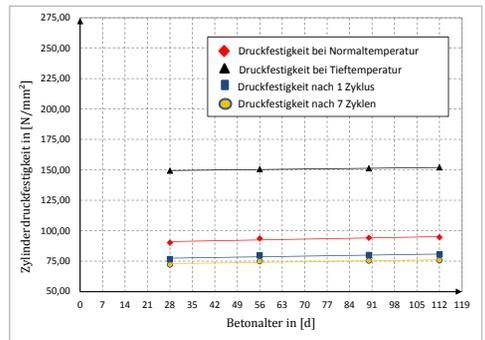


Abb. 7.4: Zylinderdruckfestigkeiten des Typs P unter Normalbedingungen, Tieftemperatureinfluss, nach 1 Zyklus sowie nach 7 Zyklen

Wie innerhalb des Schemas in Abb. 7.1 dargestellt, steigen die Festigkeitswerte aufgrund der Poreneisbildung in erster Instanz stark an. Unter Bezugnahme der in Abschn. 6.1.1 ermittelten Gesamtporositäten der Betone ist dabei deutlich zu

erkennen, dass der prozentuale Festigkeitszuwachs mit der Porosität korreliert; je höher die Gesamtporosität des Betons, desto größer der Festigkeitszuwachs infolge eines Tieftemperatureinflusses. Der Grund hierfür liegt in der maximal gefrierbaren Wassermenge innerhalb des Porenraums. Da Ultra-Hochleistungsbetone kaum nennenswerte Wasseransammlungen innerhalb ihres Porenraums besitzen, fällt auch der Festigkeitszuwachs entsprechend geringer aus. Schlussfolgernd daraus ergeben sich im Vergleich auch weniger Gefügeschäden innerhalb des Porenraums nach einer erneuten Erwärmung auf Normaltemperatur bzw. nach zyklischer Beanspruchung (siehe Abb. 7.1 bis 7.4).

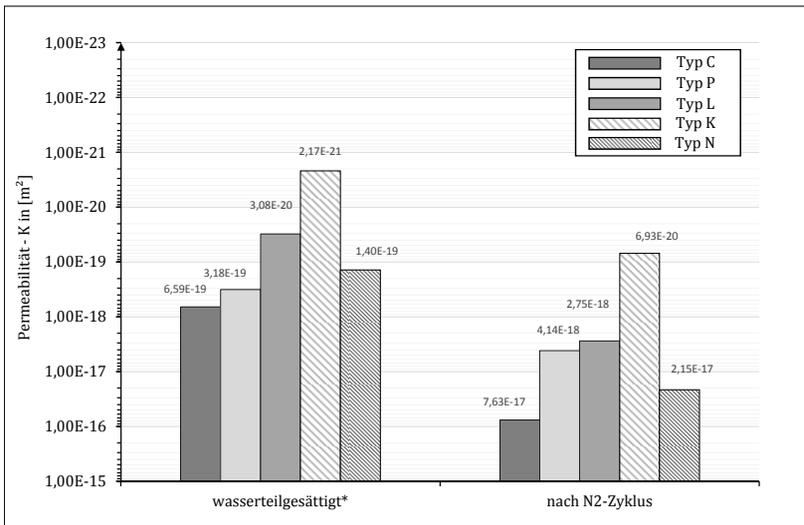
Fast man die Ergebnisse entsprechend zusammen, so sind zwar auch hochfeste Betone maßgeblich in der Lage, höhere Lasten während der Tieftemperaturphase aufzunehmen, versagen aber nach und nach aufgrund von zunehmenden Gefügeschädigungen. Schlussfolgernd kann festgestellt werden: je höher die Packungsdichte des entsprechenden Betons ist und je weniger Porenwasser vorhanden ist, desto besser ist der Beton für den dauerhaften Tieftemperatureinsatz geeignet.

7.3 Permeabilität von UHPC bei Tieftemperatur

Resultierend aus den Ergebnissen der Festigkeitsuntersuchungen und den hierin mitunter ermittelten sequentiellen/zyklischen Reduzierungen der Festigkeitskennwerte, wurden zur Überprüfung der Dichtigkeitseigenschaften alle 5 Betone einer Permeabilitätsuntersuchung sowohl nach einer einzigen Tieftemperier-/Aufwärmphase, als auch nach mehreren (7-fach) Tieftemperaturzyklen unterzogen. Analog zu den Versuchen bei Normaltemperatur fand auch die Gas-Permeabilitätsmessung nach Tieftemperatureinfluss an kreiszylindrischen Scheiben mit Durchmessern von $100 \pm 1 \text{ mm}$ und Dicken von $49 \pm 1 \text{ mm}$ statt. Die eigentliche Messung wurde an wieder umgebungslufttemperierten Proben durchgeführt, wobei die vorangegangene Abkühlung der Proben auf der sicheren Seite liegend (höchster thermischer Eigenspannungszustand) schockartig durchgeführt wurde. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abb. 7.5 dargestellt. Hierin wird deutlich, dass der Gas-Permeabilitätskoeffizient der untersuchten Betone nach einem Tieftemperieren und anschließenden Wiedererwärmen auf Umgebungstemperatur in der Regel zwei Zehnerpotenzen zu nimmt. Einzige Ausnahme bildet hier der neu entwickelte UHPC (*Typ K – FM4.0*), welcher innerhalb der durchgeführten Untersuchungen stets nur eine Zehnerpotenz zunahm.

Die hier beobachtete starke Zunahme des Gas-Permeabilitätskoeffizienten kann dabei zwei ursächliche Gründe haben. Zum Einen kann die Festbetonmatrix, wie in Tab. 7.1 dargestellt, durch die bei der Abkühlung hervorgerufene Expansion von Eiskristallen nachhaltig geschädigt werden und so den ursprüngli-

chen vorhandenen Porenraum durch Mikrorisse vergrößern und weiter verzweigen. Zum anderen ist es denkbar, dass neben dem von Setzer [234] beschriebenen Frostschwinden, ein anteiliger Sublimierungsprozess der Eiskristalle entsteht und das im Porenraum vorhandene Wasser nach der Tieftemperaturbeanspruchung in Form von Wasserdampf ausgetragen wurde. Der Betonkörper wurde mit anderen Worten gefriergetrocknet und verfügt nun über eine Gas-Permeabilität, die einer vollständig getrockneten Probe (siehe Abb.6.5 und 6.6) entspricht.



* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Abb. 7.5: Gas-Permeabilitätskoeffizient des Typ K nach einer einzigen Tieftemperier-/Aufwärmphase

Zur Abschätzung eines möglichen austrocknungsbedingten Anstiegen des Gas-Permeabilitätskoeffizienten wurden die Proben anschließend in einem weiteren Schritt für 48h unter Wasser gelagert und erneut hinsichtlich ihrer Gas-Permeabilität geprüft. Die Ergebnisse sind in Abb. 7.6 dargestellt. Innerhalb des Versuchs konnte festgestellt werden, dass die untersuchten Betone deutliche Abnahmen hinsichtlich ihrer Gas-Permeabilitätskoeffizienten zu verzeichnen hatten und im speziellen die Ultra-Hochleistungsbetone wieder auf den Zustand einer normalen Teilsättigung zurückgefunden hatten. Einzig die Proben der normal- und hochfesten Betone stiegen über den Normalwert (-bezogen auf den Gas-Permeabilitätskoeffizienten) einer Teilsättigung an.

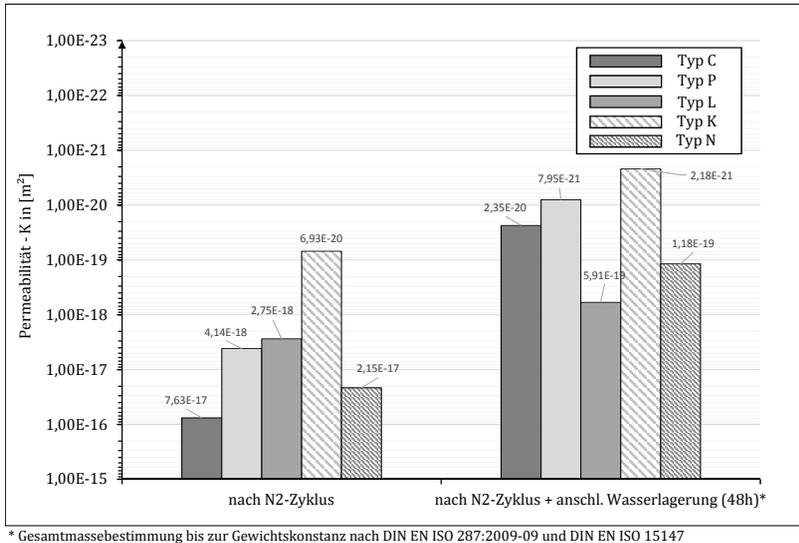


Abb. 7.6: Gas-Permeabilitätskoeffizient des Typ K nach einer einzigen Tieftemperier-/Aufwärmphase im Vergleich mit einer anschließend wasserbehandelten Probe

Bezieht man diese Beobachtung im Anschluss auf die innerhalb der Festigkeitsuntersuchungen erarbeiteten Ergebnisse, so spricht der überproportionale Abfall des Gas-Permeabilitätskoeffizienten bei den normal- und hochfesten Betonen maßgeblich auf einen strukturell erweiterten Porenraum (Schädigung durch Mikrorisse), der infolge Wasserlagerung bis zur freien Sättigung gefüllt worden ist. Die starke Abnahme der Druckfestigkeit nach Tieftemperatureinfluss bestätigen diese Vermutung.

Zur Verifizierung dieser Überlegung wurden sämtliche Proben erneut über Calciumchlorid getrocknet und anschließend wieder einer Gas-Permeabilitätsuntersuchung unterzogen. Die Ergebnisse (hier nicht dargestellt) zeigten, dass die normal- und hochfesten Betone starke Schädigungen (hohe Gas-Permeabilitätskoeffizienten) aufwiesen und die Ultrahochleistungsbetone nur marginal schlechtere Ergebnisse lieferten als vor der Tieftemperierung.

8 Zusammenfassende Diskussion und Ausblick

8.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Basierend auf der energiepolitischen Fragestellung nach einer Lösung für zu hohe/unwirtschaftliche Dämmstoffdicken innerhalb des Wohnungsbausektors und bisher fehlende dezentrale Speichermedien für regenerativ erzeugte Energieüberschüsse, lag das nachhaltige Ziel dieser vorliegenden Arbeit in der Entwicklung eines tragfähigen, vakuumgedämmten Wandelements (kurz: VIW-Element) aus Ultra-Hochleistungsbeton und ferner dessen Erprobung hinsichtlich seiner Einsetzbarkeit als Dichtigkeitsschicht für neuartige Speicherkonstruktionen unter Tieftemperatureinfluss. Die sich daraus ergebende Hauptaufgabe dieser Arbeit lag damit in der werkstofftechnischen Weiterentwicklung bzw. leistungsspezifischen Optimierung von Ultra-Hochleistungsbetonen sowie deren experimenteller und rechnerischer Untersuchung hinsichtlich ihrer Gas-Permeabilität und ihres Tieftemperaturverhaltens.

Ausgangspunkt der durchgeführten Untersuchungen war, neben der eigentlichen theoretischen Konzipierung der Wandelemente, die Entwicklung einer anwendungsorientierten UHPC-Mischung, bei welcher besonderes Augenmerk auf die Auswirkungen der betontechnologischen Feinstoffauswahl und dem daran anknüpfenden Wasser-Feststoffverhältnis gelegt wurde. Um den hohen Anforderungen an eine weitestgehend temperaturunempfindliche und gut herstellbare Dichtigkeitsschicht zu genügen, wurde der zu entwickelnde UHPC-Mischungsentwurf auf der Grundlage spezifischer Leistungsparameter bereits konventionell eingesetzter Betone erarbeitet und diesen „Grundlagenbetonen“ zur Überprüfung des erreichten Leistungsprofils stetig gegenübergestellt. Die gegenübergestellten Betone umfassten hierbei 4 Einzelbetone, darunter 2 ultrahochfeste, 1 hochfester und ein normalfester Beton. Einer der beiden ultrahochfesten Betone (Typ N) sowie die Mischung des hochfesten Betons (Typ P) basierten auf industriell gefertigten und bereits kommerziell genutzten Compound-Mischungen, denen zur Betonherstellung lediglich Sand bzw. Wasser zugeführt werden musste. Analog zum konventionell eingesetzten Normalbeton (Typ C) dienten die Betone L und N ausschließlich als Referenzproben für die zu erreichenden Frisch- und Festbeto-

neigenschaften. Der verbleibende ultrahochfeste Beton (Typ L) diente primär als granulometrische Grundlage für den in dieser Arbeit neu entwickelten Mischungsentwurf (Typ K) und wurde analog zu diesem, ebenfalls unter Verwendung von Zement, Sand, Quarzmehl und Mikrosilika, hergestellt.

In Vorversuchen konnte ermittelt werden, dass der Einsatz von Braunkohlenflugasche (kurz: BFA) als Äquivalent zum Quarzmehl nicht zielführend war. Dem entgegen konnte mit einem Verhältnis von 30 M.-% Mikrosilika und 30 M.-% Quarzmehl, beide bezogen auf den Zementgehalt der Mischung, ein gut zu verarbeitender, druck- und biegezugstabiler UHPC (*Typ K – 4.0FM*) entwickelt werden, der sowohl innerhalb der Frisch- als auch innerhalb der Festbetoneigenschaften überzeugen konnte [9].

Die im Vorfeld zur Dichtigkeitsbeurteilung durchgeführten Versuche zur Porenanalyse ergaben keine eindeutige Porenradialverteilung für die UHPC-Proben K, L, N und die HPC-Probe P. Im direkten Vergleich konnte aber eine deutlich niedrigere Gesamtporosität der UHPC zu den verbleibenden hochfesten- und normalen Betonen festgestellt werden. Die zunächst innerhalb der Quecksilberporosimetrie (kurz: QDP) detektierten Kapillarporenräume konnten in weiteren Prüfungen als oberflächennah und unter geometrischen Aspekten als Blind-/Sackporen identifiziert werden.

In einem weiteren Schritt wurden alle Betone, die den gestellten Anforderungen an die Verarbeitbarkeit und Frischbetongüte genügten, auf Dichtigkeit (Permeabilität, Diffusion), kapillare Wasseraufnahme und Wassereindringtiefe geprüft. Dabei wurden ausschließlich ungerissene Proben verwandt.

Bezüglich der Gas-Permeabilität konnte festgestellt werden, dass die Betone mit den geringsten ermittelten Porositäten, respektive den höchsten Zusätzen an Mikrosilika die kleinsten Gas-Permeabilitätskoeffizienten aufwiesen. Analog dazu konnte unter Bezugnahme der durch Mikrosilika erhöhten Packungsdichten und dem damit verbundenen Ansteigen der Festigkeitsbeiwerte eine positive Korrelation zwischen Druckfestigkeit und Gas-Permeabilität beobachtet werden; je höher die Druckfestigkeit eines Ultra-Hochleistungsbetons, desto geringer ist seine Gas-Permeabilität.

Entgegen dem sonst weitestgehend gegensätzlichen Verhalten der UHPC-Proben zu normalfesten Betonen, konnte auch bei den UHPC-Proben K, L und N eine den hoch- und normalfesten Betonen entsprechende, wenn auch stark abgeminderte Abhängigkeit zum Sättigungsgrad der Poren nachgewiesen werden. Die Gas-Permeabilität von UHPC Proben unterliegt somit ebenfalls einem für poröse Festkörper typischen hygroskopischen Verhalten. Hinsichtlich des Wasseraufnahmekoeffizienten konnte festgestellt werden, dass die UHPC-Proben eine um den Faktor 3 niedrigere Tendenz zur Wasseraufnahme besaßen als die ebenfalls geprüften normal- und hochfesten Betone.

Innerhalb der Versuche zu den Festbetoneigenschaften konnte gezeigt werden, dass wie zu erwarten die Betone mit gesteigerten Mikrosilika-Anteilen deutlich höhere Druck- und Biegezugfestigkeiten erreichten als vergleichbare normalfeste oder hochfeste Betone. Hierbei konnte weiterhin festgestellt werden, dass, ähnlich wie bei den Frischbeton- und Dichtigkeitsversuchen, vor allem das Mischregime und die Art des Mischwerks deutlichen Einfluss auf die Endresultate zur Festigkeitsentwicklung haben.

Da UHPC in der Regel sehr hohe Anteile an Zement besitzen, ist aufgrund der hohen sich entwickelnden Hydratationstemperatur ebenfalls mit einer beschleunigten Hydratation sowie einer großen zeitlichen Verringerung der Fließfähigkeit zu rechnen [177]. Bezüglich des Mischregimes konnte dahingehend festgestellt werden, dass eine verzögerte Zugabe des Fließmittels weitreichende Verbesserungen innerhalb der Dispergierfähigkeit nach sich ziehen [6, 7, 259, 261]. Je später die Zugabe erfolgte, desto besser wurden die Fließeigenschaften der Ultra-Hochleistungsbetone. Im Speziellen konnte festgestellt werden, dass sich der optimale Zeitpunkt für die Zugabe von Fließmitteln rund 50 bis 120 Sekunden nach der Wasserzugabe ergab. Dieses Ergebnis deckte sich auch mit den von ORGASS [259] durchgeführten Versuchen. Innerhalb des Zeitraums zwischen Wasser- und Fließmittelzugabe hatten sich bereits erste Hydratationscluster gebildet, deren gegenseitiger Verbund aber noch fehlte. Durch die Zugabe des Fließmittels konnten diese Cluster nochmals weiter aufgeschlossen werden und der Beton verflüssigte sich zunehmend [77] [259]. Durch die erreichte Verflüssigung konnten vorab eingetragene Luftbläschen (vornehmlich Hardley grains) verbessert ausgetragen werden und die Packungsdichte nochmal deutlich angehoben werden. Eine spätere Zugabe von mehr als 180 Sekunden ist dagegen nicht zu empfehlen, da sich ggf. schon größere Clustergruppen gebildet haben, welche dann auseinander gerissen werden und die bereits erzielte Anfangsfestigkeit wieder verloren gehen. Eine verfrühte Zugabe, wie beispielsweise direkt mit dem Zugabewasser oder unmittelbar danach, führte ebenfalls zu einer Verschlechterung der Fließeigenschaften, da die maßgebliche Verflüssigung des Betons auf den abstandsgebenden Seitenketten des Fließmittels beruht und diese durch eine zu große Anhäufung neuer Hydratationsprodukte größtenteils überlagert wurden. Je später die Zugabe erfolgte, desto weniger wurde das Fließmittel in die grundlegenden Strukturen der Hydratationsprodukte integriert und konnte stattdessen die gewünschte Abstandshalterfunktion erfüllen. [259].

Neben der Optimierung der Fließmitteldosierung und -zugabe führte auch die Veränderung des gesamten Mischwerks zu einer deutlichen Zunahme der Packungsdichte und damit zu einem Anstieg der Festigkeitsbeiwerte sowie der Abnahme der Dichtigkeitseigenschaften [153]. Schlussfolgernd konnte festgestellt werden, dass Ultra-Hochleistungsbetone als Dichtigkeitsschicht innerhalb von evakuierten Wandelementen einsetzbar sind und diese durch eine gezielte Op-

timierung von Mischregime, Mischwerk und Nachbehandlungsstrategien soweit optimiert werden können, dass ein Einsatz unter Tieftemperatureinfluss möglich wird.

Bezüglich dem konstruktiven Entwurf, und hier im Speziellen im Hinblick auf die angedachte Verwendung von Klebefugen zur Verbindung einzelner Schalensegmente, konnte durch zusätzliche Gas-Permeabilitätsversuche mit einem erzielten Gas-Permeabilitätskoeffizienten von $K = 4,22 \cdot 10^{-22}$ eine Einsetzbarkeit unter Normaltemperaturbedingungen nachgewiesen werden. Innerhalb eines Tieftemperaturfeldes konnte die Klebefuge allerdings nicht überzeugen, da diese in 4 von 5 Versuchen konstruktiv und damit auch dichtigkeitsbestimmend versagte.

8.2 Ausblick

Resultierend aus dem Wegfall der Klebefuge im Tieftemperaturmilieu soll nachfolgend als Anreiz für weitere Forschungen und Versuche ein erstes Konzept zur Herstellung eines monolithischen Flüssiggasspeichers gegeben werden. Ein entsprechender schematischer Ablauf findet sich in Abb. 8.1.

Innerhalb eines ersten Schrittes wird der Innentank aus einem einzigen gegossenen Segmentstück hergestellt. Hierzu wird ein speziell dafür getesteter Vollvolumen-Schalungskörper (zylindrisch bzw. in der Form die der Tank später haben soll), vollständig und allseitig mit einer 5 cm starken UHPC-Schicht überdeckt. Etwaige Anschlussstücke, Ventile und Stützen sind zu diesem Zeitpunkt bereits mit dem inneren Schalungskörper verbunden und können entsprechend einbetoniert werden. Zudem sind mit der Schalung formstabile Abstandhalter mit niedriger Wärmeleitfähigkeit verbunden, auf denen die notwendige Karbonfaser-Mattenbewehrung aufliegt. Nach 48 h Nachbehandlung des UHPC (Wärmebehandlung im Wasserbad zur Aktivierung der puzzolanischen Reaktion, Vermeidung von Schwindrissen und zur Sicherstellung einer fehlerfreien Betonage) und einem Erreichen einer Frühfestigkeit von mindestens 80 % der Endfestigkeit (in der Regel nach 7 Tagen) wird eine mikroporöse, offenporige und druckfeste Dämmung (Polyurethanschaum), in der später das Vakuum erzeugt wird, auf die Außenseite des Innentanks aufgeklebt und ebenfalls mit einer 5 cm starken UHPC-Schicht überdeckt (Herstellung der Außenschicht). Diese wird ebenfalls nachbehandelt. Die Bewehrungsfixierung erfolgt analog über Abstandhalter auf der Polyurethanschaumdämmung. Nach dem Erreichen einer Frühfestigkeit von mindestens 80 % der Endfestigkeit wird der gesamte Körper in einem Konvektomaten auf 100°C erhitzt (Schritt 5). Dabei verdampft der speziell entwickelte Vollvolumen-Schalungskörper und gibt so das eigentliche Speichervolumen frei. Die Außenschalung des UHPC-Flüssiggasspeichers könnte innerhalb der

Forschungsphase zunächst aus Schalungsholz gefertigt werden, sollte aber nach Möglichkeit auch im Hinblick auf die erforderliche Maßhaltigkeit der Elemente in Zukunft durch eine mehrfach verwendbare „Universalschalung“ aus Edelstahl ersetzt werden.

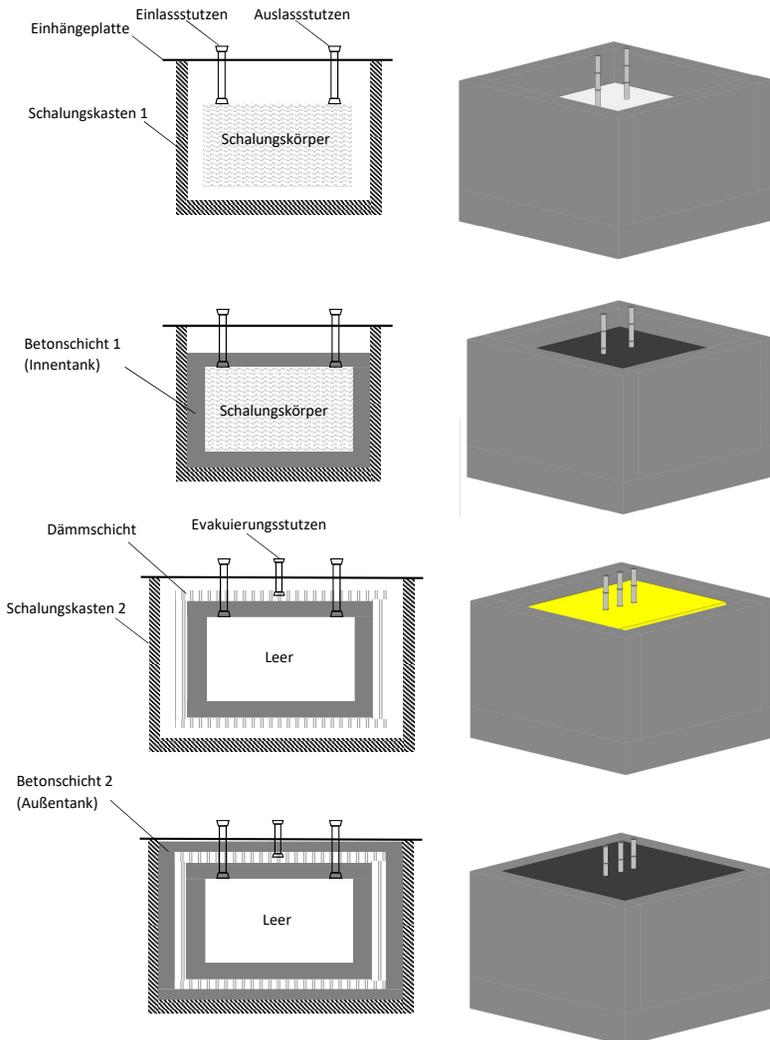


Abb. 8.1: Angepasster Konzeptentwurf für die Herstellung eines Flüssiggasspeichers aus Ultra-Hochleistungsbeton

Literaturverzeichnis

- [1] Achtziger, J. -Experimental Determination of the Equivalent Thermal Conductivity of Air Spaces at Low Temperatures. *I.I.F.-I.I.R.-Comission B1*, 1976.
- [2] Adams, N. A. -Fluidmechanik 1 - Einführung in die Dynamik der Fluide. Technical report, TU-München, 2010.
- [3] AFGC, SETRA. -Betons fibre a ultra-hautes performances. Recommandations provisoires. Documents scientifiques et techniques. *Association Francaise de Genie Civil*, pages 1–152, 2002.
- [4] AGEB. -Energieverbrauch der Haushalte. Technical report, Umweltbundesamt - Arbeitsgemeinschaft Energiebilanzen, 2013.
- [5] AGEB. -Auswertungstabellen zur Energiebilanz 1990 bis 2013. Technical report, Umweltbundesamt - Arbeitsgemeinschaft Energiebilanzen, 2014.
- [6] Aiad, I. -Influence of time addition of superplasticizers on the rheological properties of fresh cement paste. *Cement and Concrete Research*, Vol.33(No. 8):pp. 1229–1234, 2003.
- [7] Aiad, I., El-Aleem, S.A., and El-Didamony, H. -Effect of delaying addition of some concrete admixtures on rheological properties of cement paste. *Cement and Concrete Research*, Vol.32(No. 11):pp. 1839–1843, 2002.
- [8] Aligizaki, K. K. -*Pore Structure of Cement-Based Materials: Testing, Interpretation and Requirements*, volume Bd. 12. Taylor & Francis, 2006.
- [9] Artelt, C. and Garcia, E. -Impact of superplasticizer concentration and ultra-fine particles on the rheological behaviour of dense mortar suspensions. *Cement and Concrete Research*, pages pp. 633–642, 2008.
- [10] Atkins, P. W. -*Physical Chemistry*. Oxford University Press, 2006.
- [11] Badmann, R. -*Das physikalisch gebundene Wasser des Zementeteine in der Nähe des Gefrierpunktee*. PhD thesis, TU München, 1981.
- [12] Baehr, H. D. and Stephan, K. -*Wärme- und Stoffübertragung*. Springer Vieweg-Verlag, 2013.

- [13] Baker, R. W. -*Membrane Technology and Applications*. John Wiley & Sons, 2004.
- [14] Barnes, P. and Bensted, J. -*Structure and Performance of Cements*. CRC-Press, 2002.
- [15] Basheer, P. A. M. -*Handbook of Analytical Techniques in Concrete Science and Technology: Principles, Techniques, and Applications*, chapter Chapt. Permeation Analysis, pages 658–737. Noyes, William Andrew, 2001.
- [16] Baulink. -Aerogele. Zugriff am:, 18.01.2016 - 08:36.
- [17] Baunetz, Wissen. -Beton. Zugriff am:, 08.05.2016 - 16:58.
- [18] Baunetz, Wissen. -Dämmstoffe. Zugriff am:, 14.01.2016 - 17:51.
- [19] Baupraxis, Blog. -Dämmstoffe. Zugriff am:, 14.01.2016 - 17:58.
- [20] Beaudoin, J.J. and McInnie, C. -The mechanism of frost damage in hardened cement paste. *Cement and Concrete Research*, pages p. 139–148, 1974.
- [21] Beuth, Baulexikon. -Kapillarporen. Zugriff am:, 05.06.2016 - 17:25.
- [22] Beuth, Baulexikon. -Luftporen. Zugriff am:, 05.06.2016 - 17:25.
- [23] Beuth, Baulexikon. -Verdichtungsporen. Zugriff am:, 05.06.2016 - 17:25.
- [24] BINE. -Vakuumdämmung - Projektinfo 04/01. Technical report, Bundesministerium für Wirtschaft und Energie - Bine Informationsdienst - FIZ Karlsruhe, 2015.
- [25] BMWi. -Entwurf eines Gesetzes zur Neuregelung des Rechtsrahmens für die Förderung der Stromerzeugung aus erneuerbaren Energien. Technical report, Bundesministerium für Wirtschaft und Energie, 2011.
- [26] BMWi. -Stromnetze der Zukunft - Stromnetzte und Infrastruktur. Technical report, Bundesministerium für Wirtschaft und Energie, 2015.
- [27] BMWi and BINE. -Etrnergieforschung für die Praxis - Wärmeleitung in Dämmstoffen. Technical report, Bundesministerium für Wirtschaft und Energie - Bine Informationsdienst - FIZ Karlsruhe, 2015.
- [28] Bodmann, M. and Fisch, M. N. -Betriebserfahrungen der solar unterstützten Nahwärmeversorgung in Hannover, Steinfurt und Hamburg. In *Proceedings der OTTI - 13. Symposium Thermische Solarenergie*, 2003.

- [29] Bornemann, R., Schmidt, M., Fehling, E., and Middendorf, B. -Ultra-Hochleistungsbeton UHPC - Herstellung, Eigenschaften und Anwendungsmöglichkeiten. *Beton- und Stahlbetonbau*, Vol. 25(No. 7):S. 458–467, 2001.
- [30] Breugel, v. K. and Guang, Y. -Analyses of hydration processes and microstructural development of UHPC through numerical simulation. In *1st International Symposium on UHPC*, pages 253–264, 2004.
- [31] Brink, N. -*Untersuchungen zur Gastrennung mit porösen Membranen*, volume Reihe 3: Verfahrenstechnik Nr. 209. Fortschrittsberichte VDI, 1990.
- [32] Broszio, M. and Noll, F. -Chemische Thermodynamik - Mittlere freie Weglänge aus Viskositätsmessungen von Gasen: Kapillarviskosimetrie. Technical report, Universität Marburg, 2007.
- [33] Bruggeling, A. S. C. -Prestressed concrete for the storage of liquified gases. *Cement and Concrete Association*, 1981.
- [34] Cammerer, J.S. -*Die konstruktiven Grundlagen des Wärme- und Kälteschutzes im Wohnungs- und Industriebau*. Springer -Verlag, 1936.
- [35] Cammerer, J.S. -*Der Wärme- und Kälteschutz in der Industrie*. Springer -Verlag, 1980.
- [36] Cammerer, W. F. -Die Wärmeleitfähigkeit einer geschichteten Aluminium-Mineralfaserisolierung. *Wärme*, Vol.68:S.8–11, 1961.
- [37] Cammerer, W. F. -*Wärme-und Kälteschutz im Bauwesen und in der Industrie*. Springer -Verlag, 1995.
- [38] Chinappa, B. -High Performance Concrete. In *Proceedings of the advanced in concrete technology with emphasis on HPC*, 2001.
- [39] Clasen, R. -Versuch - Charakterisierung poröser Festkörper durch Quecksilber- Porosimetrie. Technical report, Universität des Saarlandes, 2010.
- [40] CO2online, Fraunhofer, and IBP. -CO2 Gebäudereport 2007. Technical report, Fraunhofer Institut, Institut für Bauphysik und CO2-online im Auftrag des Bundesministeriums für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung (BMVBS), 2007.
- [41] Corey, A. T. -*Mechanics of immiscible fluids porous media*. Water Resources Publication, 1994.

- [42] Daake, H.-F. -*Möglichkeiten zur Optimierung der Wirkungsweise bauchemischer Zusatzmittel und Mechanismen der kontrollierten Wirkstofffreisetzung*. Kassel University Press GmbH, 2016.
- [43] Dahmani, L. -*Structures and Architecture*, volume Vol.1, chapter 214 - Behaviour of LNG concrete tank at cryogenic temperatures, pages 483–484. Taylor and Francis Group, London, July 2010.
- [44] Dahmani, L. -Cracking response of reinforced concrete wall to cryogenic temperature. Technical report, University Mouloud Mammeri of of Tizi-Ouzou - ALGERIA, 2011.
- [45] Dahmani, L., Khennane, L., and Salah, A. -Behaviour of the reinforced concrete at Cryogenic temperature. *Cryogenics*, Vol.47:pp. 517–525, September-October 2007.
- [46] Dahme, U. -*Chlorid in karbonatisierendem Beton- Speicher- und Transportmechanismen*. Cuvillier Verlag, 2006.
- [47] Dahms, J. -über die Wärmebehandlung von beton. *Verein Deutscher Ingenieure*, 1988.
- [48] Debye, P. -Vorträge über die kinetische Theorie der Materie und Elektrizität. *Göttinger Wolfskehlvorträge*, 1914.
- [49] DENA. -Power to Gas. Eine innovative Systemlösung auf dem Weg zur Marktreife, Deutsche Energie-Agentur GmbH (dena) (Hrsg.) 2012.
- [50] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStB) (Hrsg.). -*Hochfester Beton*. Berlin: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), 1994.
- [51] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStB) (Hrsg.). -*DAfStb-Richtlinie Selbstverdichtender Beton*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), 2003.
- [52] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStB) (Hrsg.). -*Sachstandsbericht Ultrahochfester Beton*, volume Vol.1. Berlin: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), 2008.
- [53] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStB) (Hrsg.). -*DAfStb-Richtlinie Selbstverdichtender Beton*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), 2012.
- [54] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN 18550 - Putz-Begriffe und -Anforderungen*. Beuth Verlag GmbH, 1985.

- [55] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN EN ISO 12572 - Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit*. Beuth Verlag GmbH, September 2001.
- [56] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN EN ISO 15148 - Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten bei teilweisem Eintauchen*. Beuth Verlag GmbH, March 2003.
- [57] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN-Fachbericht 100:2010-03 - Beton*. Beuth Verlag GmbH, March 2003.
- [58] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN 1045-1 - Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton; Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Beuth Verlag GmbH, 2007.
- [59] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN EN 12390-8 - Prüfung von Festbeton - Teil 8: Wassereindringtiefe unter Druck*. Beuth Verlag GmbH, June 2008.
- [60] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN EN 1992-1-1:2011-01 - Eurocode 2 Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1- Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Beuth Verlag GmbH, June 2011.
- [61] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN 4108-4:2013-02 - Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden -Teil 4: Wärme- und feuchteschutztechnische Bemessungswerte*. Beuth Verlag GmbH, 2013.
- [62] Deutsches Institut für Normung (Hrsg.). -*DIN EN 998-1:2015-11 - Entwurf - Festlegungen für Mörtel im Mauerwerksbau - Teil 1: Putzmörtel*. Beuth Verlag GmbH, 2015.
- [63] Die Bundesregierung. -Die nationale Nachhaltigkeitsstrategie. Zugriff am:, 04.08.2015 - 13:27 Uhr.
- [64] Die Bundesregierung. -Energiewende - Maßnahmen im Überblick. Zugriff am:, 04.08.2015 - 22:01 Uhr.
- [65] Droll, K. -Influence of additions on ultra high performance concretes - grain size optimisation. In *1st International Symposium on UHPC*, pages pp. 285–301, 2004.
- [66] Dubinin, M. M. -*Chemical Review (ACS Publications) - American Chemical Society*, chapter -The Potential Theory of Adsorption of Gases and Vapors for Adsorbents with Energetically Nonuniform Surfaces, pages pp.235–241. ACS Legacy Archives, 1960.

- [67] Dyckerhoff GmbH. -Produktdatenblatt Nanodur Compound 5941. Technical report, Dyckerhoff GmbH, 2014.
- [68] Ehrhard, P. -Elektrokinetische Effekte. Technical report, TU Dortmund, 2016.
- [69] Eibl, J., Hilsdorf, H. K., and Schönlin, K. -Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton. *Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie*, Heft 8, 1989.
- [70] Erb, M., Nussbaumer, B., Binz, A., Steinke, G., Mosmann, A., Schonhardt, U., Fregnan, F., Simmler, H., Brunner, S., Ghazi, K., Bundi, R., Heinemann, U., Schwab, H., Cauberg, H., and Tenpierik, M. -Vakuum-Isolations-Paneele im Gebäudesektor - Systeme und Anwendungen. Technical report, Dr. Eicher+Pauli AG - Schweiz, 2005.
- [71] Euroquarz GmbH. -Produktdatenblatt Quarzmehl Microsil 0,001-0,125 mm trocken. Technical report, EUROQUARZ GmbH, 2014.
- [72] Euroquarz GmbH. -Produktdatenblatt Siligran trocken 0,1 - 0,3 mm. Technical report, EUROQUARZ GmbH, 2014.
- [73] Feldman, R. F. and Sereda, P. J. -A model for hydrated Portland cement paste as deduced from sorption-length change and mechanical properties. *Materiaux et Constructions, RILEM Bulletin*, Jg. 1:pp. 509–520, 1968.
- [74] Feldman, R. F. and Sereda, P. J. -A New Model for Hydrated Portland Cement and its Practical implications. *Engineering Journal*, Jg. 53:pp. 53–59, 1970.
- [75] Fischer, F. -Die Problematik von Wärmeleitfähigkeitsmessungen an Schaumstoffen. *Kunststoffe*, Vol.56(Nr.5):S.321–327, 1966.
- [76] Fitik, B. -*Ermüdungsverhalten von ultrahochfestem Beton (UHPC) bei zyklischen Beanspruchungen im Druck-Zug-Wechselbereich*. PhD thesis, Universität München, 2012.
- [77] Flatt, R. J. and Houst, Y.F. -A simplified view on chemical effects perturbing the action of superplasticizers. *Cement and Concrete Research*, Vol. 31:1169–1176, 2001.
- [78] Foley, R. J. and Jelinek, F. J. -Low temperature thermal and mechanical properties of polyterene and polyethylene foams. In *Fifth International Cryogenic Engineering Conference*, 1974.

- [79] Garbev, K. -*Struktur, Eigenschaften und quantitative Rietveldanalyse von hydrothermal kristallisierten Calciumsilikathydraten (C-S-H-Phasen)*. PhD thesis, Universität Heidelberg, 2004.
- [80] Geisenhanslüke, C. -Diplomarbeit: Herleitung eines dreidimensionalen Partikelverteilungsmodells zur Entwicklung verbesserter UHPC-Mischungen. Technical report, Universität Kassel, 2002.
- [81] Geisenhanslüke, C. -*Einfluss der Granulometrie von Feinstoffen auf die Rheologie von Feinstoffleimen*. PhD thesis, Universität Kassel, 2008.
- [82] Geisenhanslüke, C., Schmidt, M., Fehling, E., and Teichmann, T. - Ultrahochfester und selbstverdichtender Beton - Ergebnis optimal dichter Kornpackungen. *IBAUSIL*, 2003.
- [83] Gellert, R., Pfundstein, M., Rodolphi, A., and Spitzner, M. H. - *Dämmstoffe: Grundlagen, Materialien, Anwendungen*. Walter de Gruyter, 2007.
- [84] Gertis, K., Kießl, K., Werner, H., and Wolfseher, U. -Hygrische Transportphänomene in Baustoffen. *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb)*, Heft 258, 1976.
- [85] Gertis, K. and Werner, H. -Die Problematik der Porenanalyse von Baustoffen. *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb)*, 3:S.175–177, 1969.
- [86] Ghazi W. K., Bundi, R., and Binder, B. -Effective Thermal Conductivity of Vacuum Insulation panels. *Building Research and Information*, Vol.32(No.4):p. 293–299, 2005.
- [87] Gluth, G. J. -*Die Porenstruktur von Zementstein und seine Eignung zur Gastrennung*. PhD thesis, Technische Universität Berlin, 2012.
- [88] Gräf, H. and Bonzel, J. -Über den Einfluss der Porosität des erhärteten Betons auf seine Gebrauchseigenschaften. *Verein deutscher Zementwerke*, pages S. 127–155, 1981.
- [89] Gräf, H. and Grube, H. -Verfahren zur Prüfung der Durchlässigkeit von Mörtel und Beton gegenüber Gasen und Wasser. Technical report, VDZ-online, 1986.
- [90] Gröber, H. -*Physikalische Untersuchungen für Kältetechnik*. PhD thesis, Universität München, 1908.
- [91] Gröber, H., Erk, S., and Grigull, U. -*Grundgesetze der Wärmeübertragung*, volume 3. Springer -Verlag, 1957.

- [92] Gross, R. and Marx, A. -*Festkörperphysik*. Walter de Gruyter GmbH und Co. KG, 2014.
- [93] Grübl, P. -Über die Rolle des Eises im Gefüge zementgebundener Baustoffe. Beton, 1981.
- [94] Grübl, P. and Weigler, H. und Karl, S. -*Beton: Arten, Herstellung und Eigenschaften*. John Wiley and Sons, 2002.
- [95] Grübl, P., Weigler, H., Karl, S., and Kupfer, H. -*Beton: Arten, Herstellung und Eigenschaften*. Ernst und Sohn Verlag, 2001.
- [96] Habel, K., Viviani, M., Denarie, E., and Brühwiler, E. -Development of the mechanical properties of an ultra high performance fiber reinforced concrete. *Cement and Concrete Research*, Vol. 36:pp. 1362–1370, 2006.
- [97] Hadley, D.W., Dolch, W. L., and Diamond, S. -On the occurrence of hollow-shell hydration grains in hydrated cement paste. *Cement and Concrete Research*, Jg. 30:pp. 1–6, 2000.
- [98] Häfner, F., Voigt, H. D., Bamberg, H. F., and Lauterbach, M. - Geohydrodynamische Erkundung von Erdöl-, Erdgas- und Grundwasserlagerstätten. *Wissenschaftlich-Technischer Informationsdienst des Zentralen Geologischen Institutes der DDR*, 1985.
- [99] Häfner, F., Wagner, S., and Freese, C. -Durchlässigkeitsmessung - Bestimmung der absoluten Durchlässigkeit poröser Stoffe mit Flüssigkeit und Gas. Technical report, Universität Freiberg, 2003.
- [100] Hahne, E. and Frisch, M. -Einsatz von solarunterstützten Nahwärmeverorgungssystemen mit saisonalem Wärmespeicher. Technical report, Universität Stuttgart, 1992.
- [101] Halamickova, P., Detwiler, R. J., Benz, D. P., and Garboczi, E. J. -Water permeability and chloride ion diffusion in portland cement mortars: relationship to sand content and critical pore diameter. *Cement and Concrete Research*, Vol. 25:pp. 790–802, 1995.
- [102] Hänel, D. -*Molekulare Gasdynamik*. Springer Verlag, 2004.
- [103] Hansen, K. K. -Sorptionsisotherms: A catalogue. Technical report, The Technical University of Denmark, 1986.
- [104] Harding, R. H. -Heat transfer through low-density cellular materials. *Industry Engineering Chemicals*, Vol.3(No.2):p.117–125, 1964.

- [105] Haupt, P. -*Continuum Mechanics and Theory of Materials*. Springer - Verlag Berlin, 2000.
- [106] Head, M. K., Wong, h. S., and Buenfeld, N. R. -Characterisation of Hadley grains by confocal microscopy. *Cement and Concrete Research*, Jg. 36:pp.1483–1489, 2006.
- [107] Heinz, D. and Ludwig, H-M. -Heat Treatment and the risk of DEF delayed ettringite formation in UHPC. In *1st International Symposium on UHPC*, pages 717–730, Kassel, 2004.
- [108] Henning, O., Knöfel, D., and Stephan, D. -*Baustoffchemie - Eine Einführung für Bauingenieure und Architekten*. Beuth Verlag GmbH, 2014.
- [109] Henze, S. -*Entwicklung und Beschreibung des Tragverhaltens einer modularen Fachwerkkonstruktion aus Hochleistungsbeton*. PhD thesis, Universität Leipzig, March 2009.
- [110] Hilsenrath, J. -Tables of thermal properties of gases. *National Bureau of Standards - Circular*, 564, 1955.
- [111] Hingst, U. -*Der Wärmetransport in Schaumstoffen bei tiefen Temperaturen*. PhD thesis, Universität Braunschweig, 1976.
- [112] Hinrichsmeyer, K., Henze, S., and Wolf, M. -Vakuum-Isolationselement und zwei Verfahren zur Herstellung - deutsches Patent DE 10 2014 009 936 A1 2016.01.07. Technical report, Hochschule Magdeburg-Stendal, Juli 2014.
- [113] Hirt, N. and Benner, M. -Pilotvorhaben Erdbecken - Heisswasserwärmespeicher in Rottweil, Forschungsbereich zum BMBF Vorhaben 0329383A. Technical report, Stadtwerke Rottweil, 1997.
- [114] Hobbs, P. V. -*Ice Physics*. Technical report, Clarendon Press Oxford, 1974.
- [115] Holm, A. H. -*Ermittlung der Genauigkeit von instationären hygrothermischen Bauteilberechnungen mittels eines stochastischen Konzept*. PhD thesis, Universität Stuttgart, 2001.
- [116] Holzer, L., Gasser, P., and Muench, B. -*Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties*, chapter -Quantification of capillary pores and Hadley grains in cement paste using FIB-nanotomography, pages pp. 509–516. Springer -Verlag, 2006.

- [117] Hoyle, K., Abam, B., Oliver, S., Hjortset, K., LaNier, M., and Wernli, M. -Composite Concrete Cryogenic Tank (C3T): A Precast alternative for LNG Storage. In *The 17th International Conference and Exhibition on Liquefied Natural Gas*, pages 1–19, April 2013.
- [118] Hunklinger, S. -*Festkörperphysik*. Springer Spektrum, 2013.
- [119] IEA / ECBCS. -VIP - Study on VIP-components and Panels for Service Life Prediction of VIP in Building Applications. Technical report, International Energy Agency - Energy in Buildings and Communities Programm, 2005.
- [120] International Union of Pure and Applied Chemistry, Subcommittee on Characterization of Porous Solids. -*Manual of Symbols and Terminology for Physicochemical Quantities and Units - Appendix II Definitions, Terminology and Symbols in Colloid and Surface Chemistry Part I*, volume 66. IUPAC, 1971.
- [121] International Union of Pure and Applied Chemistry, Subcommittee on Characterization of Porous Solids. -Recommendations for the characterization of porous solids. *Pure Applied Chemistry*, Vol. 66(No. 8):pp. 1739–1758, 1994.
- [122] Jacobs, R. P. -*Permeabilität und Porengefüge Zementgebundener Werkstoffe*. PhD thesis, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 1994.
- [123] Jagnow, K. -*Verfahren zur energetischen und wirtschaftlichen Bewertung von Qualitätssicherungsmaßnahmen von Heizungsanlagen*. PhD thesis, Universität Dortmund - Fakultät Bauwesen, Januar 2004.
- [124] Janotka, I. -Hydration of the cement paste with Na₂CO₃ addition. Technical report, Institute of Construction and Architecture, Slovak Academy of Sciences, 2000.
- [125] Jennings, H., Thomas, J., and Chen J. -*Cements as Porous Materials - Handbook of Porous Solids*. Weinheim, Germany : Wiley-VCH, 2002.
- [126] Jennings, H. M. -Refinement to colloid model of C-S-H in cement: CM-II. *Cement and Concrete Research*, Vol.38:pp. 275–289, 2008.
- [127] Jennings, H. M. and Tennis, P. D. -Model for the Developing Microstructure in Portland Cement Pastes. *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 78:pp. 3161–3172, 1994.
- [128] Jooß, M. -*Dichtheit von Heisswasser-Langzeitspeichern aus Hochleistungs-beton*. PhD thesis, Universität Stuttgart, 2001.

- [129] Joß, M. and Reinhardt, H. W. -Permeability and diffusivity of self-compacting concrete as function of temperature. In O. Wallevik and I. Nielsson, editors, *International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*, pages 808–817. RILEM Publications SARL, 2003.
- [130] JSCE-USC. -Recommendations for Design and Construction of Ultra-High Strength Fiber-Reinforced Concrete Structures-Draft. *Japanisches Institut für Normung*, pages p.1–152, 2002.
- [131] Kaneko, K. -Determination of pore size and pore size distribution 1. adsorbents and catalysts, review. *Journal Membrane Science*, Vol. 96:pp. 59–89, 1994.
- [132] Karthikeyan, J. -Role of Silica fume Concrete in Concrete Technology. In *1st International Symposium on UHPC*, pages 165–174, 2004.
- [133] Keizer, K., Uhlhorn, R. J. R., Zaspalis, V. T., and Burggraaf, A. J. -Transport and related (gas and vapour) separation in ceramic membranes. *Key Engineering Materials*, Vol. 61-62:pp. 143–154, 1991.
- [134] Kent, A. C. and Bowyer, J. M. Jr. -Thermal convection by air in small cells heated from below. *Industrial and Engineering Chemistry Fundamentals*, 11(3):pp. 319–323, 1972.
- [135] Kessler, H.-G. -Kugelmodell für Ausfallkörnungen dichter Betone. *Beton*, Heft 11:S. 63–76, 1984.
- [136] Kießl, K. -*Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen*. PhD thesis, Universität Essen, 1983.
- [137] Kießl, K. -Feuchtetransport in Bauteilen. *Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar*, Vol. 33(Heft 4):pp. 201–203, 1987.
- [138] Kirschner, H.-H. and Fritz, W. -Beitrag zur Kenntnis der Wärmeleitfähigkeit poröser Stoffe. In *-Wärme- und Stoffübertragung*, 1973.
- [139] Kittel, C. -*Einführung in die Festkörperphysik*. R. Oldenbourg Verlag München, 2013.
- [140] Kjellsen, K. O., Jennings, H. M., and Lagerblad, B. -Evidence of hollow shells in the microstructure of cement paste. *Cement and Concrete Research*, Vol. 26:pp. 593–599, 1996.
- [141] Kjellsen, K. O., Lagerblad, B., and Jennings, H. M. -Hollow-shell formation - An important mode in the hydration of Portland cement. *Journal of Materials Science*, Vol. 32:pp. 2921–2927, 1997.

- [142] Kjellsen, K.O. and Lagerblad, B. -Microstructure of tricalcium silicate and Portland cement system at middle periods of hydration - development of Hadley grains. *Cement and Concrete Research*, Vol. 37:pp. 13–20, 2007.
- [143] Klein, K. -Aufbau und Anwendung der Superwärmeeämmung (Superinsulation). *BWK*, 1(28):p.223–228, 1976.
- [144] Klinkenberg, L. J. -The permeability of porous media to liquids and gases. In *Drilling and Production Practice, American Petroleum Inst.*, pages 200–213, 1941.
- [145] Klopfer, H. -*Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen*. Bauverlag GmbH, 1974.
- [146] Kogbara, R. B., Iyengar, S. R., Grasley, Z. C., Masad, E. A., and Zollinger, D. G. -*Construction and Building Materials*, volume Vol.47, chapter A review of concrete properties at cryogenic temperatures: Towards direct LNG containment, pages 767–770. Elsevier Ltd., October 2013.
- [147] Koglin, B. -*Der Wärmetransport von Schaumstoffen*. PhD thesis, Technische Universität Berlin, 1967.
- [148] Koglin, B. -Über den Wärmetransport in Schaumstoffen und Sandwichplatten im Temperaturbereich zwischen 20K und 300K. In *Isolationstechnik*, pages S. 22–33, 1968.
- [149] Koglin, B. -Über den Wärmetransport in Schaumstoffen. *Kältetechnik-Klimatisierung*, pages S. 122–125, 1969.
- [150] Koglin, B. and Zimni, W. F. -Die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit der spezifischen Wärme und des Raumgewichts (Rohdichte) von Isolationen für mit flüssigem Wasserstoff gefüllte Raketentanks. *ELDO/CECLES Revue Technique*, Vol.2:S. 2–28, 1967.
- [151] Kollek, J. J. -The determination of the permeability of concrete to oxygen by the cembureau method- a recommendation. *Materials and Structures*, Vol. 22:pp. 225–230, 1989.
- [152] Komarneni, S., Menon, V. C., Pidugu, R., Goworek, J., and Stefaniak, W. -Temperature programmed desorption vs. n₂ desorption in determining pore-size distribution of mesoporous silica molecular sieves. *Journal Porous Materials*, Vol. 3:pp. 115–119, 1996.
- [153] König, G. and Tue, N. V. und Zink, M. -*Hochleistungsbeton - Bemessung, Herstellung und Anwendung*. Ernst und Sohn Verlag, 2001.

- [154] Kordts, S. and Breit, W. -Beurteilung der Frischbetoneigenschaften von Selbstverdichtendem Beton. *Beton Journal*, 53(11):pp. 565–571, 2003.
- [155] Kornprobst, T. -*Aerogele und Photokatalysatoren als Beispiele für innovative Baumaterialien*. PhD thesis, Universität München, 2013.
- [156] Korpa, A. and Trettin, R. -The influence of different drying methods on cement paste microstructures as rereflect by gas adsorption: Comparison between freeze-drying (F-drying), D-drying, P-drying and oven-drying methods. *Cement and Concrete Research*, Vol. 36:pp. 634–649, 2006.
- [157] Krischer, O. and Kast, O. -*Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*, volume 3. Springer, Berlin, 1978.
- [158] Krishna, R. -Describing the Diffusion of Guest Molecules Inside Porous Structures. *Proceedings of the 11th International Congress on the Chemistry of Cement*, pages pp. 171–180, 2003.
- [159] Krishna, R. and Wesselingh, J. A. -The Maxwell-Stefan approach to mass transfer. *Chemical Engineering Science*, Vol. 52:pp. 861–911, 1997.
- [160] Krus, M. -*Feuchtetransport und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe - Theoretische Grundlagen und neue Meßtechniken*. PhD thesis, Universität Stuttgart, 1995.
- [161] Krus, M. and Künzel, H. M. -Das Wasseraufnahmeverhalten von Betonbaustoffen. *IBP- Mitteilung 273 - Fraunhofer Institut für Bauphysik*, 1995.
- [162] Künzel, H. -*Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten*. PhD thesis, Institut für konstruktive Bauphysik der Universität Stuttgart, 1994.
- [163] Lauth, G.-J. -Wie beschreibt man ein Gas mikroskopisch. Zugriff am: 06.12.2015 - 13:19 Uhr.
- [164] Law, B. -LNG Storage Tanks: Concrete in an Ultra-Cold Environment. *Concrete Construction*, pages 1–2, June 1983.
- [165] Lehmann, C., Fontana, P., Müller U., and Meng, B. -Entwicklung von C-S-H Phasen in autoklaviertem Ultra-Hochleistungs-Beton (UHPC). *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStB) (Hrsg.)*, 2011.
- [166] Lemmon, E. W., Jacobsen, R. T., Penoncello, S. G., and Friend, D. G. -Thermodynamic Properties of Air and Mixtures of Nitrogen, Argon and Oxygen from 60 to 2000 K at Pressures to 2000 MPa. *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 29(2):pp. 331–385, 2000.

- [167] Lichtenfels, A. -Wärmespeicher aus Beton mit Edelstahlauskleidung. Beitrag zur Kostenübersicht verschiedener Langzeit-Wärmespeicher des Instituts für Thermodynamik und Wärmetechnik. Universität Stuttgart, 2000.
- [168] Lichtenfels, A. -Baukosten von Langzeit-Wärmespeichern. Kostenbasis für projektunabhängige Kalkulationen. Excel-Tabelle zur internen Verwendung für die Mitglieder des Arbeitskreises Langzeit-Wärmespeicher. Universität Stuttgart, September 2001.
- [169] Lichtenfels, A. and Reineck, K.-H. -The design and construction of the concrete hot water tank in Friedrichshafen for the seasonal storage of solar energy. Technical report, Universität Stuttgart, 2000.
- [170] Litvan, G.G. -Phase transition of adsorbates - effect of deicing agents on the freezing of cement paste. *Journal American Ceramic Society*, 58(1-2):p.26–30, 1975.
- [171] Litvan, G.G. -Adsorption systems at temperatures below the freezing point of the absorptive. *Advances in Colloid and Interface Science*, 9:p. 253–302, 1978.
- [172] Locher, F. W. -*Zement - Grundlagen der Herstellung und Verwendung*. Verlag Bau+Technik GmbH, Düsseldorf, 2000.
- [173] Locher, F. W. and Wischers, G. -*Zement-Taschenbuch*, chapter -Aufbau und Eigenschaften des Zementsteins. Bauverlag, 1972.
- [174] Lomize, G. M. -Flow in Fractured Rocks. *Gosenergoizdat*, page pp.127, 1951.
- [175] Louis, C. -*Strömungsvorgänge in klüftigen Medien und ihre Wirkung auf die Standsicherheit von Bauwerken*. PhD thesis, Universität Karlsruhe, 1967.
- [176] Lutz, P., Jensich, R., and Klopfer, H. -*Lehrbuch der Bauphysik*, volume 3. Auflage. Teubnerverlag, 1994.
- [177] Ma, J. -*Faserfreier Ultrahochfester Beton - Entwicklung und Materialeigenschaften*. PhD thesis, Universität Leipzig, April 2010.
- [178] Mehta, P. K. -*Concrete Structure Properties and Materials*, volume 2nd Edition. Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1986.
- [179] Mehta, P. K. and Manmohan, D. -Pore size distribution and permeability of hardened cement pastes. In *Proceedings of the Seventh International Congress on the Chemistry of Cement*, volume III, pages pp. VII-1–VII-5, 1980.

- [180] Meier, U. G. -Über das Gefrieren von Wasser. *Beton*, Vol. 29(No.1):S. 24–27, 1979.
- [181] Meier, U. G. and Harnik, A. B. -Das Gefrieren von Wasser in feinporösen Feststoffen. In *Cement and Concrete Research*, pages 545–552, 1978.
- [182] Melin, T. and Rautenbach, R. -*Membranverfahren: Grundlagen der Modul- und Anlagenauslegung*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2004.
- [183] Mindess, S., Young, J. F., and Darwin, D. -*Concrete*, volume 2nd Edition. Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, 2002.
- [184] Mitra, P. P., Latour, L. L., Kleinberg, R. L., and Sotak, C. H. -Pore-size distributions and tortuosity in heterogeneous porous media. *Journal of Magnetic Resonance*, 1995.
- [185] Möeser, B. -*Anorganische Bindemittel: Zement, Kalk, Spezielle Bindemittel*, chapter -Hydratation des Portlandzementes, pages 173–249. Bauhaus-Universität Weimar: Schriften 109, 1998.
- [186] Nierobis, L. -Wärmedämmstoffe. Zugriff am: 14.01.2015 - 18:00 Uhr.
- [187] Oberbeck, N. -Instationärer Wärme-Feuchte-Schadstofftransport in Beton: Theorie und Berechnung - Bericht Nr. 95-79. Technical report, Institut für Statik TU Braunschweig, 1995.
- [188] Ochs, F. -Weiterentwicklung der Erdbecken-Wärmespeichertechnologie-Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben. Technical report, Universität Stuttgart, 2007.
- [189] Ochs, F., Heidemann, W., and Müller-Steinhagen, H. -Effective thermal conductivity of moistened insulation materials as a function of temperature. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2007.
- [190] Okamura, H. and Ozawa, K. -*Concrete Library of JSCE*, chapter Mix design for self-compacting concrete, pages 107–120. JSCE, 1995.
- [191] Pagel Spezial-Beton GmbH & Co. KG. -Pagel- Vergussmörtel V1/10. Technical report, Pagel Spezial-Beton GmbH & Co. KG, 2014.
- [192] Papadakis, V. G. -Experimental investigation and theoretical modelling of silica fume activity in concrete. *Cement and Concrete Research*, Vol. 29:79–86, 1999.
- [193] Parrot, L. J., Patel, R. G., Killoh, D. C., and Jennings, H. M. -Effect of Age on Diffusion in Hydrated Alite Cement. *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 67:p. 233–237, 1984.

- [194] Plachenov, T. G. and Kolosencev, S. D. -Porometria. *Chimia*, 1981.
- [195] Pohl, A. -*Zur Parameterbestimmung und experimentellen Untersuchung physikalischer Eigenschaften von Speichergestein*. PhD thesis, TU-Freiberg, 1974.
- [196] Powers, T. C. -Basic considerations pertaining to freezing and thawing tests. In *Proceedings ASTM*, volume 55, pages p. 1132–1155, 1955.
- [197] Powers, T. C. -Structure and Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste. *Journal of the American Ceramic Society*, 1958.
- [198] Powers, T. C. -A working hypothesis for further studiee of frost resistance of concrete. *ACI Journal*, 41:p. 245–272, 1965.
- [199] Powers, T. C. and Brownyard, T. L. -Studies of the Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste. *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. 43:pp. 101–132, 249–336, 469–504, 549–602, 669–712, 845–880, 933–992, 1947.
- [200] Probert, S. D. and Hub, D. R. -Thermal Insulation. *Elsevier Publ.*, 1968.
- [201] Pusch, U. and Rostasy, F. S. -Stahlbeton- und Spannbetonbauteile bei extrem tiefer Temperatur - Versuche und Berechnungsansätze für Lasten und Zwang. In *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton*, number Heft 417 in 1, chapter pp. 7-92. Beuth Verlag GmbH, 1991.
- [202] Ramachandran, V.S and Beaudoin, J. J. -*Handbook of Analytical Techniques in Concrete Science and Technology: Principles, Techniques, and Applications*. Noyes Publications and William Andrew Publishing LLC, 2001.
- [203] Reineck, K.-H., Greiner, S., Reinhardt, H.-W., and Jooss.,M. -Dichte Heisswasser-Wärmespeicher aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton. Technical report, Universität Stuttgart, 2004.
- [204] Reineck, K.-H. and Lichtenfels, A. -Entwurf und Bemessung von Heisswasser-Wärmespeichern aus Konstruktionsbeton, Bautechnische Studie im Rahmen des BMBF-Vorhabens SSolar unterstützte Nahwärmeversorgung mit und ohne Langzeitwärmespeicher. Technical report, Universität Stuttgart, 1997.
- [205] Reinhardt, H.-W. and Jooss, M. -Permeability, diffusion, and capillary absorption of concrete at elevated temperature in the service range. *Otto-Graf-Journal*, Vol.9:pp. 34–47, 1998.

- [206] Richard, P. and Cheyrezy, M. -Composition of reactive powder concrete. In *Cement and Concrete Research* 25, pages 1501–1511, 1995.
- [207] Richard, P. and Cheyrezy, M. -Composition of Reactive Powder Concretes. *Cement and Concrete Research*, Vol. 25(No.7):pp. 1501–1511, 1995.
- [208] Richter, E., Jenisch, R., Freymuth, H., and Stohrer, M. -*Lehrbuch der Bauphysik*. Springer -Verlag, 2013.
- [209] Rigby, S. P., Fletcher, R. S., and Riley, S. N. -Characterisation of porous solids using integrated nitrogen sorption and mercury porosimetry. *Chemistry Engineering Science*, Vol. 50:pp. 41–51, 2004.
- [210] Röhling, S., Eifert, H., and Kaden, R. -*Betonbau: Planung und Ausführung*. Verlag Bauwesen, 2000.
- [211] Rose, D. A. -Water movement in porous materials. *Brit. Journal Appl. Phys.*, 14(5):pp.256–262, 1963.
- [212] Rose, D. A. -Water Movement in Unsaturated Porous Materials. *RILEM Bulletin*, 29:pp.119–124, 1965.
- [213] Rösli, A. and Harnik, A. B. -Zur Frost-Tausalz-Beständigkeit von Beton. *Schweizer Ingenieur und Architekt*, 1979.
- [214] Rosseland, S. -*Struktur der Materie in Einzeldarstellungen*, chapter - Astrophysik auf atomtheoretischer Grundlage. Verlag von Julius Springer, 1931.
- [215] Rostasy, F. S. and Wiedemann, G. -Abkühlversuch an einer Betonplatte. Technical report, Technische Universität Braunschweig, 1979.
- [216] Rostasy, F. S. and Budelmann, H. -Langzeitmaterialuntersuchungen für den Langzeitwärmespeicher Prototyp Wolfsburg. Technical report, Universität Braunschweig, 1986.
- [217] Rougeau, P. and Borys, B. -Ultra high performance concrete with ultrafine particles other than silica fume. In *International symposium on ultra high performance concrete*, pages 213–225, 2004.
- [218] Rouquerol, J., Avnir, D., Fairbridge, C. W., Everett, D. H., Haynes, J. H., Pernicone, N., Ramsay, J. D. F., Sing, K. S. W., and Unger, K. K. -Recommendations for the characterization of porous solids (IUPAC Recommendations 1994). *Pure and Applied Chemistry*, Vol. 66:pp. 1739–1758, 1994.

- [219] Rucker-Gramm, P. -*Modellierung des Feuchte- und Salztransports unter Berücksichtigung der Selbstabdichtung in zementgebundenen Baustoffen*. PhD thesis, Technische Universität München, 2008.
- [220] Ruike, M., Kasu, T., Setoyama, N., Suzuki, T., and Kaneko, K. -Inaccessible pore characterization of less-crystalline microporous solids. *Journal Physics Chemistry*, Vol. 98:pp. 9594–9600, 1994.
- [221] Schirmer, R. -Die Diffusionszahl von Wasserdampf-Luft-Gemischen und die Verdampfungsgeschwindigkeit. *VDI-Beiheft Verfahrenstechnik*, Heft 6:S. 170–177, 1938.
- [222] Schmidt, H. -Kapitel 3 - Adsorption und Diffusion in porösen Festkörpern. Technical report, Universität Duisburg, 2003.
- [223] Schmidt, M. -DFG Schwerpunktprogramm SPP1182 - Nachhaltiges Bauen mit ultra-hochfestem Beton. Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau - unpublished, February 2007.
- [224] Schmidt, Th. E. -über die Wärmeleitfähigkeit von Isolierstoffen. *Forschung Ingenieurwesen*, Vol.27:S.10–14, 1961.
- [225] Schneider, F. -Physikalische Chemie ii. Technical report, Universität Siegen, 2007.
- [226] Schneider, U. and Horvath, J. -Reactive Powder Concrete (RPC) Entwicklung und Verhalten. *Zement und Beton*, pages pp. 8–13, 2000.
- [227] Scholz, W., Knoblauch, H., Hiese, W., and Möhring, R. -*Baustoffkenntnis*. Werner Verlag, 2011.
- [228] Schönbacher, A. -*Thermische Verfahrenstechnik - Grundlagen und Berechnungsmethoden für Ausrüstungen und Prozesse*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002.
- [229] Schulz, M., Fisch, M. N., and Ebel, M. -Central Solar Heating Plant with Seasonal Storage in Hamburg-Bramfeld, Status and Experience from the Construction Phase. In *Proceedings of the EuroSun96*, pages 357–362, 1996.
- [230] Schwab, H. -*Vakuuminisationspaneele - Gas- und Feuchteintrag sowie Feuchte- und Wärmetransport*. PhD thesis, Universität Würzburg, 2004.
- [231] Schwarz, J. -*Untersuchung zur statistischen Verteilung der Betondruckfestigkeit und deren Einfluss auf das Sicherheitsniveau von Stahlbetonbauteilen*. PhD thesis, Universität Leipzig, 2015.

- [232] Scrivener, K. L. -*Materials Science of Concrete*, chapter Chapter: The Microstructure of Concrete, pages pp. 127–196. American Ceramic Society, 1989.
- [233] Setzer, M. J. -Einfluss des Wassergehalts auf die Eigenschaften des erhärteten Betons. *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStB)*, 1977.
- [234] Setzer, M. J. -The micro-ice-lens pump - a new sight of frost attack and frost action. In *CONSEC 2001 Conference proceedings*, pages 428–438, 1978.
- [235] SGL CARBON SE. -Produktdatenblatt Sigratex Grid 600. Technical report, SGL CARBON SE, 2012.
- [236] Shindo, Y., Hakuta, T., Yoshitome, H., and Inoue, H. -Gas diffusion in microporous media in knudsen's regime. *Journal of Chemical Engineering Japan*, Vol. 16:pp. 120–126, 1983.
- [237] Siddiqi, M. A. -Wärmeverlust durch verschiedene Wandmaterialien in einem kleinen Haus. Technical report, Universität Duisburg-Essen, 2012.
- [238] Siebel, E. and Müller, C. -*Ultrahochfester Beton. Innovationen im Bauwesen - Beiträge aus Praxis und Wissenschaft*, chapter -Geeignete Zemente für die Herstellung von UHFB, pages 13–24. Bauwerk Verlag, Berlin, 2003.
- [239] Siegel, R. and Howell, J. R. -*Thermal Radiation Heat Transfer*. MC Graw Hill Kogakusha Ltd., Tokio, 1972.
- [240] Simmler, H. and Brunner, S. -Vacuum insulation panels for building application: Basic properties, aging mechanisms and service life. *Energy and Buildings*, 2005.
- [241] Sing, K. S. W., Everett, D. H., Haul, R. A. W., Moscou, L., Pierotti, R. A., Rouquerol, J., and Siemieniowska, T. -Reporting Physisorption Data for Gas/Solid Systems with Special Reference to the Determination of Surface Area and Porosity (IUPAC Recommendations 1984). *Pure and Applied Chemistry*, Vol. 57:pp. 603–619, 1985.
- [242] Smolczyk, H. G. and Romberg, H. -Der Einfluss der Nachbehandlung und der Lagerung auf die Nacherhärtung und Porenradienverteilung von Beton. *Tonindustrie Zeitung*, Vol. 100(Heft 10):S. 349–357, 1976.
- [243] Smoluchowski, R. -Anisotropy of the Electronic Work Function of Metals. *Physical Review*, page pp. 661, 1941.

- [244] Specht, E. -*Wärme- und Stoffübertragung in der Thermoprozesstechnik - Grundlagen, Berechnungen, Prozesse*. Vulkan Verlag, 1 edition, August 2014.
- [245] Stauffer, D. and Aharony, A. -*Introduction to Percolation Theory*. Taylor & Francis, 1994.
- [246] Steeger, F. -Untersuchung geometrischer Kornformkennwerte und ihr Einfluss auf die Bildung des wasserzugänglichen Hohlraumes im offenporigen Beton. Technical report, Hochschule Magdeburg Stendal, 2014.
- [247] Stephenson, M. E. and Mark, M. -Thermal conductivity of porous materials. *ASHRAE*, pages p.75–81, 1961.
- [248] Stockhausen, N. -*Die Dilatation hochporöser Festkörper bei Wasseraufnahme und Eisbildung*. PhD thesis, TU München, 1981.
- [249] SWM. -Wasseranalyse der Trinkwasserversorgung Magdeburg GmbH - Mineralische Bestandteile. Technical report, Städtische Werke Magdeburg GmbH und Co. KG (SWM), 2015.
- [250] Talbot, C. and The Euclid Chemical Company. -Behavior of Self-Consolidating Concrete at Cryogenic Temperatures. *Concrete Technology*, Vol.1:pp. 1–6, 2009.
- [251] Taylor, H. F. W. -*Cement Chemistry*, volume Vol. 2. Thomas Telford, 1997.
- [252] Taylor, H. F. W., Famy, C., and Scrivener, K.L.,. -Delayed Ettringite Formation. *Cement and Concrete Research*, 2(No.31):pp. 683–693, 2001.
- [253] Tennet TSO GmbH. -Tatsächliche und prognostizierte Windenergieeinspeisung - 2012. Technical report, Tennet TSO GmbH - <http://www.tennetso.de>, 2012.
- [254] Tennis, P. D. and Jennings, H. M. -A model for two types of calcium silicate hydrate in the micro-structure of portland cement pastes. *Cement and Concrete Research*, Vol.30:pp. 855–863, 2000.
- [255] Thienel, K.-Ch. -Bauchemie und Werkstoffe des Bauwesens - Chemie und Eigenschaften mineralischer Baustoffe und Bindemittel. Technical report, Institut für Werkstoffe des Bauwesens - Universität München, 2008.
- [256] Thienel, K.-Ch. and Kustermann, A. -Sonderbetone. Technical report, Universität München, 2011.

- [257] Toussaint, B., Rehner, G., and Held, T. -*Sanierung von Grundwasserschäden: Defizite der Grundwassererkundung : Möglichkeiten und Grenzen konventioneller und neuerer Sanierungsverfahren*. Expert Verlag, 1998.
- [258] Tue, N. V., Kuchler, M., Ma, J., and Henze, S. -Überlegungen zur anwendungsorientierten Stoffzusammensetzung von UHFB. *Beton- und Stahlbetonbau*, Vol. 101(No.11):pp. 834–841, 2006.
- [259] Tue, N. V., Ma, J., and Orgass, M. -Influence of addition method of superplasticizer on the properties of fresh UHPC. In *2nd International Symposium on UHPC*, pages 93–100, 2008.
- [260] Tue, N. V. and Schneider, H. -In: *Ultrahochfester Beton - Innovationen im Bauswesen - Beiträge aus Praxis und Wissenschaft*, chapter -Hybride Konstruktionen mit UHFB, pages S. 227–238. Bauwerk Verlag, Berlin, 2003.
- [261] Uchikawa, H., Hanehara, S., and Sawaki, D. -Influence of kind and added timing of organic admixture on the composition, structure and property of fresh cement paste. *Cement and Concrete Research*, Vol. 25:353–364, 1995.
- [262] Universität Göttingen. -Die mittlere freie Weglänge. Zugriff am: 06.12.2015 - 13:08 Uhr.
- [263] Verein Deutscher Ingenieure e.V. (Hrsg.). -*VDI 2055 Blatt1:2008-09 - Wärme- und Kälteschutz von betriebstechnischen Anlagen in der Industrie und in der Technischen Gebäudeausrüstung - Berechnungsgrundlagen*. Beuth Verlag GmbH, 2008.
- [264] Verein Deutscher Ingenieure e.V. (Hrsg.). -*VDI -Wärmeatlas*. Springer-Verlag, 2013.
- [265] Verein Deutscher Zementwerke e.V. -*Zement-Taschenbuch*, chapter 4 - Hydratation des Zements und Gefüge des Zementsteins, pages 109–174. Verein Deutscher Zementwerke e.V., 2002.
- [266] Verfürth, R. -Numerische Strömungsmechanik. Technical report, Ruhr-Universität-Bochum, 1999.
- [267] Walraven, J. and Takada, K. -Selbstverdichtender Beton. *Zement/ Beton*, 1999.
- [268] Warnecke, H.-J. -Temperaturabhängigkeit des effektiven Diffusionskoeffizienten in porösen Stoffen. Technical report, Universität Paderborn, 2003.
- [269] Weigler, H. and Karl, S. -*Beton: Arten-Herstellung-Eigenschaften*. Ernst und Sohn Verlag, 1989.

- [270] Wiedemann, G. -*Zum Einfluss tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton*. PhD thesis, Technische Universität Carolo-Wilhelma zu Braunschweig, 1982.
- [271] Wikipedia. -Edelstahl. Zugriff am:, 10.09.2015 - 00:25 Uhr.
- [272] Wikipedia. -Wärmedämmung. Zugriff am:, 14.01.2015 - 17:54 Uhr.
- [273] Wikipedia. -Pyrogenes Siliciumdioxid. Zugriff am:, 14.01.2015 - 17:55 Uhr.
- [274] Wikipedia. -Metallhydrit. Zugriff am:, 20.01.2015 - 14:49 Uhr.
- [275] Wikipedia. -Arogel. Zugriff am:, 21.11.2015 - 09:37 Uhr.
- [276] Wikipedia. -Wärmeleitung. Zugriff am:, 23.11.2015 - 00:45 Uhr.
- [277] Willems, W. and Schild, K. -Schlanke Wände, warme Zimmer mit Vakuumdämmung. *Rubin*, 2004.
- [278] Willems, W. and Skottke, T. -Einsatz von Vakuum-Sandwichelementen in der Gebäudehülle. Technical report, Technische Universität Dortmund, 2011.
- [279] Wissenswiki. -Wärmedämmstoff. Zugriff am:, 14.01.2015 - 17:59 Uhr.
- [280] Wissenswiki. -Baustoffklasse. Zugriff am:, 14.01.2015 - 18:00 Uhr.
- [281] Wittmann, F. H. -Grundlagen eines Modells zur Beschreibung Charakteristischer Eigenschaften des Betons. *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb)*, pages S.45–95, 1977.
- [282] Wolf, M. -Entwicklung eines kostengünstigen Flüssiggasspeichers aus UHPC mit hocheffizienter Isolationswirkung zur dezentralen Energiespeicherung - Vorhabenbeschreibung für AIF-Drittmittelprojekt. Technical report, Hochschule Magdeburg-Stendal, 2013.
- [283] Wolf, M., Hinrichsmeyer, K., and Henze, S. -Entwicklung multifunktionaler Vakuum-Wandelemente zur Minimierung des Heizenergiebedarfs von Gebäuden - Vorhabenbeschreibung für AIF-Drittmittelprojekt. Technical report, Hochschule Magdeburg-Stendal, 2011.
- [284] Wolf, M., Hinrichsmeyer, K., and Henze, S. -Entwicklung multifunktionaler Vakuum-Wandelemente zur Minimierung des Heizenergiebedarfs von Gebäuden - Zwischenbericht für AIF-Drittmittelprojekt. Technical report, Hochschule Magdeburg-Stendal, 2012.

- [285] Young, J. F., Mindess, S., Bentur, A., and Gray, R. J. -*The Science and Terminology of Civil Engineering Materials*, volume 2nd Edition. Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1998.
- [286] Zagar, L. -Die Grundlagen zur Ermittlung der Gasdurchlässigkeit von feuerfesten Baustoffen. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Vol. 26(Heft 12):S. 777–782, 1955.
- [287] Zampini, D., Shah, S. P., and Jennings, H. M. -Early age microstructures of the paste-aggregate interface and its evolution. *Journal of Materials Research*, Vol. 13:1888–1898, 1998.
- [288] Zdravkov, D. B., Cermak, J. J., Sefara, M., and Janku, J. -Pore classification in the characterization of porous material: A perspective. *Central European Journal of Chemistry*, pages pp. 386–395, 2007.
- [289] Zech, B. -*Zum Gefrierverhalten des Wassers im Beton*. PhD thesis, Technische Universität München, 1981.
- [290] Zehendner, H. -Wärmeleitfähigkeitsmessungen an Schaumstoffen bei tiefen Temperaturen. *Kältetechnik-Klimatisierung*, pages 2–8, 1967.
- [291] Zeitler, G. M. -*Allgemein gültiges Modell zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit poröser Stoffe und Stoffschichten*. PhD thesis, Universität Essen, 2000.
- [292] Zeitler, M. and Schreiner, R. -Einfluss der Konvektion auf die Wärmeübertragung in Dämmkonstruktionen. *BWK*, 12:S. 525–531, 1989.
- [293] Ziarani, A. S. and Aguilera, R. -*Transport in Porous Media*, chapter Knudsen's Permeability Correction for Tight Porous Media, pages pp. 239–260. Springer Netherlands, 2016.
- [294] Zimni, W. F. and Meitzner, K. -Thermischen Eigenschaften von Schaumstoffen und ausgeschäumten GFK-Honigwaben zwischen 20K und 300K. *Kältetechnik-Klimatisierung*, Vol.22(Nr. 2):S. 34–40, 1970.

Anlage A

(Anlagen zum derzeitigen Stand der Technik)

Anlage A.1 - Anlagen zur chronologischen Entwicklung von Flüssigkeitsspeichern aus Beton

Tab. A.1.1: Historie der Pilot- und Forschungs-Langzeit-Wärmespeicher mit Datum der Inbetriebnahme, Volumen (V), Fläche (A), Verhältnis von Höhe (h) zu Durchmesser (d) und Verhältnis von Oberfläche (A) zu Volumen (V) nach OCHS [188]

Name	Land	Datum	Geometrie	V	A	h/d	A/V
				in [m ³]	in [m ²]	in [-]	in [1/m]
Studsvik	S	1978	zylindrisch mit Pyramidenstumpf an Decke und Boden	800	550	6.0/12.6	0.69
Lombohov	S	1980	zylindrisch	10.000	1.750	12.0/32.4	0.18
Särö	S	1989	zylindrisch	640	n/a	n/a	n/a
Rottweil	D	1994	zylindrisch	600	289	5.0/13.0	0.48
Lisse	NL	1994	zylindrisch	1.000	n/a	n/a	n/a
Hamburg	D	1996	zylindrisch	4.500	1.650	10.7/25.7	0.37
Friedrichshafen	D	1996	zylindrisch mit Pyramidenstumpf an Decke und Boden	12.000	2.796	19.4/32.4	0.23
Ilmenau	D	1998	zylindrisch	300	262	8.0/7.2	1.14
Hannover	D	2000	zylindrisch mit Pyramidenstumpf an Decke und Boden	2.750	1.135	11.1/19.0	0.41
Attenkirchen	D	2001	zylindrisch	500	350	8.0/8.9	0.70
Crailsheim	D	2006	zylindrisch	480	362	14.5/6.3	0.75
München	D	2006	zylindrisch mit Pyramidenstumpf an Decke und Boden	6.000	1.800	16.1/24.6	0.30

Tab. A.1.2: Wärmeverluste realisierter Pilot- und Forschungs-Langzeit-Wärmespeicher nach OCHS [188]

	Jahr	Volumen [m ³]	Q _{mess} [MWh/a]	Q _{mess} ¹⁾ [kWh/(m ² Ka)]	T _{av} -T _a [K]
Hamburg	1996	4.500	360 - 430	5.7	42
Friedrichshafen	1996	12.000	320 - 360	2.5	49
Hannover	2000	2.750	90 - 100	2.5	33

¹⁾ Wärmeverluste bezogen auf die Hüllfläche und die mittlere Temperaturdifferenz zwischen Speicher (T_{av}) und Umgebung (T_a)

Anlage A.2 - Übersicht der Dämmstoffe

Tab. A.2.1: Übersicht und Leistungsmerkmale der Dämmstofftypen - Eigenschaften und Leistungsmerkmale nach [18, 19, 83, 186, 272, 273, 279, 280]

Dämmstoff	Struktur	Stoffgruppe	Chemische- gruppe	Extrakte in [kg/m ³]	Wärmedämmwert in [W/(mK)]	spez. Wärmeleitfähigkeit in [W/(kgK)]	Wasserdampf- diffusions- widerstand	überlegende Perzent	Porosität	durchschnittl. Porendurch- messer	Lieferform	Empfehlungen nach DIN EN ISO 113 Klassifizierung nach Euroklassen
Alumosilikate (Zolle)	Kristallin	Mineralisch- organisch	anorganisch	1600-1800	0,100-0,600	712-880	8	offen	24-32%	2-50 mm	Schüttung	A2-s1,d0
Baumwolle	Faser	Mineralisch- Pflanzlich	organisch	20-60	0,040-0,050	840	1,2	offen	ca 90%	k.A.	Matte	E
Bühnenwolle	Granulat	Mineralisch- Synthetisch	anorganisch	120-390	0,060-0,070	800	5	offen	>80%	k.A.	Schüttung	A1
Bühnenwolle (Vermiculit)	Granulat	Mineralisch	anorganisch	70-170	0,060-0,070	1.000-1.150	3-4	geschlossen*	>80%	k.A.	Schüttung	A1
Bühnenwolle (Vermiculit)	Granulat	Mineralisch	anorganisch	<100	0,045-0,065	1.000	3	offen	>80%	k.A.	Schüttung	A1
Bühnenwolle (Vermiculit)	Granulat	Mineralisch	anorganisch	170-600	0,100-0,180	1.100	2-8	geschlossen*	>80%	k.A.	Schüttung	A1, A2-s1, d0
Bühnenwolle (Vermiculit)	Granulat	Mineralisch	anorganisch	200-800	0,050-0,070	250-1.000	2-6	offen	>90%	k.A.	Platte	A1, A2-s1, d0
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	30-80	0,037-0,019	2.150	1,2	offen	>70%	<50 µm	Flecks, Platte	B1,2, d0
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	20-50	0,040-0,030	1.600	1-2	offen	>80%	k.A.	Platte	B1,2, d0
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	1800-2200	0,040-0,030	800-1.050	∞	offen	80-99,8%	<30 nm	Schüttung	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	105-240	0,050-0,070	1.900	1-3	offen	>90%	k.A.	Schüttung	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	262	0,1013	1.013	2,44	offen	<95%	k.A.	Flecks, Vlies u. Matte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	20-153	0,038-0,051	840-1.100	1-2	offen	>90%	k.A.	Flecks, Vlies u. Matte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	20-80	0,040-0,048	840-2.300	1-2	offen	k.A.	k.A.	Platte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	>10	0,035-0,040	1.500	1-3	geschlossen*	k.A.	k.A.	Platte	E
Cellulose	Faser, Span	Pflanzlich	organisch	30-275	0,040-0,070	2.000-2.100	5-10	offen	50-70%	k.A.	Platte, Schüttung	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	350-600	0,093	2.100	2-5	offen	50-70%	k.A.	Platte	BE
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	350	0,031-0,040	2.325-2.350	1,2	offen	k.A.	k.A.	Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	1500	0,031-0,040	1.500	1,2	offen	k.A.	k.A.	Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	>240	1,300-1,800	800-900	100,000	gemischt	20-40%	k.A.	Matte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	70-120	0,040-0,050	1.500	1	offen	<91%	k.A.	Platte u. Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	65-160	0,036	1.800	5-30	offen	89-91%	k.A.	Schüttung, Platte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	33	59	924	2-5	k.A.	k.A.	k.A.	Platte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	6-11	0,035	k.A.	1-2	offen	k.A.	k.A.	Platte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	90-130	0,045	1.300	3-5	offen	<95%	k.A.	Platte, Matte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	700-1.000	0,16-0,28	k.A.	k.A.	offen	55-71%	k.A.	Platte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	80-180	>0,050	1.000	2-5	geschlossen*	>80%	k.A.	Schüttung	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	21-160	0,022	1.500-1.850	10-80	geschlossen*	>80%	k.A.	Platte	B-1,d0, C-2,d0
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	15-200	0,035-0,045	1.500	3-7	geschlossen*	5-98%	k.A.	Vlies	BE
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	15-20	0,035-0,040	1.500	1-2	geschlossen*	>98%	k.A.	Matte	BE
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	15-30	0,035-0,040	1.210-1.560	20-100	gemischt	<98%	k.A.	Platte	D, E, F, G, C
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	20-50	0,020-0,040	1.400-1.500	80-250	gemischt	<98%	k.A.	Platte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	30-80	0,020-0,030	1.400-1.500	30-100	gemischt	>90%	k.A.	Platte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	200	0,018-0,044	800-1.050	∞	offen	80-99,8%	RECHT POREN BIS ca. 300 nm	Platte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	40	0,022-0,025	k.A.	10-40	geschlossen*	k.A.	k.A.	Platte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	15-100	0,035-0,046	1.700	1-5	offen	k.A.	k.A.	Flecks, Matte, Schüttung u. Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	110-155	0,040-0,070	840	∞	gemischt	k.A.	k.A.	Schüttung u. Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	190-220	0,038-0,065	1.300	2	offen	k.A.	k.A.	Matte, Vlies u. Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	80-220	0,035-0,040	840-1.000	1-2	offen	>90%	k.A.	Flecks, Vlies u. Matte	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	70-80	0,045	2.000	1	offen	k.A.	k.A.	Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	3-500	0,032-0,021	1.000-1.500	2-11	offen	80-99,8%	2-50 mm	Matte, Platte, Vlies u. Schüttung	A1, E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	22-200	0,035-0,040	840	1-2	offen	>90%	k.A.	Flecks, Vlies u. Schüttung	A1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	300-130	0,080	1.300	2	offen	k.A.	k.A.	Matte	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	85-115	0,052	1.300	2	offen	k.A.	k.A.	Matte, Vlies	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	160-190	0,004-0,008	800-1.000	∞	offen	80-99,8%	5-50 mm	Panel	E
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	n.A.	0,003-0,006	800-1.000	∞	offen	80-99,8%	5-50 mm	Panel	A1, B1
Cellulose	Faser	Pflanzlich	organisch	35-50	0,040-0,042	2.200	1-2	offen	k.A.	k.A.	Matte	E

* Nur Offenburg im Sinne der aufgeführten Zwischenräume innerhalb einer Schüttung

Anlage B

(Anlagen zur konzeptionellen Entwicklung)

Anlage B.1 - Voruntersuchungen zur Parameterbestimmung

Tab. B.1.1: Mischungsentwurf UHPC Typ N-K zur Parameterbestimmung

	Masse in [kg]	Dichte in [kg/dm ³]	Gesamtprozent	M% v. Zement	Volumen in [dm ³]	Masse auf 1 m ³ Beton
Wasser:	220,0000 kg	1,00 kg/dm ³	9,22 %	26,45%	220,000000 dm ³	222,38 kg/m ³
Compound:	1210,0000 kg	3,05 kg/dm ³	50,73 %		396,721311 dm ³	1223,06 kg/m ³
Sand:	932,0000 kg	2,65 kg/dm ³	39,08 %	85,29%	351,698113 dm ³	942,06 kg/m ³
Fließmittel:	22,99 kg/m ³	1,10 kg/dm ³	0,97 %	1,90%	20,900000 dm ³	23,24 kg/m ³
Summe:	2384,9900 kg		100,01 %	113,64%	989,319425 dm³	2410,74 kg/m³

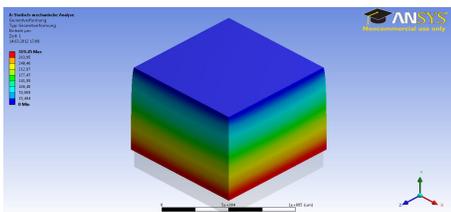


Abb. B.1.2: FEM-Berechnung zur Würfelstauchung eines UHPC-Würfels mit den Kantenlängen $l=100$ mm

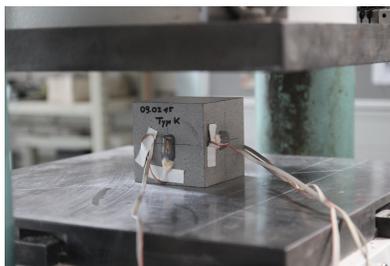


Abb. B.1.3: Messaufbau zur E-Modulbestimmung - Wheatstone'sche Brückenschaltung; DMS ausgeführt als Halbbrücke

Anlage B.2 - Simulation des VIW-Elements

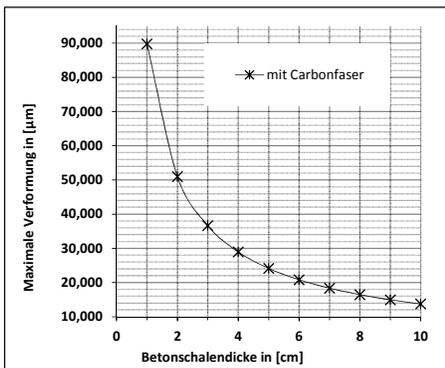


Abb. B.1.4: Maximale Durchbiegung der Herstellungsvariante 1 mit Carbonfaser

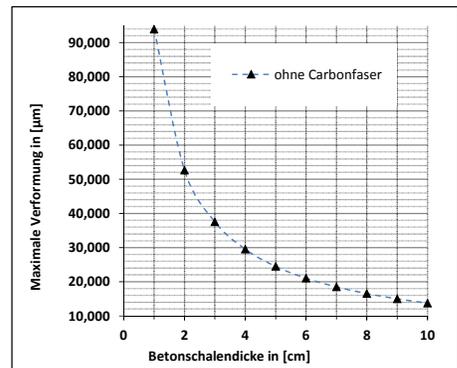


Abb. B.1.5: Maximale Durchbiegung der Herstellungsvariante 1 ohne Carbonfaser

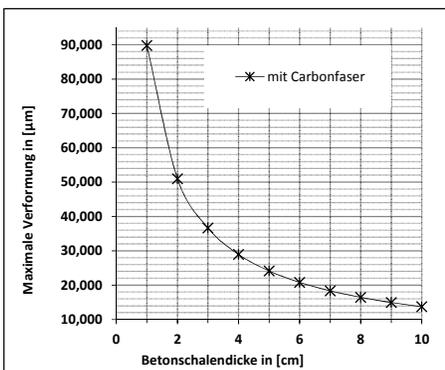


Abb. B.1.6: Maximale Durchbiegung der Herstellungsvariante 2 mit Carbonfaser

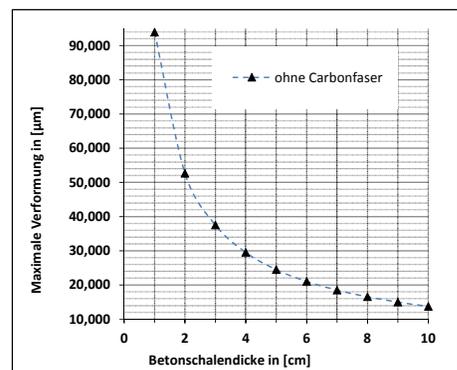


Abb. B.1.7: Maximale Durchbiegung der Herstellungsvariante 2 ohne Carbonfaser

Anlage B.3 - Berechnung zur Abschätzung des Einflusses der Rissweite auf die Durchströmung des Festkörpers

Die Dynamik von Newtonschen Fluiden (Fluide mit linear viskosem Verhalten) kann im Grunde sowohl für kompressible als auch für inkompressible Fluide vollständig durch die nichtlinearen, mehrdimensionalen, partiellen Differentialgleichungen von Claude L. M. H. Navier und George G. Stokes (Navier-Stokes-Gleichungen) beschrieben werden. Hierzu kann unter Anwendung des Impulserhaltungssatzes (Herleitung siehe Anlage E3), welcher sich zu

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \operatorname{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) = \rho \vec{f} + \operatorname{div} \underline{\mathbb{T}} \quad \text{in } \Omega \times (0, \infty) \quad (\text{B.3.1})$$

ergibt, mittels der Gleichungen E.3.1.4, E.3.2.7 und E.4.1, den Annahmen (1) und (2) innerhalb des Anhangs E sowie unter der Annahme, dass „ f “ für die Feldstärke des Schwerfeldes „ \vec{g} “ (Fallbeschleunigung oder Erdbeschleunigung) steht, die Navier-Stokes Gleichung für kompressible Fluide wie folgt umgeformt werden:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) = -\operatorname{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) - \operatorname{grad} p + (\eta + \eta_{vol}) \operatorname{grad} \operatorname{div} \vec{v} + \eta \Delta \vec{v} + \rho \vec{g} \quad (\text{B.3.2})$$

Ferner kann diese, in Anlehnung an die Ausführungen von [228] in die nachstehende konservative Schriftform überführt werden:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) = & \underbrace{-\langle \vec{v} \cdot \operatorname{grad} \rangle (\rho \vec{v}) - (\rho \vec{v}) \operatorname{div} \vec{v}}_{\substack{\text{volumenbezogene} \\ \text{Trägheitskraft } F_{T,v}}} - \underbrace{\operatorname{grad} p}_{\text{Druckkraft } F_p} \\ & + \underbrace{(\eta + \eta_{vol}) \operatorname{grad} \operatorname{div} \vec{v} + \eta \Delta \vec{v}}_{\substack{\text{volumenbezogene} \\ \text{Zähigkeitskraft } F_{\eta,v}}} + \underbrace{\rho \vec{g}}_{\text{Gravitationskraft } F_G} \end{aligned} \quad (\text{B.3.3})$$

Entsprechend Gleichung B.3.3 wirken somit die nachfolgenden Kräfte auf ein Flüssigkeitsteilchen:

- Äußere bzw. Gravitationskräfte: $F_G = m \cdot \vec{g}$
- Reibungs- bzw. Zähigkeitskräfte: $F_r = -\eta A \frac{d\vec{v}}{dx}$
- Druckkräfte: $F_p = \Delta p \cdot A = (p_2 - p_1) \cdot A$
- Trägheitskräfte: $F_T = m \cdot \vec{a} = m \frac{d\vec{v}}{dt}$

Gemäß der Annahme zum stationären Verhalten der Strömung werden die Flüssigkeitsteilchen nach der anfänglichen Beschleunigungsphase¹ nicht weiter beschleunigt und die Strömungsgeschwindigkeit verhält sich zeitlich konstant. Daraus resultierend können die Trägheitskräfte vernachlässigt werden.

Mit Bezug auf das Reynolds'sche Ähnlichkeitsgesetz und unter Vernachlässigung äußerer Gravitationskräfte kann angenommen werden, dass die Druckdifferenz in Fließrichtung innerhalb eines Hohlzylinders „ $\Delta p = p_2 - p_1$ “ sei und diese eine Kraft „ F_p “ auf den Flüssigkeitskörper mit der Querschnittsfläche „ $\Pi \cdot r^2$ “, dem Radius „ r “ und der Länge „ l “ ausübt.

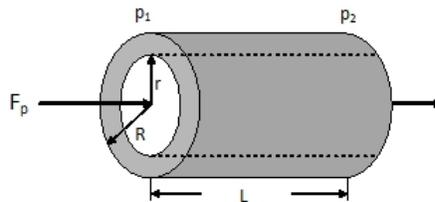


Abb. B.3.1: Rohrquerschnitt

Mit Berücksichtigung der auf die Mantelfläche ($A_{m,zyl} = 2\Pi rL$) des Hohlzylinders wirkenden Reibungskraft ergibt sich gemäß Abb. B.3.1 folgende Kräftebilanz:

¹Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit resultierend aus der Querschnittsveränderung beim Rohr-/Hohlzylindereintritt, siehe Kontinuitätsgesetz E.3.1.4

$$\Delta p \Pi r^2 = -\eta 2\Pi r L \frac{d\vec{v}}{dr} \quad (\text{B.3.4})$$

Wird diese nach $d\vec{v}$ umgeformt:

$$d\vec{v} = \frac{\Delta p \Pi r^2}{\eta 2\Pi r L} dr \quad (\text{B.3.5})$$

und an einer beliebigen Stelle der Strömung hin zum Rand integriert, ergibt sich $v(r)$ zu:

$$\begin{aligned} v(r) &= \int_r^R \frac{l}{2\eta} \frac{\Delta p}{l} r dr = \frac{l}{2\eta} \frac{\Delta p}{l} \int_r^R r dr \\ &= \frac{l}{2\eta} \frac{\Delta p}{l} \frac{r^2}{2} \Big|_r^R + C \\ &= \frac{l}{4\eta} \frac{\Delta p}{l} (R^2 - r^2) + C \end{aligned} \quad (\text{B.3.6})$$

Durch Berücksichtigung der Randbedingung $v(r=R)=0$ ergibt sich die Integrationskonstante C zu $C=0$. Resultierend daraus ergibt sich die Geschwindigkeitsverteilung innerhalb des Hohlzylinders (von der Mitte der Strömung bis zum Rand) zu:

$$v(r) = \frac{l}{4\eta} \frac{\Delta p}{l} (R^2 - r^2) \quad (\text{B.3.7})$$

Über den Volumenstrom ($\dot{V} = \frac{dV}{dt} = \int v(r) dA$) und dem Umfang der Hohlzylinderquerschnittsfläche ($dA = 2\Pi r$) kann durch Einsetzen der Gleichung B.3.7 die Hagen-Poiseuille-Gleichung

$$\begin{aligned}
\dot{V} &= \frac{dV}{dt} = \int v(r) dA = \int_0^R v(r) 2\pi r dr \\
&= \frac{\Delta p}{4\eta l} \int_0^R (R^2 - r^2) 2\pi r dr \\
&= \frac{\Delta p \pi}{2\eta l} \left(R^2 \int_0^R r dr - \int_0^R r^3 dr \right) \\
&= \frac{\Delta p \pi}{2\eta l} \left(\frac{R^2 r^2}{2} \Big|_0^R - \frac{r^4}{4} \Big|_0^R \right) \\
&= \frac{\Delta p \pi}{2\eta l} \left(\frac{R^4}{2} - \frac{R^4}{4} \right) \\
&= \frac{\Delta p \pi}{2\eta l} \frac{R^4}{4} \\
&= \frac{\Delta p \pi}{8\eta l} R^4
\end{aligned} \tag{B.3.8}$$

hergeleitet werden. Mit Fokus auf den Term R^4 der Gleichung B.3.8 wird deutlich, dass das Durchflussvolumen mit der 4. Potenz des Hohlzylinderradius ansteigt. Demzufolge würde eine Verdopplung des Porendurchmessers einen Anstieg des Volumenstroms auf das 16-fache nach sich ziehen.

Im Gegensatz zu der idealisierten Betrachtung einer zylindrischen Modellkapillare treten in der Praxis allerdings eher Risse auf, die, gemäß ihrer meist annähernd parallel verlaufenden Rissufer, eher einer quadratischen Form folgen.

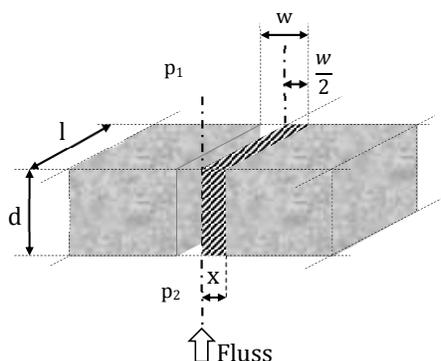


Abb. B.3.2: Durchflussschema durch einen Riss, modifiziert nach Jacobs [122]

Entsprechend Abb. B.3.2 kann die Energiebilanz für den Durchfluss durch einen Riss/Spalt der Breite w (aus Symmetriegründen erfolgt die Berechnung mit $w/2$), unter Annahme einer stationären Strömung, wie folgt angenommen werden [122, 128]:

$$(p_2 - p_1) \cdot l \cdot x = -\eta \cdot d \cdot l \cdot \frac{\partial v}{\partial x} \quad (\text{B.3.9})$$

Durch Umformung nach v und unbestimmter Integration erhält man:

$$v = -\frac{(p_2 - p_1)}{2 \cdot d \cdot \eta} \cdot x^2 + C \quad (\text{B.3.10})$$

Unter der Annahme, dass die Geschwindigkeit der Strömung am Rand Null ist ($v(w/2)=0$), ergibt sich die Integrationskonstante C durch Einsetzen von $x = w/2$ zu:

$$\frac{(p_2 - p_1)}{2 \cdot d \cdot \eta} \cdot \frac{w^2}{4} + C = 0 \Rightarrow C = -\frac{(p_2 - p_1)}{2 \cdot d \cdot \eta} \cdot \frac{w^2}{4} \quad (\text{B.3.11})$$

welche eingesetzt in Gl. B.3.10,

$$v = -\frac{(p_2 - p_1)}{2 \cdot d \cdot \eta} \left(\frac{w^2}{4} - x^2 \right) \quad (\text{B.3.12})$$

ergibt. Daraus resultierend ergibt sich der Durchfluss (Volumenstrom) \dot{V} durch einen Riss / Spalt der Breite w zu:

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 2 \int_0^{\frac{w}{2}} v \cdot l \, dw \\ &= 2 \frac{(p_2 - p_1)}{2 \cdot d \cdot \eta} \cdot \frac{w^2}{4} \cdot l \cdot \frac{w}{2} - 2 \frac{(p_2 - p_1)}{2 \cdot d \cdot \eta} \cdot \frac{w^3}{24} \cdot l \\ &= \frac{(p_2 - p_1)}{d \cdot \eta} \cdot l \cdot \frac{w^3}{12} \end{aligned} \quad (\text{B.3.13})$$

Anlage C

(Anlagen zu den theoretischen Vorbetrachtungen)

Anlage C.1 - Hydratation und physikalische Struktur von Betonen

Tab. C.1.1: Notation chemischer Formeln in der Zementindustrie vgl. [14, 87, 252]

A = Al ₂ O ₃	K = K ₂ O	\overline{C} = CO ₂
C = CaO	M = MgO	\overline{N} = NO ₂
Cs = CaSO ₄	N = Na ₂ O	\overline{P} = PO ₃
CH = Ca(OH) ₂	S = SiO ₂	\overline{S} = SO ₃
F = Fe ₂ O ₃	T = TiO ₂	\overline{F} = FeO
H = H ₂ O		
<i>Beispiele:</i>		
<i>wasserfreie Phasen</i>		
CA	= CaOAl ₂ O ₃	= CaAl ₂ O ₄
C ₁₂ A ₇	= 12CaO · 7Al ₂ O ₃	= Ca ₁₂ Al ₁₄ O ₃₃
CA ₂	= CaO · 2Al ₂ O ₃	= CaAl ₄ O ₇
C ₄ AF	= 4CaO · Al ₂ O ₃ · Fe ₂ O ₃	= Ca ₂ AlFeO ₅
β-C ₂ S	= β-2CaO · SiO ₂	= β-Ca ₂ SiO ₄
C ₂ MS ₂	= 2CaO · MgO · 2SiO ₂	= Ca ₂ MgSi ₂ O ₇
C ₂ AS	= 2CaO · Al ₂ O ₃ · SiO ₂	= Ca ₂ Al ₂ SiO ₇
CT	= CaO · TiO ₂	= CaTiO ₃
C ₆ A ₄ (M,f)S	= 6CaO · 4Al ₂ O ₃ (Mg·Fe)O · SiO ₂	= Ca ₆ Al ₈ (Mg·Fe)SiO ₂₁
<i>Hydratisierte Phasen</i>		
CAH	= CaO · Al ₂ O ₃ · 10H ₂ O	= Ca[Al(OH) ₄] ₂ 6H ₂ O
C ₂ AH ₈	= 2CaO · Al ₂ O ₃ · 8H ₂ O	= Ca ₂ [Al(OH) ₅] ₂ 3H ₂ O
C ₃ AH ₆	= 3CaO · Al ₂ O ₃ · 6H ₂ O	= Ca ₃ [Al(OH) ₆] ₂ H ₂ O
C ₄ AH ₁₃	= 4CaO · Al ₂ O ₃ · 13H ₂ O	= Ca ₂ [Al(OH) ₇] ₂ 3H ₂ O
C ₂ ASH ₈	= 2CaO · Al ₂ O ₃ · SiO ₂ · 8H ₂ O	= Ca ₂ Al ₂ SiO ₇ 8H ₂ O
AH ₃	= Al ₂ O ₃ · 3H ₂ O	= Al(OH) ₃

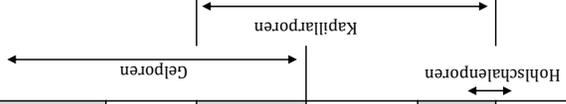
Tab. C.1.2: Röntgenographische Eigenschaften der wichtigsten kristallinen C-S-H-Phasen nach GARBEV [79]. Als Dichte ist die kalkulierte kristallographische Dichte (berechnet mit PowderCell nach Kraus und Nolze in 1996, 1999) angegeben. Die linearen Absorptionskoeffizienten bei Röntgen- und Gammastrahlung (μ') sind für $\lambda=0,154056$ nm ($\text{CuK}\alpha_1$) mit dem Programm FPRIME (Cromer, 1983) berechnet. Für pulverförmige Proben müssen die μ' -Werte mit 0.6 (Packungsdichte) multipliziert werden vgl. [79]

Phase	C/S-Verhältnis	Formel	ICSD-Nr.	Dichte	Molmasse	Massenschwächungskoeffizient	Absorptionskoeffizient
				ρ in $[\text{g}/\text{cm}^3]$	M in $[\text{g}/\text{mol}]$	μ^* in cm^2/g	μ' in cm^{-1}
<i>Nesosilikate (Inselilikate mit weiteren Anionen)</i>							
Afwillit	(1,5)	$\text{Ca}_2(\text{SiO}_3\text{OH})_2 \cdot 2(\text{H}_2\text{O})$	18	2,60	342,45	73,492	190,836
Bultfontein	(2,0)	$\text{Ca}_4(\text{SiO}_3\text{OH})_2(\text{OH},\text{F})_2 \cdot 2(\text{H}_2\text{O})$	45301	2,67	416,48	77,320	206,060
α -C ₂ SH	(2,0)	$\text{Ca}_2(\text{SiO}_3) \cdot (\text{H}_2\text{O})$	73404	2,72	190,25	84,199	229,105
Reinhardbraunsit	(2,5)	$\text{Ca}_3(\text{SiO}_3)_2(\text{OH})_2$	200924	2,89	419,57	89,778	259,571
<i>Sorosilikate mit [Si₂O₇]- und [SiO₄]-Gruppen</i>							
Dellait	(2,0)	$\text{Ca}_6(\text{Si}_2\text{O}_7)(\text{SiO}_4)_2(\text{OH})_2$	201448	2,96	534,73	89,239	264,683
<i>Sorosilikate mit [Si₂O₇]-Gruppen</i>							
Killalait	ca. 1,5	$\text{Ca}_6(\text{Si}_2\text{O}_7)_2 \cdot (\text{H}_2\text{O})$	200124	3,03	594,82	85,073	258,074
Jaffeit	(3,0)	$\text{Ca}_6(\text{Si}_2\text{O}_7)(\text{OH})_6$	39725	2,59	458,61	87,639	227,208
<i>Sorosilikate mit [Si₃O₁₀]- und [SiO₄]-Gruppen</i>							
Kilchoanit	(1,5)	$\text{Ca}_6(\text{SiO}_4)(\text{Si}_3\text{O}_{10})$	34354	3,00	576,84	83,073	251,577
C ₆ S ₂	(1,6)	$\text{Ca}_6(\text{SiO}_4)(\text{Si}_3\text{O}_{10})$	-	2,98	749,05	87,395	260,613
<i>Inosilikate (Kettensilikate)</i>							
1,4 nm-Tobermorit	(0,83)	$\text{Ca}_2(\text{Si}_6\text{O}_{16})(\text{OH})_2 \cdot 8(\text{H}_2\text{O})$	-	2,28	803,44	60,231	137,326
1,1 nm-Tobermorit	(0,75)	$\text{Ca}_{1,5}(\text{Si}_6\text{O}_{16})(\text{OH}) \cdot 5(\text{H}_2\text{O})$	-	2,51	711,85	61,319	153,698
1,1 nm-Tobermorit	(0,66)	$\text{Ca}_4(\text{Si}_6\text{O}_{15})(\text{OH})_2 \cdot 5(\text{H}_2\text{O})$	87690	2,45	692,81	58,399	143,212
Klinotobermorit	(0,83)	$\text{Ca}_2(\text{Si}_6\text{O}_{17}) \cdot 5(\text{H}_2\text{O})$	87688	2,61	730,89	64,080	167,256
0,9 nm-Tobermorit	(0,83)	$\text{Ca}_2(\text{Si}_6\text{O}_{16})(\text{OH})_2$	87689	2,86	658,89	71,354	204,428
1,0 nm-Tobermorit	(0,66)	-	-	-	-	-	-
Jennit	(1,5)	$\text{Ca}_3\text{H}_2\text{Si}_4\text{O}_{11}(\text{OH})_6 \cdot 6(\text{H}_2\text{O})$	-	2,33	1063,37	71,934	167,678
Xonolit (Belov)	(1,0)	$\text{Ca}_4(\text{Si}_6\text{O}_{17})(\text{OH})_2$	20702	2,78	714,97	73,691	205,072
Xonolit (Kudoh)	(1,0)	$\text{Ca}_4(\text{Si}_6\text{O}_{17})(\text{OH})_2$	-	2,66	714,97	75,398	200,786
Foshagit	(1,33)	$\text{Ca}_4(\text{Si}_6\text{O}_9)(\text{OH})_{10}$	25818	2,74	422,58	78,387	214,389
Hillebrandit	(2,0)	$\text{Ca}_2(\text{SiO}_3)(\text{OH})_2$	80127	2,68	190,25	82,660	221,523
<i>Gemischte Ketten- und Schichtsilikate</i>							
Okenit	(0,55)	$\text{Ca}_{10}\text{Si}_{18}\text{O}_{46} \cdot 18(\text{H}_2\text{O})$	31207	2,31	1966,57	54,665	126,186
<i>Phyllosilikate (Schichtsilikate)</i>							
Nekoit	(0,5)	$\text{Ca}_3(\text{Si}_6\text{O}_{15}) \cdot 7(\text{H}_2\text{O})$	100436	2,22	654,84	51,796	114,774
Reyerit	(0,66)	$(\text{Na},\text{K})_2\text{Ca}_4(\text{Al}_2\text{Si}_{22}\text{O}_{58})(\text{OH})_6 \cdot 6(\text{H}_2\text{O})$	68171	2,64	2513,12	61,100	161,489
	(0,58)	$\text{Ca}_4\text{Si}_{24}\text{O}_{68}(\text{OH})_6 \cdot 6(\text{H}_2\text{O})$	-	2,60	2407,04	61,531	160,228
Gyrolith	(0,66)	$\text{NaCa}_{16}(\text{AlSi}_{23}\text{O}_{68})(\text{OH})_6 \cdot 14(\text{H}_2\text{O})$	68199	2,44	2663,20	60,049	146,367
		$\text{Ca}_4\text{Si}_{24}\text{O}_{68}(\text{OH})_6 \cdot 14(\text{H}_2\text{O})$	-	-	-	-	-
Truscottit	(0,58)	$\text{Ca}_4\text{Si}_{24}\text{O}_{58}(\text{OH})_6 \cdot 2(\text{H}_2\text{O})$	-	2,47	2335,04	63,137	155,950
K-Phase	(0,44)	$\text{Ca}_4\text{Si}_{10}\text{O}_{38}(\text{OH})_2$	20414	2,40	1371,91	59,520	143,324
Z-Phase	(0,56)	$\text{Ca}_2(\text{Si}_6\text{O}_{20})_2(\text{OH})_2 \cdot 14(\text{H}_2\text{O})$	-	2,28	1736,03	56,365	128,850
<i>mit CO₃-Gruppen</i>							
Scawtit	(1,16)	$\text{Ca}_2(\text{Si}_6\text{O}_{10})(\text{CO}_3) \cdot 2(\text{H}_2\text{O})$	2502	2,76	833,09	72,016	198,901
Fukali	(2,0)	$\text{Ca}_2\text{Si}_2\text{O}_7(\text{CO}_3)(\text{OH},\text{F})_2$	-	2,77	408,49	79,418	219,989
Tylleit	(2,5)	$\text{Ca}_2\text{Si}_2\text{O}_7(\text{CO}_3)_2$	14256	2,87	488,58	78,536	225,121
Spurrit	(2,5)	$\text{Ca}_2(\text{SiO}_4)_2(\text{CO}_3)$	25830	3,02	444,57	85,358	257,902

Tab. C.1.3: Klassifikation der Poren nach Größe gemäß Angaben der IUPAC und der allgemein anerkannten beton-technologischen Terminologie [120, 178, 183] vgl. [8]

Klassifizierung nach IUPAC		Klassifizierung nach MEHTA		Klassifizierung nach MINDESS et al.		
Name	Durchmesser	Porentyp	Größenbereich	Name	Durchmesser	Einfluss und Beschaffenheit des Wassers
Mikroporen	bis zu 2 nm	Interpartikulärer Raum zwischen den C-S-H Lagern	1 nm bis 3 nm	Mikroporen "Zwischenschicht"	bis zu 0,5 nm	strukturiertes Wasser involviert in Bindungskräften
				Mikroporen	0,5 nm bis 2,5 nm	stark adsorbiertes Wasser, kein Kapillarmeniskus
Mesoporen	2 nm bis 50 nm	Kapillarporen (geringer W/Z)	10 nm bis 50 nm	Kleine (Gel-) Kapillarporen	2,5 nm bis 10 nm	starke Oberflächenspannungskräfte vorhanden
				Mittlere Kapillarporen	10 nm bis 50 nm	moderate Oberflächenspannungskräfte vorhanden
Makroporen	> 50 nm	Kapillarporen (hoher W/Z)	3 µm bis 5 µm	Große Kapillarporen	50 nm bis 10 µm	Verhält sich wie makroskopisches Wasser
		Verdichtungs-poren	50 µm bis 1 mm		Verdichtungs-poren	

Anmerkung: Die Hohlschalporen sind prinzipiell nicht Bestandteil der Klassifikation nach Minness et al.



Anlage C.2 - Einflussgrößen auf die Wärme- und Stoffübertragung innerhalb poröser Festkörper

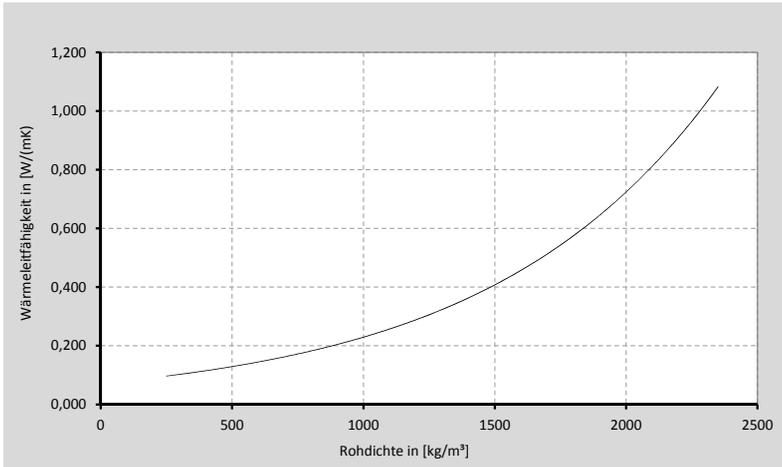


Abb. C.2.1: Einfluss der Rohdichte lufttrockener anorganischer Baustoffe auf die Wärmeleitfähigkeit (λ) nach J.S.Cammerer [34] [35] vgl. [37]

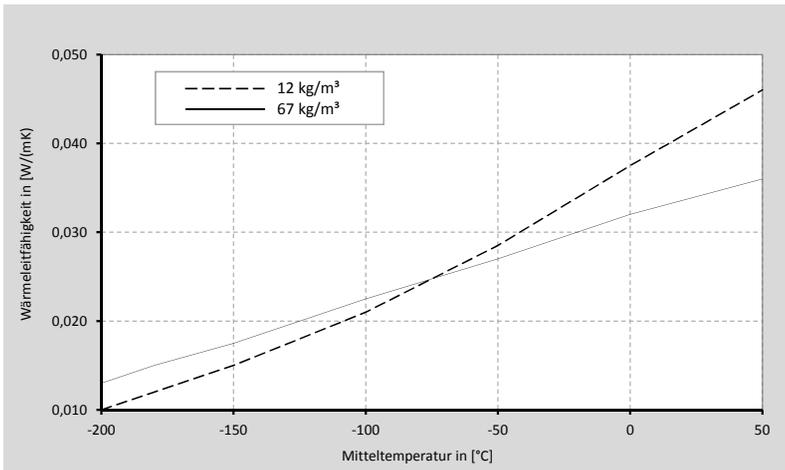


Abb. C.2.2: Wärmeleitfähigkeit (λ) von zwei Polysterolpartikel-Hartschaumplatten unterschiedlicher Rohdichte in Abhängigkeit von der Mitteltemperatur nach Zehendner [290] vgl. [37]

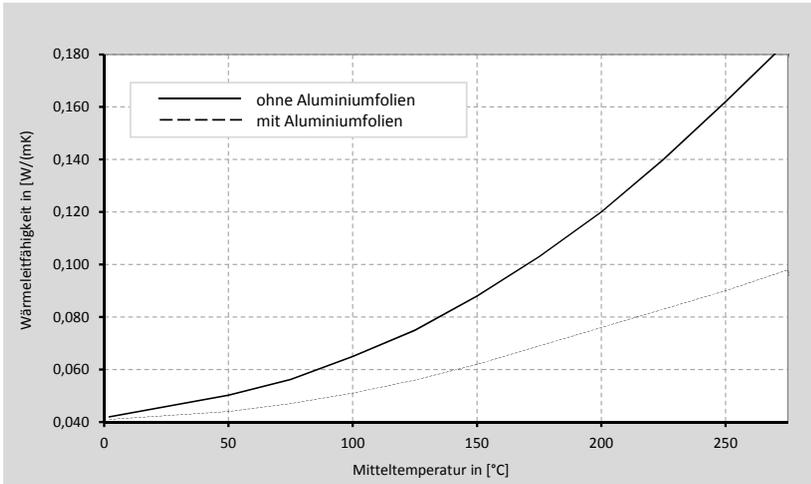


Abb. C.2.3: Einfluss von Aluminium-Zwischenlagen auf die Wärmeleitfähigkeit (λ) einer Mineralfasermatte ($10\text{kg}/\text{m}^3$) bei 10 mm Folienabstand nach W. F. Cammerer [36] vgl. [37]

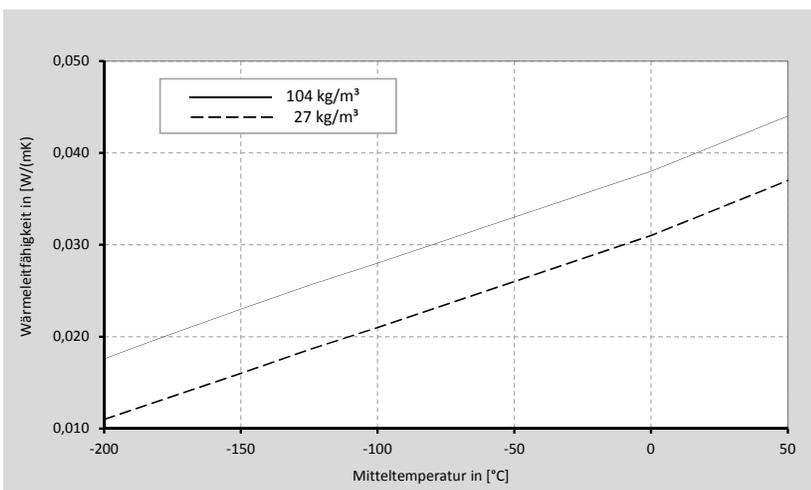


Abb. C.2.4: Wärmeleitfähigkeit (λ) von zwei Phenolharz-Hartschaumplatten unterschiedlicher Rohdichte in Abhängigkeit von der Mitteltemperatur nach Zehendner [290] vgl. [37]

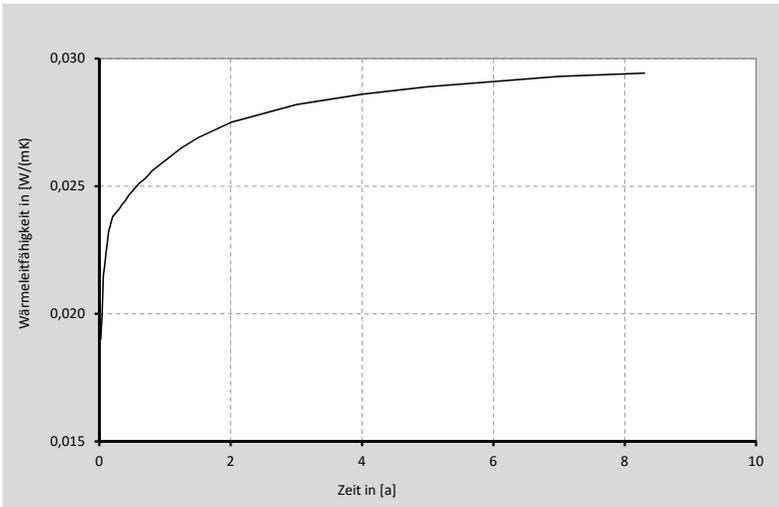


Abb. C.2.5: Änderung der Wärmeleitfähigkeit einer mit Fluortrichlormethan getriebenen Polyurethan-Hartschaumplatte in Abhängigkeit von der Zeit nach Zehendner [290] vgl. [37]

Tab. C.1.4: Wärmeleitfähigkeiten von Zellgasen bei 10°C und Atmosphärendruck in [W/(mK)] nach W. F. Cammerer [37]

Luft	0,0249
Kohlendioxid (CO ₂)	0,0153
Pentan (n- oder iso-Pentan)	0,0135
FCKW R11 (CFCl ₃)	0,0074
FCKW R12 (CF ₂ Cl ₂)	0,0094
FCKW R113 (CCl ₂ FCClF ₂)	0,0076
HFCKW R22 (CHClF ₂)	0,0107
HFCKW R141b (CH ₂ CCl ₂ F)	0,0089
HFCKW R142b (CH ₂ CClF ₂)	0,0118

Anlage C.3 - Beispielrechnung: Ermittlung des Grenzdurchmessers für freie Porenkonvektion

Beispiel für Luft bei 26,85°C und 1000hPa:

Randbedingungen:

g	Fallbeschleunigung	9,81 m/s^2
β	Isobarer Ausdehnungskoeffizient	$3,343612 \cdot 10^{-3} 1/K$
ν	kinematische Viskosität	$15,988478 \cdot 10^{-6} m^2/s$
Pr	Prandtl-Zahl für Gase	0,7138706

Berechnung:

$$Gr \cdot Pr = g \cdot \frac{\beta}{\nu^2} \cdot \Delta T_z \cdot D_z^3 \cdot Pr \quad (C.3.1)$$

Die Temperaturdifferenz ΔT_z zwischen den Porenbegrenzungsflächen ergibt sich dabei aus dem Quotienten von Temperaturgradient und Anzahl der Poren pro Meter [291]. Es gilt $\Delta T_z = \Delta T/x$. Daraus folgt:

$$Gr \cdot Pr = g \cdot \frac{\beta}{\nu^2} \cdot \frac{\Delta T}{x} \cdot D_z^4 \cdot Pr \quad (C.3.2)$$

mit $Nu = 0,164 \cdot (Gr \cdot Pr)^{0,25}$ nach Kent und Bowyer [134] für kugelförmige Hohlräume sowie unter Bezugnahme der Erläuterungen von Gröber et al. [91] und der diesbezüglichen Annahme einer einsetzenden Konvektion wenn $Nu = 1$, ergibt sich das Produkt $(Gr \cdot Pr)$ zu 1380. Unter der Annahme von Zeitler [291], Hingst [111] und Crammerer [37], dass $\Delta T/x = 7K/mm$ ist, ergibt sich dann schlussfolgernd, nach dem Einsetzen aller Größen:

$$1340 = 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot \frac{3,343612 \cdot 10^{-3} 1/K}{(15,988478 \cdot 10^{-6})^2 m^4/s^2} \cdot 3 \frac{K}{mm} \cdot D_z^4 \cdot 0,7138706 \quad (C.3.3)$$

D_z zu 8,67 mm.

Anlage D

(Anlagen zu den eigenen Versuchen)

Anlage D.1 - Wasseranalyse

Tab. D.1.1: Wasseranalyse zu dem in den Versuchen benutzten Wasser [249]

Messgröße	Einheit	Brunnenwasser*	Magdeburger Wasser	Grenzwert
pH-Wert	-	7,41	7,59	6,5-9,5
Calcium	[mg/l]		86,8	-
Magnesium	[mg/l]		5,7	-
Eisen II + III	[mg/l]	<0,2	<0,012	0,2
Mangan	[mg/l]	<0,02	<0,002	0,05
Aluminium	[mg/l]		<0,020	0,2
Bor	[mg/l]		<0,100	1
Natrium	[mg/l]		18,6	200
Arsen	[mg/l]		<0,001	0,01
Blei	[mg/l]	n.n.	<0,001	0,01
Cadmium	[mg/l]	n.n.	<0,0003	0,003
Kupfer	[mg/l]	n.n.	<0,0020	2
Nickel	[mg/l]	n.n.	<0,0020	0,02
Uran	[mg/l]	0,03	<0,0010	-
Ammonium	[mg/l]		<0,01	0,5
Chlorid	[mg/l]		34,1	250
Nitrat (NO ₃)	[mg/l]	85,6	<1,0	50
Sulfat	[mg/l]		97,3	250
Phosphat	[mg/l]	0,013	-	
Leitfähigkeit	µS/cm	2960	536	2500
Trübung	FNU	0,311		
Gesamthärte	[mmol/l]		1,5 - 2,5	
Gesamthärte	[°dH]		13,3	
Säurekapazität	[mmol/l]			
Carbonathärte	[°dH]			

*Innerhalb der für diese Dissertation durchgeführten Versuche zur Kapillarität wurde nur Brunnenwasser verwendet

Anlage D.2 - Betonzusammensetzungen

Tab. D.2.1: Betonzusammensetzungen

Typ N_FM1.9	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größkorn	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	-	-	-	-	-	0,19	0,59		
	Compound*	Dyckerhoff Nanodur® Compound 5941 White	3,05	-	1223,06	-				
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Hüttensand	2,65	0,1-0,8	100	942,06			77,02	
	Sand	-	-	-	-	-			-	
	Bruch	-	-	-	-	-			-	
	Kies	-	-	-	-	-			-	
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	23,24			1,90	
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	-	-	-	-	-	-			
	Typ II	-	-	-	-	-	-			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	222,38	18,18			
Typ N-BS_FM1.9										
Typ N-BS_FM1.9	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größkorn	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	-	-	-	-	-	0,19	0,59		
	Compound*	Dyckerhoff Nanodur® Compound 5941 White	3,05	-	1223,06	-				
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Hüttensand	2,65	0,1-0,8	-	703,31			57,50	
	Sand	-	-	-	-	-			-	
	Bruch	Basalt Splitt	2,65	-	-	238,75			19,52	
	Kies	-	-	-	-	-			-	
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	23,24			1,90	
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	-	-	-	-	-	-			
	Typ II	-	-	-	-	-	-			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	222,38	18,18			
Typ K_FM4.0										
Typ K_FM4.0	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größkorn in [mm]	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	4530	817,03	-			
	Compound*	-	-	-	-	-	-			
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	806,82	98,75			
	Sand	-	-	-	-	-	-			
	Bruch	-	-	-	-	-	-			
	Kies	-	-	-	-	-	-			
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	32,68	4,00			
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	245,11	30,00			
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	245,11	30,00			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	194,04	23,75			

Tab. D.2.2: Betonzusammensetzungen -Fortsetzung-

Typ K_FM3.0	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größtkorn in [mm]	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	-	750,74	-	0,24	0,44	
	Compound*	-	-	-	-	-	-			
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	1032,4	137,52			
	Sand	-	-	-	-	-	-			
	Bruch	-	-	-	-	-	-			
	Kies	-	-	-	-	-	-			
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	22,52	3,00			
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	187,43	24,97			
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	235,56	31,38			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	165,98	22,11			
Typ K_BS_FM2,5	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größtkorn in [mm]	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	4530	751,53	-	0,24	0,42	
	Compound*	-	-	-	-	-	-			
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	794,07	105,66			
	Sand	-	-	-	-	-	-			
	Bruch	Basalt Splitt	2,65	-	-	239,41	31,86			
	Kies	-	-	-	-	-	-			
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	18,79	2,50			
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	187,63	24,97			
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	235,82	31,38			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	168,53	22,43			
Typ K_FM1.9	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größtkorn in [mm]	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	4530	752,48	-	0,24	0,42	
	Compound*	-	-	-	-	-	-			
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	1034,79	137,52			
	Sand	-	-	-	-	-	-			
	Bruch	-	-	-	-	-	-			
	Kies	-	-	-	-	-	-			
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	14,3	1,90			
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	187,86	24,97			
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	236,11	31,38			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	171,59	22,80			

Tab. D.2.3: Betonzusammensetzungen -Fortsetzung-

Typ K_FM1.5	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größtkorn in [mm]	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement		
Bindemittel								
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	4530	753,11		
	Compound*	-	-	-	-	-		
Gesteinskörnung								
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	1035,66		
	Sand	-	-	-	-	-		
	Bruch	-	-	-	-	-		
	Kies	-	-	-	-	-		
Betonzusatzmittel								
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	11,3		
Betonzusatzstoffe								
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	188,02		
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	236,31		
Wasser								
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	173,63		
							0,24	0,42
Typ L_FM4.0	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größtkorn	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement		
Bindemittel								
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	4530	776,18		
	Compound*	-	-	-	-	-		
Gesteinskörnung								
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	756,88		
	Sand	-	-	-	-	-		
	Bruch	-	-	-	-	-		
	Kies	-	-	-	-	-		
Betonzusatzmittel								
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	31,05		
Betonzusatzstoffe								
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	418,36		
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	139,71		
Wasser								
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	210,3		
							0,27	0,48
Typ L_FM3.0	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp
	UHPC	[kg/dm³]	Kleinstkorn/ Größtkorn	[cm²/g]	in [kg/m³]	in M% v. Zement		
Bindemittel								
	Zement	CEM I 52,5 R-HS/NA	3,10	-	4530	942,53		
	Compound*	-	-	-	-	-		
Gesteinskörnung								
	Feinsand	Quarzsand	2,65	0,1-0,3	100	725,75		
	Sand	-	-	-	-	-		
	Bruch	-	-	-	-	-		
	Kies	-	-	-	-	-		
Betonzusatzmittel								
	Fließmittel (FM)	PCE	1,08	-	-	28,28		
Betonzusatzstoffe								
	Typ I	Quarzmehl	2,65	0,001-0,25	3800	348,74		
	Typ II	Microsilika	2,20	-	20x10 ⁴	113,1		
Wasser								
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	208,39		
							0,27	0,48

Tab. D.2.4: Betonzusammensetzungen -Fortsetzung-

Typ P	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	HPC	[kg/dm ³]	Kleinstkorn/ Größtkorn	[cm ² /g]	in [kg/m ³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	-	-	-	-	-	0,13	0,26		
	Compound*	PAGEL V1/10* Vergussmörtel	2,00	0,0-1,0		1583,64				
Gesteinskörnung										
	Feinsand	-	-	-	-	-				
	Sand	-	-	-	-	-				
	Bruch	-	-	-	-	-				
	Kies	-	-	-	-	-				
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	-	-	-	-	-				
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	-	-	-	-	-				
	Typ II	-	-	-	-	-				
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	208,18	13,15			
Typ C										
Typ C	Bezeichnung	Rohdichte	Korngröße	Blaine-Wert	Menge	Menge	W/Z	Vw/Vp		
	C30/37	[kg/dm ³]	Kleinstkorn/ Größtkorn	[cm ² /g]	in [kg/m ³]	in M% v. Zement				
Bindemittel										
	Zement	CEMII 42,5R	3,05	-		327,53	0,55	1,68		
	Compound*	-	-	-	-	-				
Gesteinskörnung										
	Feinsand	Gesteinskörnung 0/2	2,65	0,0-2,0		566,41			172,94	
	Sand	Gesteinskörnung 2/8	2,65	2,0-8,0		717,46			219,06	
	Bruch	-	-	-	-	-			-	
	Kies	Gesteinskörnung 8/16	2,65	8,0-16,0		604,18			184,47	
Betonzusatzmittel										
	Fließmittel (FM)	-	-	-	-	-			-	
Betonzusatzstoffe										
	Typ I	-	-	-	-	-	-			
	Typ II	-	-	-	-	-	-			
Wasser										
	Brunnenwasser	H ₂ O-Brunnen	1,00	-	-	180,14	55,00			

Anlage D.3 - Frischbetoneigenschaften

Tab. D.3.1: Bestimmung des Wasseranspruchs für UHPC
Typ K

Typ K			
Wasseranspruch V_w/V_p β_p in [-]	relatives Ausbreitmaß Γ_{PASTE} in [-]	d_1 in [mm]	d_2 in [mm]
0,37	4,86	243	241
0,44	8,73	313	311
0,49	12,07	362	361
0,53	15,24	401	405
0,60	17,66	431	433

Tab. D.3.2: Bestimmung des Wasseranspruchs für UHPC
Typ L

Typ L			
Wasseranspruch V_w/V_p β_p in [-]	relatives Ausbreitmaß Γ_{PASTE} in [-]	d_1 in [mm]	d_2 in [mm]
0,51	4,43	234	232
0,62	8,92	316	314
0,71	12,69	369	371
0,72	15,85	412	409
0,83	17,92	437	433

Tab. D.3.3: Bestimmung des Wasseranspruchs für UHPC
Typ N

Typ N			
Wasseranspruch V_w/V_p β_p in [-]	relatives Ausbreitmaß Γ_{PASTE} in [-]	d_1 in [mm]	d_2 in [mm]
0,65	4,06	223	227
0,70	5,00	247	243
0,73	8,61	308	312
0,82	12,32	362	368
0,90	17,11	425	426

Tab. D.3.4: Bestimmung der Setzfließklasse für UHPC
Typ K

Typ K				
d_1 in [mm]	d_2 in [mm]	Setzfließmaß SF in [mm]	Trichterlaufzeit t_{tr} in [s]	Setzfließklasse nach DIN EN 206-9:2010-09
553	554	553,50	22,30	SF1
590	600	595,00	19,70	SF1
652	648	650,00	21,50	SF1
610	612	611,00	20,80	SF1
598	604	601,00	17,90	SF1

Tab. D.3.5: Bestimmung der Setzfließklasse für UHPC Typ L

Typ L				
d_1 in [mm]	d_2 in [mm]	Setzfließmaß SF in [mm]	Trichterlaufzeit t_{tr} in [s]	Setzfließklasse nach DIN EN 206-9:2010-09
556	558	557,00	19,00	SF1
545	555	550,00	21,00	SF1
634	628	631,00	25,30	SF1
612	614	613,00	20,70	SF1
563	561	562,00	21,40	SF1

Tab. D.3.6: Bestimmung der Setzfließklasse für UHPC Typ N

Typ N				
d_1 in [mm]	d_2 in [mm]	Setzfließmaß SF in [mm]	Trichterlaufzeit t_{tr} in [s]	Setzfließklasse nach DIN EN 206-9:2010-09
780	781	780,50	15,00	SF3
790	788	789,00	14,10	SF3
778	779	778,50	15,20	SF3
789	792	790,50	13,80	SF3
810	812	811,00	15,90	SF3

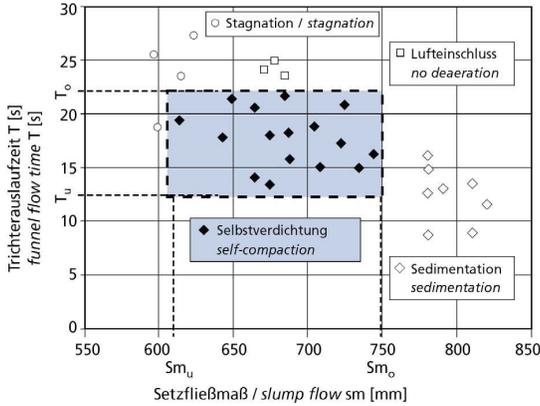


Abb. D.4.1: Rheologische Eigenschaften eines SVB in Abhängigkeit von Setzfließmaß und Trichterauslaufzeit mit Verarbeitbarkeitsfenster für Selbstverdichtung, nach [154]

Anlage D.4 - Festbetoneigenschaften

Tab. D.4.1: Auswertung zur Bestimmung der Reindichte. Die mit einem Quantachrome Ultrapry 1200e durchgeführte Messung fand bei Raumtemperatur ($\vartheta = 20 \pm 2^\circ\text{C}$) statt und wurde für jede Betonprobe 4-mal wiederholt

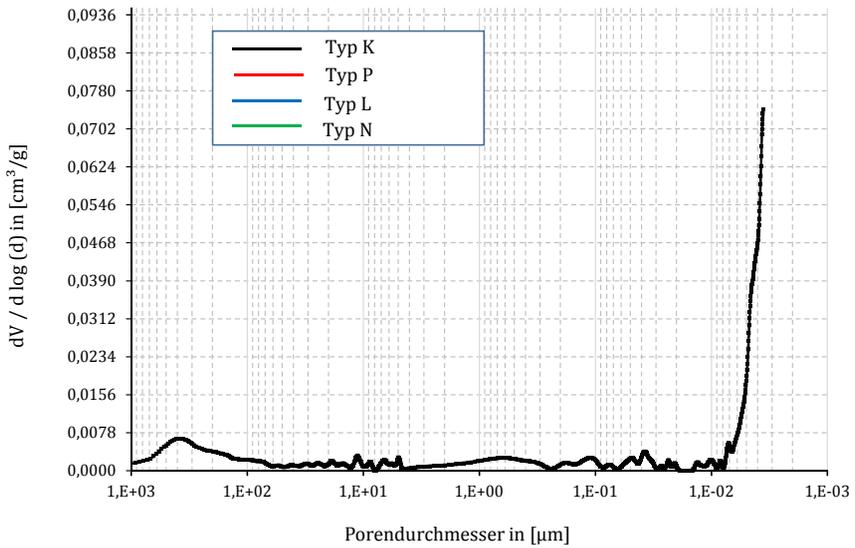
Heliumdichte der Probe vom Typ K		
Durchlauf	Volumen	Reindichte
	in [cm ³]	in [g/cm ³]
1	1,7839	2,4093
2	1,7831	2,4103
3	1,7838	2,4094
4	1,7840	2,4091

Heliumdichte der Probe vom Typ L		
Durchlauf	Volumen	Reindichte
	in [cm ³]	in [g/cm ³]
1	1,8705	2,3597
2	1,8704	2,3598
3	1,8710	2,3590
4	1,8711	2,3588

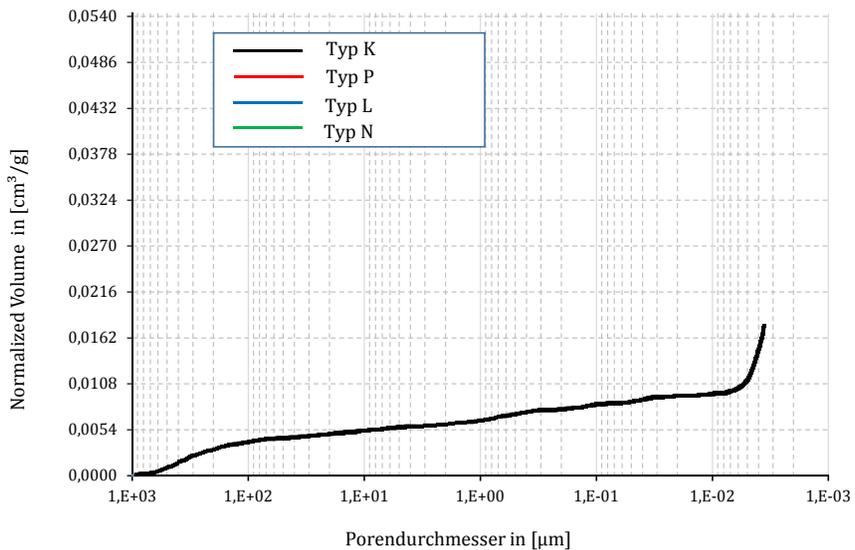
Heliumdichte der Probe vom Typ N		
Durchlauf	Volumen	Reindichte
	in [cm ³]	in [g/cm ³]
1	1,8956	2,3834
2	1,8950	2,3841
3	1,8953	2,3837
4	1,8953	2,3838

Heliumdichte der Probe vom Typ P		
Durchlauf	Volumen	Reindichte
	in [cm ³]	in [g/cm ³]
1	1,7304	2,4347
2	1,7292	2,4364
3	1,7286	2,4372
4	1,7288	2,4370

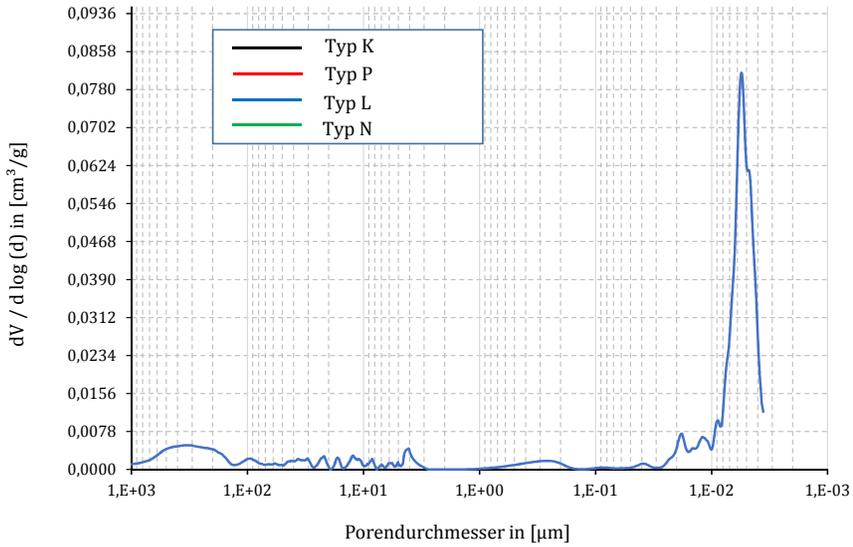
Tab. D.4.2: Porengrößenverteilungskurve der Betonprobe Typ K



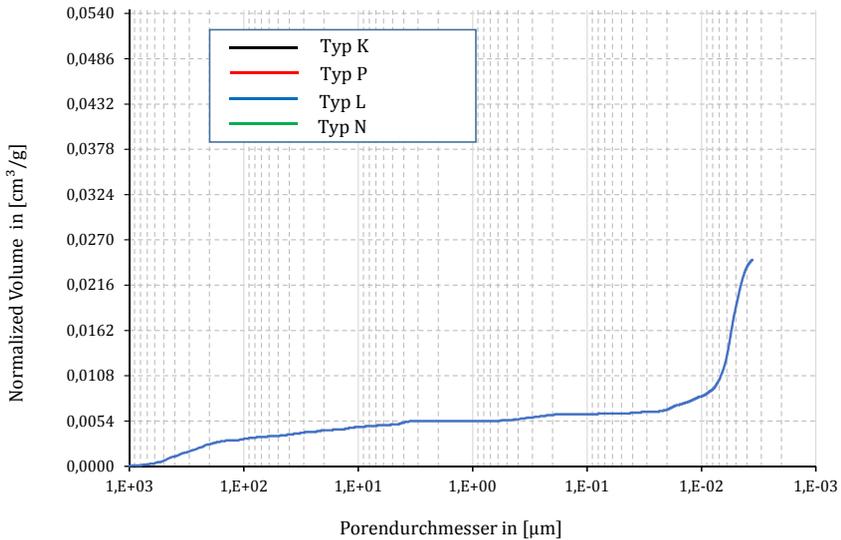
Tab. D.4.3: Intrusionskurve (QDP) der Betonprobe Typ K

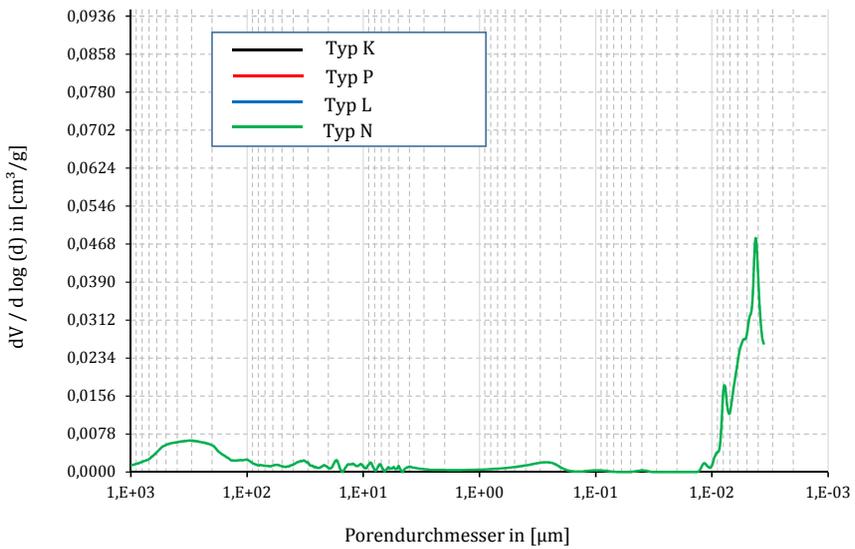
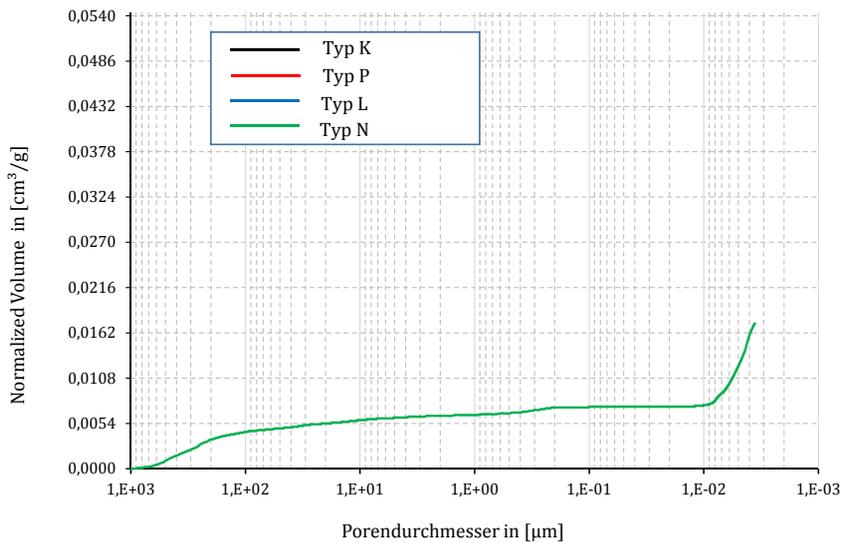


Tab. D.4.4: Porengrößenverteilungskurve der Betonprobe Typ L

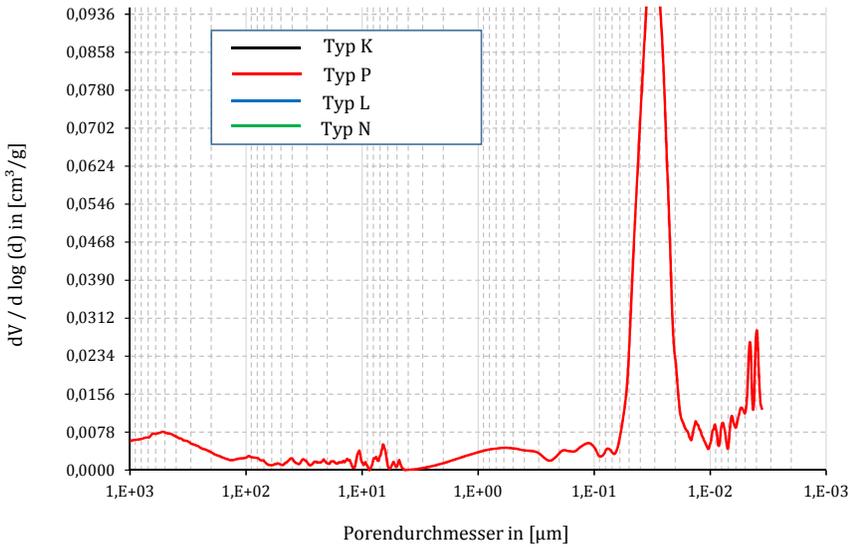


Tab. D.4.5: Intrusionskurve (QDP) der Betonprobe Typ L

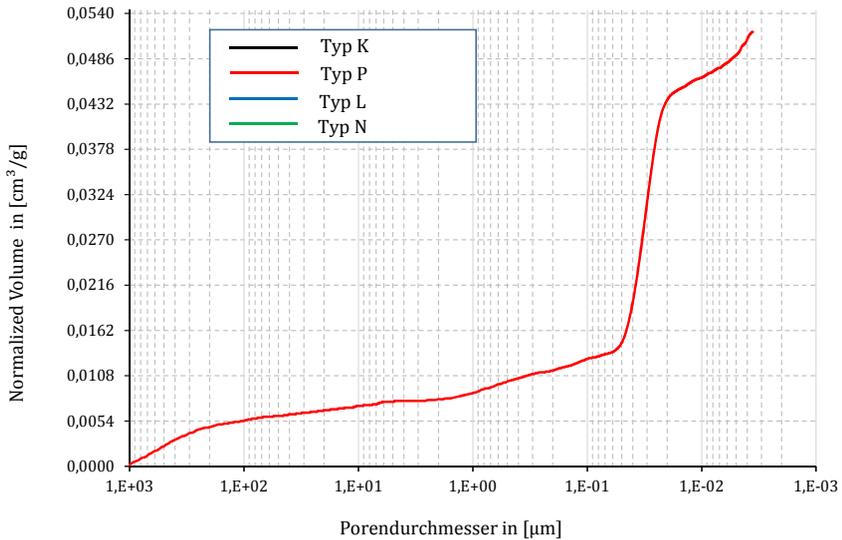


Tab. D.4.6: Porengrößenverteilungskurve der Betonprobe Typ N**Tab. D.4.7:** Intrusionskurve (QDP) der Betonprobe Typ N

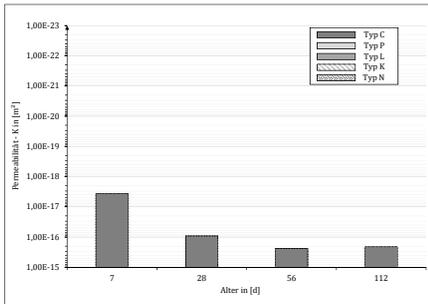
Tab. D.4.8: Porengrößenverteilungskurve der Betonprobe Typ P



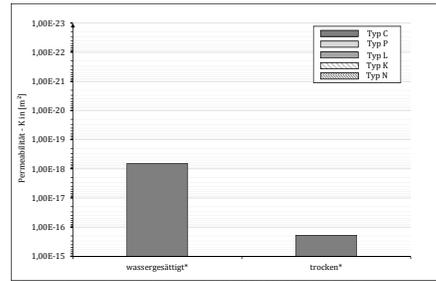
Tab. D.4.9: Intrusionskurve (QDP) der Betonprobe Typ P



Tab. D.4.10: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit vom Alter der Betonprobe C

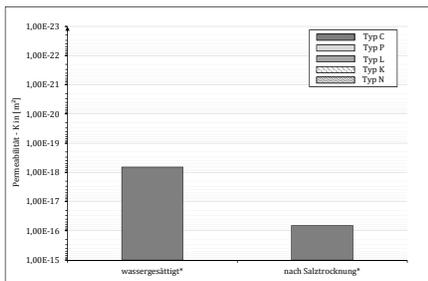


Tab. D.4.11: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe C



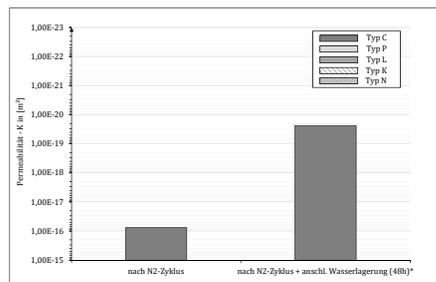
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.12: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe C



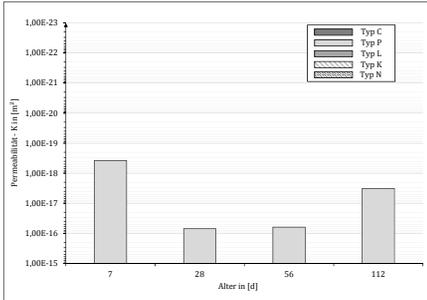
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.13: Permeabilitätskoeffizient nach Tieftemperatureinfluss der Betonprobe C

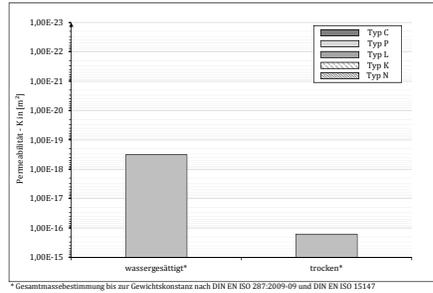


* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.14: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit vom Alter der Betonprobe P

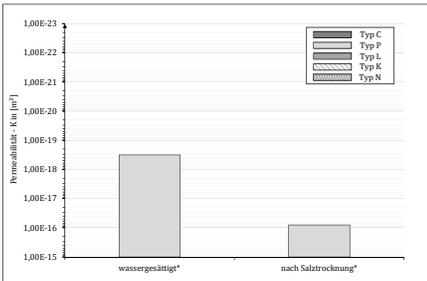


Tab. D.4.15: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe P



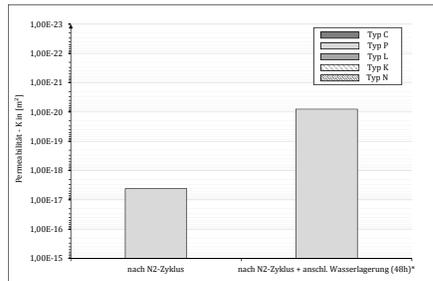
*Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.16: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe P



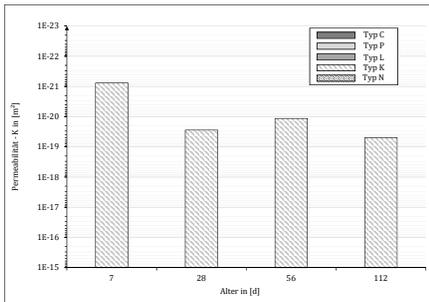
*Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.17: Permeabilitätskoeffizient nach Tieftemperatureinfluss der Betonprobe P

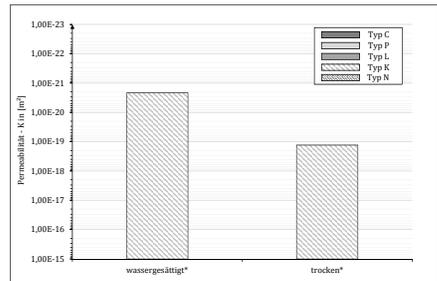


*Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.18: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit vom Alter der Betonprobe K

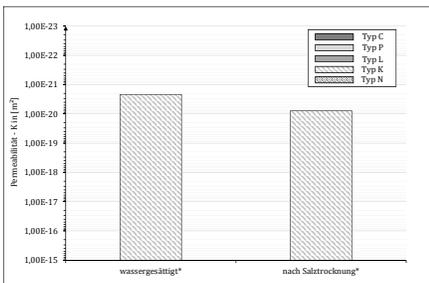


Tab. D.4.19: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe K



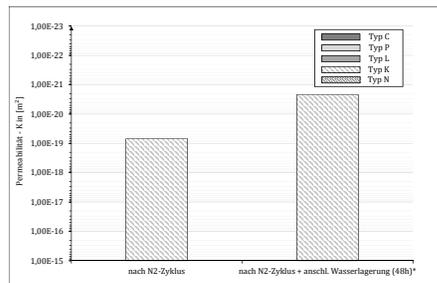
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.20: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe K



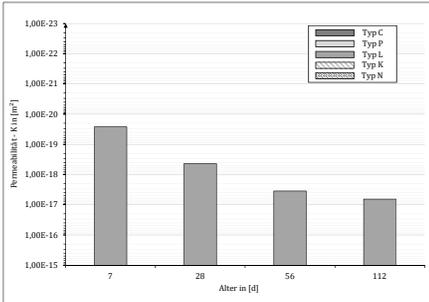
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.21: Permeabilitätskoeffizient nach Tieftemperatureinfluss der Betonprobe K

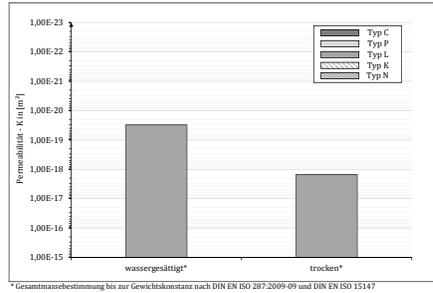


* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.22: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit vom Alter der Betonprobe L

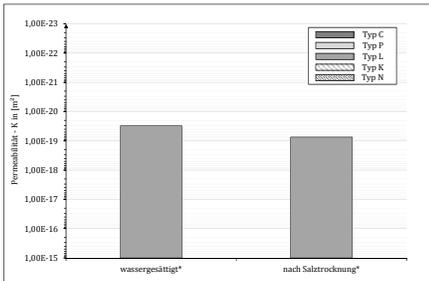


Tab. D.4.23: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe L



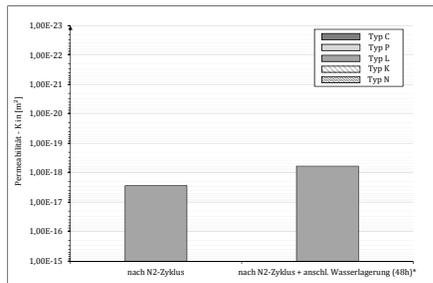
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.24: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe L



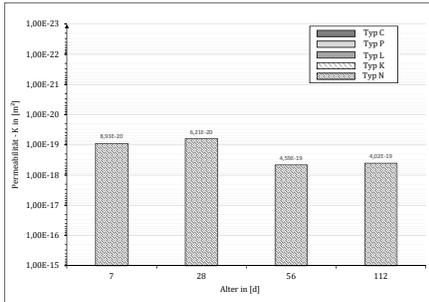
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.25: Permeabilitätskoeffizient nach Tieftemperatureinfluss der Betonprobe L

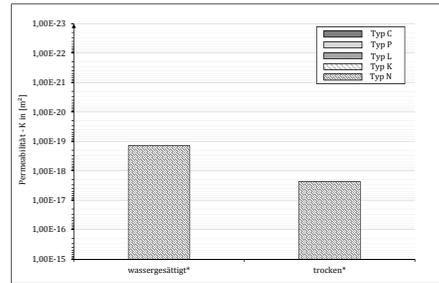


* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.26: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit vom Alter der Betonprobe N

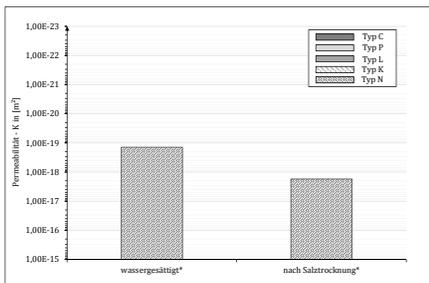


Tab. D.4.27: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe N



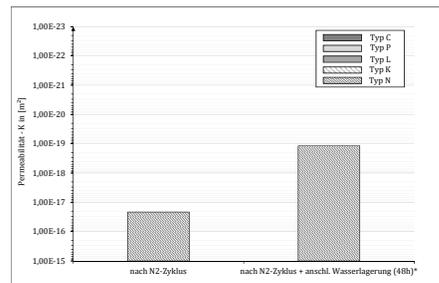
* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.28: Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Sättigung der Betonprobe N



* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.29: Permeabilitätskoeffizient nach Tieftemperatureinfluss der Betonprobe N



* Gesamtmassebestimmung bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 287:2009-09 und DIN EN ISO 15147

Tab. D.4.30: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs N mit einem Fließmittelanteil von 1,9 Vol.-%

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	30.09.2011	07.10.11	7	128,34	122,63	131,56	127,51	0,32	0,57
Mischer	Permat Zyklus Typ ZZ50 HE	28.10.11	28	131,52	126,94	135,41	131,29	0,27	0,52
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser								
Verdichten	Nein	25.11.11	56	133,41	129,65	137,12	133,39	0,21	0,46
Lagerung/ Nachbehandlung	An Luft bei 20°C, 60% r.F.	29.12.11	90	134,82	132,52	138,21	135,18	0,12	0,35
		20.01.12	112	135,98	133,43	139,02	136,14	0,12	0,34

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	25.11.2011	02.12.11	7	145,24	146,36	148,92	146,84	0,05	0,22
Mischer	Permat Zyklus Typ ZZ50 HE	23.12.11	28	148,00	148,91	151,85	149,59	0,05	0,23
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser								
Verdichten	Nein	20.01.12	56	150,05	149,35	155,42	151,61	0,15	0,38
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C an Luft + 48h bei 20°C in Wasser + bei 20°C, 60% r.F.	23.02.12	90	151,64	150,17	155,87	152,56	0,11	0,34
		16.03.12	112	151,99	151,37	156,32	153,23	0,09	0,31

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	186,78	187,56	185,76	186,70	0,01	0,09
Mischer	Erich Granulermischer R02	22.10.14	28	189,96	190,23	188,45	189,55	0,01	0,10
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	194,26	195,12	193,67	194,35	0,01	0,07
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	194,32	196,15	194,17	194,88	0,01	0,11
		14.01.15	112	195,41	197,81	195,46	196,23	0,02	0,14

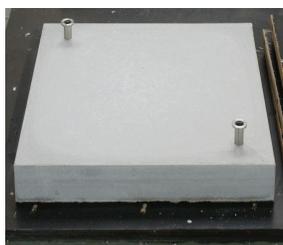


Abb. D.4.1: Ergebniss zum Biegezugfestigkeitsversuch der Klebefuge - mit: *links*: zu prüfender Probekörper; *mitte*: Rissbild in der Draufsicht; *rechts*: Rissbild im Schnitt;

Tab. D.4.31: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs K mit variierendem Fließmitteleinsatz und Mischertyp sowie der Unterscheidung zwischen nachträglich verdichtet und nicht verdichtet

Typ K_FM1.9		Druckfestigkeit in N/mm ²						Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte						
				P1	P2	P3				
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	04.12.2013	11.12.2013	7	154,65	140,13	148,96	147,91	0,72	0,85	
Mischer	REGO SM 1ET	01.01.14	28	156,21	142,52	152,36	150,36	0,66	0,81	
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser									
Verdichten	3x 15 sec	29.01.14	56	160,43	149,45	156,98	155,62	0,41	0,64	
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	04.03.2014	90	162,20	151,24	158,44	157,29	0,39	0,63	
		26.03.2014	112	162,98	153,39	159,67	158,68	0,30	0,55	

Typ K-BS_FM2.5		Druckfestigkeit in N/mm ²						Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte						
				P1	P2	P3				
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	08.01.2014	15.01.14	7	152,31	145,67	147,21	148,40	0,16	0,40	
Mischer	REGO SM 1ET	05.02.14	28	163,69	148,75	155,14	155,86	0,72	0,85	
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser									
Verdichten	30 sec	05.03.14	56	173,74	151,89	168,79	164,81	1,59	1,26	
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	08.04.14	90	180,23	161,46	170,25	170,65	1,03	1,02	
		30.04.14	112	182,16	163,98	172,27	172,80	0,96	0,98	

Typ K_FM3.0		Druckfestigkeit in N/mm ²						Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte						
				P1	P2	P3				
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	01.07.2014	08.07.14	7	199,87	199,98	198,62	199,49	0,01	0,08	
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	29.07.14	28	202,46	201,42	200,98	201,62	0,01	0,08	
Fließmittelzugabe	Einzel									
Verdichten	60 sec	26.08.14	56	211,29	212,13	210,65	211,36	0,01	0,07	
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	29.09.14	90	214,49	215,73	212,36	214,19	0,03	0,16	
		21.10.14	112	215,78	216,98	214,81	215,86	0,01	0,10	

Typ K_FM4.0		Druckfestigkeit in N/mm ²						Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte						
				P1	P2	P3				
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	222,14	223,98	223,67	223,26	0,01	0,09	
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	22.10.14	28	225,30	226,52	227,28	226,37	0,01	0,09	
Fließmittelzugabe	Einzel									
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	228,60	229,31	228,24	228,72	0,00	0,05	
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	230,22	231,33	231,18	230,91	0,00	0,06	
		14.01.15	112	232,54	233,87	232,74	233,05	0,00	0,07	

Typ K_FM4.0		Druckfestigkeit in N/mm ²						Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte						
				P1	P2	P3				
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	11.06.2015	18.06.15	7	196,82	193,48	195,13	195,14	0,03	0,17	
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	09.07.15	28	198,23	196,35	197,85	197,48	0,01	0,10	
Fließmittelzugabe	Einzel									
Verdichten	Nein	06.08.15	56	201,45	198,54	199,37	199,79	0,02	0,15	
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.09.15	90	205,36	199,74	202,61	202,57	0,08	0,28	
		01.10.15	112	205,14	201,46	206,98	204,53	0,08	0,28	

Tab. D.4.32: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs L mit variierendem Fließmitteleinsatz sowie der Unterscheidung zwischen nachträglich verdichtet und nicht verdichtet

Typ L_FM3.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	05.05.2014	12.05.14	7	165,42	172,42	175,54	171,13	0,31	0,56
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	02.06.14	28	179,46	185,72	183,26	182,81	0,11	0,33
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	Nein	30.06.14	56	183,98	189,36	186,92	186,75	0,08	0,28
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	03.08.14	90	184,25	191,54	189,37	188,39	0,15	0,39
		25.08.14	112	185,34	193,33	190,28	189,65	0,17	0,41

Typ L_FM3.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	11.08.2014	18.08.14	7	195,36	194,56	194,38	194,77	0,00	0,05
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	08.09.14	28	197,24	196,39	195,64	196,42	0,01	0,08
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	06.10.14	56	198,87	198,32	196,31	197,83	0,02	0,14
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.11.14	90	202,77	203,11	202,42	202,77	0,00	0,03
		01.12.14	112	206,37	204,31	205,34	205,34	0,01	0,10

Typ L_FM4.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	11.06.2015	18.06.15	7	195,40	194,25	195,67	195,11	0,01	0,08
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	09.07.15	28	205,26	204,52	204,68	204,82	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	06.08.15	56	207,89	206,91	207,07	207,29	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.09.15	90	209,62	208,06	208,24	208,64	0,01	0,08
		01.10.15	112	212,97	211,99	212,58	212,51	0,00	0,05

Tab. D.4.33: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs P

Typ P		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	HPC	-	3	-	-	-	-	-	
Datum der Betonage	01.07.2014	08.07.14	7	50,26	51,98	53,68	51,97	0,11	0,34
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	29.07.14	28	89,62	90,05	91,12	90,26	0,01	0,11
Fließmittelzugabe	-								
Verdichten	Nach Norm	26.08.14	56	95,44	93,64	91,97	93,68	0,06	0,25
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	29.09.14	90	96,30	93,97	92,31	94,19	0,09	0,29
		21.10.14	112	96,77	94,54	92,64	94,65	0,09	0,30

Tab. D.4.34: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs N mit einer variierenden Nachbehandlungsstrategie und unterschiedlichen Mischertypen

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	30.09.2011	07.10.11	7	6,50	7,20	6,30	6,67	0,07	0,26
Mischer	Permat Zyklus Typ ZZ50 HE	28.10.11	28	7,90	8,30	7,50	7,90	0,04	0,20
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser								
Verdichten	Nein	25.11.11	56	8,00	8,40	8,10	8,17	0,01	0,10
Lagerung/ Nachbehandlung	An Luft bei 20°C, 60% r.F.	29.12.11	90	8,20	8,50	8,20	8,30	0,01	0,09
		20.01.12	112	8,40	8,60	8,40	8,47	0,00	0,06

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	25.11.2011	02.12.11	7	6,52	7,89	8,24	7,55	0,22	0,47
Mischer	Permat Zyklus Typ ZZ50 HE	23.12.11	28	8,94	9,03	9,10	9,02	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser								
Verdichten	Nein	20.01.12	56	9,28	9,25	9,51	9,35	0,00	0,07
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C an Luft + 48h bei 20°C in Wasser+ bei 20°C, 60% r.F.	23.02.12	90	9,72	9,76	9,62	9,70	0,00	0,03
		16.03.12	112	9,94	9,98	9,99	9,97	0,00	0,01

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	14,74	14,90	14,75	14,79	0,00	0,03
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	22.10.14	28	15,87	15,96	15,78	15,87	0,00	0,03
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	16,47	16,34	16,05	16,29	0,01	0,08
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	16,77	16,82	16,79	16,79	0,00	0,01
		14.01.15	112	17,13	17,02	17,06	17,07	0,00	0,02

Tab. D.4.35: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs P

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ P		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	HPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	01.07.2014	08.07.14	7	6,80	7,02	6,97	6,93	0,00	0,06
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	29.07.14	28	10,67	10,21	9,87	10,25	0,03	0,18
Fließmittelzugabe	-								
Verdichten	Nach Norm	26.08.14	56	10,96	10,94	10,25	10,72	0,03	0,17
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	29.09.14	90	11,09	11,04	10,54	10,89	0,02	0,13
		21.10.14	112	11,09	11,06	10,93	11,03	0,00	0,04

Tab. D.4.36: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs K mit unterschiedlicher Nachbehandlungsstrategie

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ K_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	04.12.2013	11.12.2013	7	9,02	9,56	9,21	9,26	0,02	0,13
Mischer	REGO SM 1ET	01.01.14	28	9,75	10,10	9,98	9,94	0,01	0,08
Fließmittelzugabe	zus. mit Wasser								
Verdichten	3x 15 sec	29.01.14	56	10,05	10,52	10,32	10,30	0,01	0,10
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	04.03.2014	90	10,55	10,69	10,56	10,60	0,00	0,03
		26.03.2014	112	10,79	10,91	10,87	10,86	0,00	0,03

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ K_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	11.06.2015	18.06.15	7	23,59	23,48	23,99	23,68	0,01	0,08
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	09.07.15	28	26,20	26,03	27,01	26,41	0,02	0,14
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	Nein	06.08.15	56	26,94	26,98	27,23	27,05	0,00	0,04
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.09.15	90	27,51	27,33	27,56	27,47	0,00	0,03
		01.10.15	112	28,00	27,92	28,03	27,98	0,00	0,02

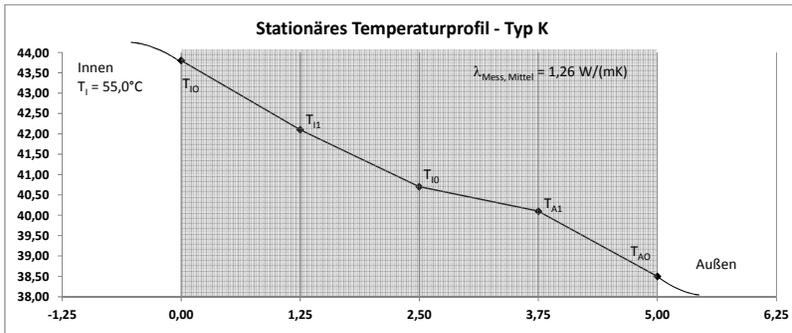
Tab. D.4.37: Versuchsergebnisse zur Biegezugfestigkeit des Typs L mit variierenden Fließmittelanteilen

Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ L_FM3.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	11.08.2014	18.08.14	7	7,12	7,58	7,62	7,44	0,02	0,14
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	08.09.14	28	8,00	8,14	8,25	8,13	0,00	0,06
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	06.10.14	56	9,01	8,98	8,88	8,96	0,00	0,03
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.11.14	90	9,09	9,07	9,05	9,07	0,00	0,01
		01.12.14	112	9,26	9,21	9,19	9,22	0,00	0,02

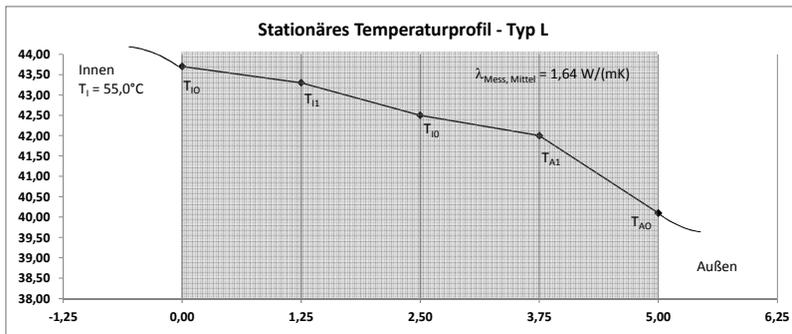
Biegezugfestigkeit in N/mm ²									
Typ L_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	11.06.2015	18.06.15	7	21,68	21,27	20,98	21,31	0,01	0,11
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	09.07.15	28	22,56	22,64	22,12	22,44	0,01	0,08
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	06.08.15	56	23,59	23,49	23,45	23,51	0,00	0,02
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.09.15	90	23,76	23,69	23,59	23,68	0,00	0,02
		01.10.15	112	24,02	23,78	23,95	23,92	0,00	0,04

Anlage D.5 - Thermische Eigenschaften

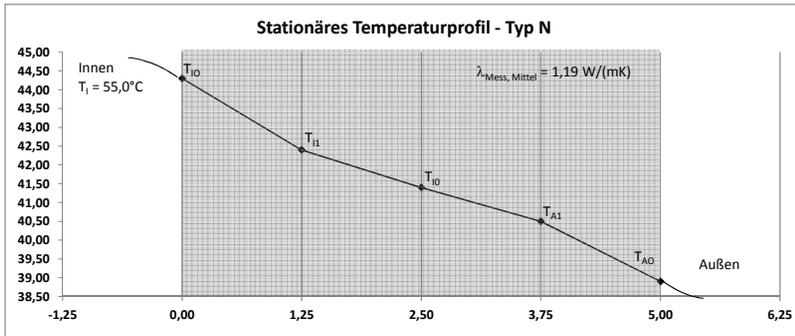
Tab. D.5.1: Wärmeleitfähigkeit Typs K bei Normaltemperatur



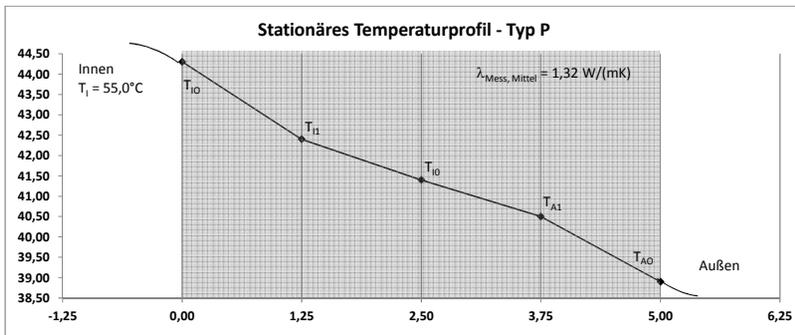
Tab. D.5.2: Wärmeleitfähigkeit Typs L bei Normaltemperatur



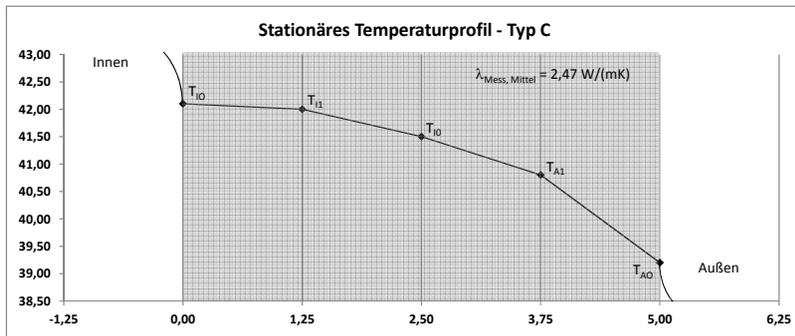
Tab. D.5.3: Wärmeleitfähigkeit Typs N bei Normaltemperatur



Tab. D.5.4: Wärmeleitfähigkeit Typs P bei Normaltemperatur



Tab. D.5.5: Wärmeleitfähigkeit Typs C bei Normaltemperatur



Anlage D.6 - Einsatzverhalten bei kryogenen Umgebungsbedingungen

Tab. D.6.1: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs N unter kryogenen Umgebungsbedingungen

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	11.08.2014	18.08.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	08.09.14	28	148,36	162,51	163,27	158,05	0,89	0,94
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	06.10.14	56	150,54	166,47	168,92	161,98	1,23	1,11
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.11.14	90	152,32	167,74	169,33	163,91	1,09	1,04
		01.12.14	112	153,62	169,01	170,08	164,05	1,03	1,02

Druckfestigkeit in N/mm ² bei Tieftemperatur									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	22.10.14	28	219,23	218,97	218,64	218,95	0,00	0,03
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	220,71	221,96	220,78	221,15	0,00	0,07
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	221,84	222,52	223,29	222,55	0,00	0,07
		14.01.15	112	221,98	222,84	223,65	222,82	0,01	0,08

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 1-Zyklus Tieftemperatur									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	30.09.2014	07.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	28.10.14	28	140,32	150,62	151,31	147,42	0,51	0,72
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	25.11.14	56	143,01	158,15	160,47	153,88	1,17	1,08
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	29.12.14	90	144,70	159,35	160,86	154,97	1,03	1,01
		20.01.15	112	145,94	160,56	161,58	156,02	0,98	0,99

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 7-Zyklen Tieftemperatur									
Typ N_FM1.9		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	10.10.2014	17.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	07.11.14	28	126,11	138,13	138,78	134,34	0,76	0,87
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	05.12.14	56	127,96	140,54	141,25	136,58	0,82	0,90
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	08.01.14	90	129,47	142,58	143,93	138,66	0,92	0,96
		30.01.15	112	130,58	143,66	144,57	139,60	0,88	0,94

Tab. D.6.2: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs K unter kryogenen Umgebungsbedingungen

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ K_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standard-abweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	3	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granulier-mischer R02	22.10.14	28	225,30	226,52	227,28	226,37	0,01	0,09
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	228,60	229,31	228,24	228,72	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	230,22	231,33	231,18	230,91	0,00	0,06
		14.01.15	112	232,54	233,87	232,74	233,05	0,00	0,07

Druckfestigkeit in N/mm ² bei Tieftemperatur									
Typ K_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standard-abweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granulier-mischer R02	22.10.14	28	252,12	251,93	252,87	252,31	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	253,56	252,14	253,54	253,08	0,01	0,07
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	253,98	252,76	253,65	253,46	0,00	0,06
		14.01.15	112	254,05	253,04	253,99	253,69	0,00	0,05

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 1-Zyklus Tieftemperatur									
Typ K_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standard-abweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	30.09.2014	07.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granulier-mischer R02	28.10.14	28	223,05	224,25	225,01	224,10	0,01	0,09
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	25.11.14	56	226,31	227,02	225,96	226,43	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	29.12.14	90	227,92	229,02	228,87	228,60	0,00	0,06
		20.01.15	112	230,21	231,53	230,41	230,72	0,00	0,07

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 7-Zyklen Tieftemperatur									
Typ K_FM4.0		Prüf-datum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standard-abweichung
Betonklasse	UHPC			P1	P2	P3			
Datum der Betonage	10.10.2014	17.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granulier-mischer R02	07.11.14	28	214,04	215,19	215,92	215,05	0,01	0,09
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	05.12.14	56	217,17	217,84	216,83	217,28	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	08.01.14	90	218,71	219,76	219,62	219,36	0,00	0,05
		30.01.15	112	220,91	222,18	221,10	221,40	0,00	0,06

Tab. D.6.3: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs L unter kryogenen Umgebungsbedingungen

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ L_FM4.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	11.06.2015	18.06.15	7	195,40	194,25	195,67	195,11	0,01	0,08
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	09.07.15	28	205,26	204,52	204,68	204,82	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	06.08.15	56	207,89	206,91	207,07	207,29	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	09.09.15	90	209,62	208,06	208,24	208,64	0,01	0,08
		01.10.15	112	212,97	211,99	212,58	212,51	0,00	0,05

Druckfestigkeit in N/mm ² bei Tieftemperatur									
Typ L_FM4.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	22.10.14	28	215,26	214,52	214,68	214,82	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	19.11.14	56	217,89	216,91	217,07	217,29	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser bei 20°C	23.12.14	90	219,62	218,06	218,24	218,64	0,01	0,08
		14.01.15	112	220,97	220,99	220,58	220,85	0,00	0,02

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 1-Zyklus Tieftemperatur									
Typ L_FM4.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	30.09.2014	07.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	28.10.14	28	195,00	194,29	194,45	194,58	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	25.11.14	56	197,50	196,56	196,72	196,93	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	29.12.14	90	199,14	197,66	197,83	198,21	0,01	0,08
		20.01.15	112	202,32	201,39	201,95	201,89	0,00	0,05

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 7-Zyklen Tieftemperatur									
Typ L_FM4.0		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
Betonklasse				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	10.10.2014	17.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	07.11.14	28	184,73	184,07	184,21	184,34	0,00	0,04
Fließmittelzugabe	Einzeln								
Verdichten	60 sec	05.12.14	56	187,10	186,22	186,36	186,56	0,00	0,05
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	08.01.14	90	188,66	187,25	187,42	187,78	0,01	0,08
		30.01.15	112	191,67	190,79	191,32	191,26	0,00	0,05

Tab. D.6.4: Versuchsergebnisse zur Druckfestigkeit des Typs P unter kryogenen Umgebungsbedingungen

Druckfestigkeit in N/mm ²									
Typ P		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	HPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	01.07.2014	08.07.14	7	50,26	51,98	53,68	51,97	0,11	0,34
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	29.07.14	28	89,62	90,05	91,12	90,26	0,01	0,11
Fließmittelzugabe	-								
Verdichten	Nach Norm	26.08.14	56	95,44	93,64	91,97	93,68	0,06	0,25
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	29.09.14	90	96,30	93,97	92,31	94,19	0,09	0,29
		21.10.14	112	96,77	94,54	92,64	94,65	0,09	0,30

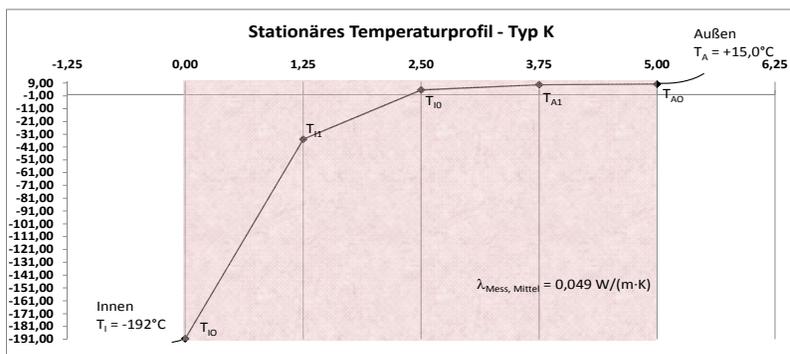
Druckfestigkeit in N/mm ² bei Tieftemperatur									
Typ P		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	HPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	24.09.2014	01.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	22.10.14	28	148,12	150,24	149,72	149,36	0,02	0,13
Fließmittelzugabe	-								
Verdichten	Nach Norm	19.11.14	56	149,32	151,44	150,89	150,55	0,02	0,13
Lagerung/ Nachbehandlung	Nach Norm	23.12.14	90	150,56	152,04	151,21	151,27	0,01	0,09
		14.01.15	112	151,24	152,89	151,99	152,04	0,01	0,09

Druckfestigkeit in N/mm ² nach 1-Zyklus Tieftemperatur									
Typ P		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	30.09.2014	07.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	28.10.14	28	76,18	76,54	77,45	76,72	0,01	0,11
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	25.11.14	56	81,12	79,59	78,17	79,63	0,05	0,23
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	29.12.14 20.01.15	90 112	81,86 82,25	79,87 80,36	78,46 78,74	80,06 80,45	0,07 0,08	0,27 0,28

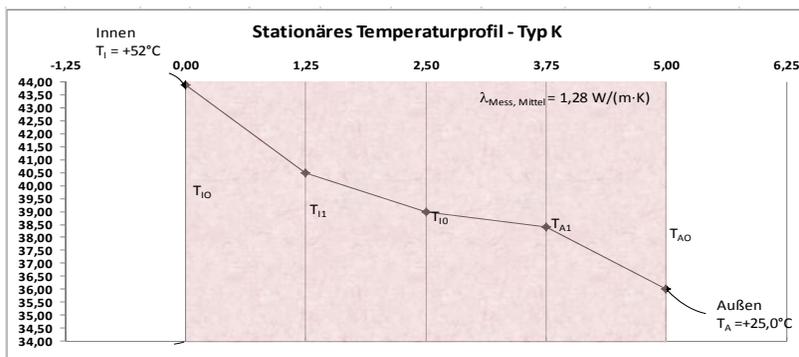
Druckfestigkeit in N/mm ² nach 7-Zyklen Tieftemperatur									
Typ P		Prüfdatum	Alter [d]	Einzelwerte			Mittelwert	Varianz	Standardabweichung
				P1	P2	P3			
Betonklasse	UHPC	-	3	-	-	-	-	-	-
Datum der Betonage	10.10.2014	17.10.14	7	-	-	-	-	-	-
Mischer	Eirich Granuliermischer R02	07.11.14	28	71,70	72,04	72,90	72,21	0,01	0,10
Fließmittelzugabe	Einzel								
Verdichten	60 sec	05.12.14	56	76,35	74,91	73,58	74,95	0,05	0,23
Lagerung/ Nachbehandlung	48h bei 90°C in Wasser + Wasser	08.01.14 30.01.15	90 112	77,04 77,42	75,18 75,63	73,85 74,11	75,35 75,72	0,07 0,07	0,26 0,27

Anlage D.7 - Thermische Eigenschaften bei und nach kryogenem Einfluss

Tab. D.7.1: Wärmeleitfähigkeit Typ K bei Tieftemperatur



Tab. D.7.2: Wärmeleitfähigkeit Typ K nach einer zyklischen Tieftemperaturbelastung (7-mal) bei Normaltemperatur



Anlage E

(Herleitungen)

Anlage E.1 - Herleitung der mittleren freien Weglänge

Unter der Annahme, dass der Radius eines betrachteten Moleküls klein im Verhältnis zum mittleren Abstand gegenüber eines anderen Teilchens ist, findet ausgehend von der molekularen Modellvorstellung der kinetischen Gastheorie (Gas bestehend aus starren, kugelförmigen Molekülen mit der Masse m , die sich ungeordnet und zufällig ohne Wechselwirkung im Raum bewegen und deren Kollisionen untereinander oder mit der Systemgrenze als elastische Stöße quantifiziert werden) genau dann ein Stoß zwischen zwei Teilchen statt, wenn der Abstand beider Teilchenmittelpunkte gleich oder kleiner ist als deren Stoßdurchmesser d [32] [262]. Es gilt:

$$d \geq r_1 + r_2 \quad (\text{E.1.1})$$

Zur Berechnung der Anzahl der Zusammenstöße eines Teilchens mit anderen Teilchen wird nachfolgend vom Konzept des Wirkungsquerschnitts (siehe Abb. D.4.2) ausgegangen [163].

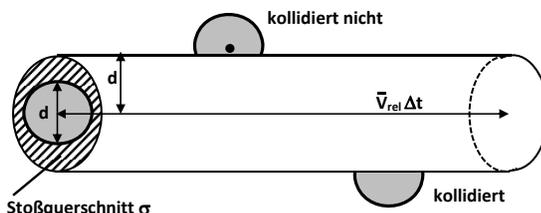


Abb. D.4.2: Stoßquerschnitt vgl. [10] [32]

Dementsprechend bewegt sich ein Teilchen mit einer mittleren Geschwindigkeit \bar{v} in einer Zeit Δt durch eine Ansammlung aus ruhenden Teilchen und kollidiert ausschließlich mit den Teilchen, deren Schwerpunkte (Zentren) innerhalb des Stoßzylinders mit der Grundfläche πd^2 und der Länge $\bar{v}\Delta t$ liegen. Es ergibt sich

$$\sigma = \pi(r_1 + r_2)^2 = \pi d^2 \quad (\text{E.1.2})$$

Unter Verwendung der Teilchendichte $n_0 = N/V$ (Gas mit verschiedenartigen Teilchen) bzw. der Avogadrokonstanten N_a (reines Gas) ergibt sich die Stoßanzahl z pro Zeiteinheit zu:

$$z = \frac{N}{V} \pi d^2 \bar{v} \quad \text{bzw.} \quad z = N_a \pi d^2 \bar{v} \quad (\text{E.1.3})$$

Berücksichtigt man im Weiteren, entgegen der vorherigen Annahme einer Ansammlung aus ruhenden Teilchen, stattdessen eine gleichförmige und geradlinige Translation beider Kollisionspartner, so muss der Korrekturfaktor $\sqrt{2}$ für die Relativbewegung der Teilchen mit einbezogen werden [163]. Die Stoßzahl z ergibt sich dann zu

$$z = \frac{N}{V} \pi d^2 \cdot \sqrt{2} \bar{v} \quad \text{bzw.} \quad z = N_a \pi d^2 \cdot \sqrt{2} \bar{v} \quad (\text{E.1.4})$$

Gemäß der Funktion $\bar{v} = s(t)/t$ für eine eindimensionale Bewegung und der Vernachlässigung des vektoriellen Charakters der Geschwindigkeit ergibt sich für ein Teilchen mit der Geschwindigkeit \bar{v} und einer Stoßzahl z die freie Bewegungszeit zwischen zwei Stößen zu $t = 1/z$ und die zurückgelegte Strecke s_{frei} zu [32]

$$s_{frei} = \frac{1}{z} \bar{v} \quad (\text{E.1.5})$$

Mit der Einführung der physikalischen Größe *mittlere freie Weglänge* (Λ_m) und der Berücksichtigung des Ausdrucks für z aus Gleichung E.1.4, ergibt sich Λ_m dann zu:

$$s_{frei} = \Lambda_m = \frac{V}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot N} \quad \text{bzw.} \quad \Lambda_m = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot n_0} \quad (\text{E.1.6})$$

und bezeichnet dementsprechend die Strecke, die ein Teilchen ohne Kollision zurücklegen kann.

Anlage E.2 - Herleitung der Wärmeleitfähigkeit

In Fluiden oder hochporösen Feststoffen sind Moleküle die Träger der Energie und übertragen diese, entsprechend den Modellvorstellungen der kinetischen Gastheorie, durch elastische Stöße, zufällig, auf andere Moleküle bzw. auf die Systembegrenzung [276]. Der hier beschriebene Teilchenfluss J_N einer bestimmten Anzahl Teilchen N durch eine projizierte Fläche A in einer bestimmten Zeit [92] ergibt sich zu :

$$J_N = N/A\Delta t \quad (\text{E.2.1})$$

bzw. unter der Annahme eines geschlossenen Systems und mit dem Volumen $V = A \cdot \Delta x$ zu:

$$J_N = (N/V) \cdot (\Delta x/\Delta t) \quad (\text{E.2.2})$$

Diesbezüglich ergibt sich unter Berücksichtigung von $v_x = \Delta x/\Delta t$ und $n_{0x} = N(v_x)/V$, der Teilchenfluss zu:

$$J_N = n_{0x} \cdot v_x \quad (\text{E.2.3})$$

Entsprechend der Grundgleichung der Wärmekapazität

$$dQ = m \cdot c(T) \cdot dT = C \cdot dT \quad (\text{E.2.4})$$

transportiert jedes Teilchen gemäß $C \equiv n \cdot c_{mol}$ die Wärmemenge $c_n \cdot \Delta T$ [92]. Bewegt sich diesbezüglich ein Teilchen mit der Wärmekapazität C aus einem Gebiet mit der lokalen Temperatur $T + \Delta T$ in ein Gebiet mit lokaler Temperatur T , so gibt es dabei die Energie $c_{mol}\Delta T$ ab [139]. Dies erfolgt über den zuvor beschriebenen zufälligen elastischen Stoß mit anderen Molekülen. Betrachtet man in diesem Kontext die Strecke zwischen den Endpunkten zweier Molekülkollisionen, so ist die Temperaturdifferenz ΔT der beiden Moleküle gegeben durch:

$$\Delta T = \frac{dT}{dx} \cdot v_x \cdot \tau \quad (\text{E.2.5})$$

wobei τ die mittlere Zeit zwischen zwei Stößen ist. Der resultierende Energiefluss ($J_N = \vec{q}_x$) ergibt sich demnach zu:

$$J_N = \vec{q}_x = -n_x \cdot v_x^2 \cdot c_{mol} \cdot \tau \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (\text{E.2.6})$$

In Analogie zu den Angaben von GROSS [92] sowie unter der begründeten Annahme, dass die hier betrachteten UHPCs aufgrund ihrer Betonmatrix und einem Größtkorn von $\leq 1\text{mm}$ als isotrope Festkörper gelten, kann $(v_x^2) = \frac{1}{3}\bar{v}^2$ gesetzt werden ². Es ergibt sich:

$$\vec{q}_x = -\frac{1}{3}n \cdot \bar{v}^2 \cdot c_{mol} \cdot \tau \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (\text{E.2.7})$$

Mit Einführung der Größe mittlere freie Weglänge Λ , wobei $\Lambda \equiv v_x \cdot \tau$ ist, und mit $C \equiv n \cdot c_{mol}$ ergibt sich die Wärmestromdichte \vec{q}_x zu:

$$\vec{q}_x = -\frac{1}{3}C \cdot \bar{v} \cdot \Lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (\text{E.2.8})$$

Eingesetzt in Gleichung 4.17 ergibt sich die Wärmeleitfähigkeit dann zu

$$\lambda = -\frac{1}{3}C \cdot \bar{v} \cdot \Lambda \quad (\text{E.2.9})$$

²Es gilt $v_x^2 + v_y^2 + v_z^2 = v^2$ sowie $v_x^2 = v_y^2 = v_z^2$ vgl. [92]

Anlage E.3 - Herleitung der Navier-Stokes-Gleichungen

Zur Herleitung der in der Physik als klassische Annahmen bezeichneten Anteile der Navier-Stokes-Gleichungen (Erhaltung der Masse, Erhaltung des Impulses und Erhaltung der Gesamtenergie) wird ein Flüssigkeitskörper Ω betrachtet, welcher sich unter dem Einfluss innerer und äußerer Kräfte bewegt. Sein Volumen (V) sei dabei $\subset \Omega$ [266] [2].

E.3.1 - Erhaltung der Masse - Kontinuitätsgleichung

Mit dem Anspruch, dass die Masse $m(t)$ in einem raumfesten Kontrollvolumen V erhalten bleibt, ergibt sich die Dichte des Fluids als dazugehörige Feldgröße. Wenn die Dichte des Fluids $\rho(x,t)$ ist, so ergibt sich aus der generellen Anforderung der Massenerhaltung

$$0 = \frac{d}{dt} \int_{V(t)} \rho(x,t) dx \quad (\text{E.3.1.1})$$

und dem Reynolds-Transport-Theorem (kurz: RTT)[2]

$$\frac{d}{dt} \int_{V(t)} \vec{f}(x,t) dx = \int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial \vec{f}}{\partial t}(x,t) + \text{div}(\vec{f}\vec{v})(x,t) \right\} dx \quad (\text{E.3.1.2})$$

die **Massenerhaltung** nach [266] zu:

$$\frac{d}{dt} \int_{V(t)} \rho(x,t) dx = \int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial \rho \vec{f}}{\partial t}(x,t) + \text{div}(\rho \vec{v})(x,t) \right\} dx \quad (\text{E.3.1.3})$$

bzw. bei Betrachtung von nur einem Punkt, zu:

$$\frac{\partial \rho \vec{f}}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{v}) = 0 \quad \text{in } \Omega \times (0, \infty) \quad (\text{E.3.1.4})$$

E.3.2 - Erhaltung des Impulses - Impulserhaltung

Klassisch wird der *Impuls* eines Körpers (\vec{p}), welcher eine Masse (m) und eine Geschwindigkeit (\vec{v}) besitzt über die Beziehung $\vec{p} = m \cdot \vec{v}$ beschrieben. Diesbezüglich ergibt sich die zeitliche Änderung des Impulses unter Berücksichtigung der Massenerhaltung (E.3.1.1) und des Reynold-Transport-Theorems (E.3.1.2) zu:

$$\begin{aligned}
 &= \frac{d}{dt} \int_{V(t)} \rho(x,t) \vec{v}(x,t) dx \\
 &= \left(\frac{d}{dt} \int_{V(t)} \rho(x,t) v_i(x,t) dx \right)_{1 \leq i \leq 3} \\
 &= \left(\int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial}{\partial t} (\rho v_i)(x,t) + \operatorname{div}(\rho v_i \vec{v})(x,t) \right\} dx \right)_{1 \leq i \leq 3} \\
 &= \int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v})(x,t) + \operatorname{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v})(x,t) \right\} dx
 \end{aligned} \tag{E.3.2.1}$$

mit

$$\vec{v} \otimes \vec{u} := (v_i u_j)_{1 \leq i, j \leq 3}$$

Gemäß [266] muss zur Erhaltung des Impulses die Summe der inneren und äußeren Kräfte gleich der zeitlichen Änderung des Impulses sein. Aus dem Satz von Radon-Nikodým (nach Johann Radon und Otton Marcin Nikodým) ergibt sich

$$\int_{V(t)} \rho \vec{f} dx \tag{E.3.2.2}$$

Gleichung E.3.2.2, da die äußeren Kräfte mit dem Volumen skalieren, somit bezgl. des Volumens additiv sind [266] und demnach durch das Lebesgue-Integral (nach Henri Léon Lebesgue) einer Funktion f darstellbar sind. Ferner folgt aus dem nach Augustin-Loius Cauchy benannten Cauchy'schen Fundamentalththeorem $\vec{T} = \vec{n} \cdot \sigma$ (in jedem Partikel eines materiellen Körpers ist der Spannungstensor \underline{T} bzw. \vec{T} der vom Cauchy'schen Spannungstensor σ transformierte

Normalenvektor \vec{n} an die Schnittfläche [105]) dass die inneren Kräfte von der Form

$$\int_{\partial V(t)} \underline{\mathbf{T}} \cdot \vec{v} d\sigma \quad (\text{E.3.2.3})$$

sind. Der Vektor \vec{T} des Fluidkörpers Ω ist aufgrund seiner Struktur als Matrix mit 3 Zeilen und 3 Spalten innerhalb der reellen Zahlen gleichzeitig ein Tensor der 2. Stufe ($\underline{\mathbf{T}} : \Omega \rightarrow \mathbb{R}^{3 \times 3}$). Daraus ergibt sich unter Verwendung des Gauß'schen Integralsatzes,

$$\oint_A \vec{F} dA = \iiint_V \text{div} \vec{F} dV \quad (\text{E.3.2.4})$$

der Fluss durch eine Oberfläche ($\oint_A \vec{F} dA$) lässt sich berechnen, in dem man die Quellendichte über das Volumen integriert ($\iiint_V \text{div} \vec{F} dV$) die Form:

$$\int_{\partial V(t)} \underline{\mathbf{T}} \cdot \vec{v} d\sigma = \int_{V(t)} \text{div} \underline{\mathbf{T}} dx \quad (\text{E.3.2.5})$$

Unter Bezugnahme dessen und durch Verwendung der identischen Abbildung aus E.3.2.1 ergibt sich für jedes Volumen[266]:

$$\int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \text{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) \right\} dx = \int_{V(t)} \left\{ \rho \vec{f} \cdot \vec{v} + \text{div} \underline{\mathbf{T}} \right\} dx \quad (\text{E.3.2.6})$$

bzw. bei Betrachtung von nur einem Punkt, zu:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \text{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) = \rho \vec{f} + \text{div} \underline{\mathbf{T}} \text{ in } \Omega \times (0, \infty) \quad (\text{E.3.2.7})$$

E.3.3 - Erhaltung der Gesamtenergie - Energieerhaltung

Die Gesamtenergie soll mit e bezeichnet werden. Daraus ergibt sich in Analogie zur **Impulserhaltung**, unter Verwendung des RTT, die zeitliche Änderung der Gesamtenergie zu

$$\frac{d}{dt} \int_{V(t)} e(x,t) dx = \int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial e}{\partial t}(x,t) + \operatorname{div}(ev)(x,t) \right\} dx \quad (\text{E.3.3.1})$$

Des Weiteren folgt wieder aus dem Satz von Radon-Nikodým für die äußeren Kräfte:

$$\int_{V(t)} \rho f \cdot v dx \quad (\text{E.3.3.2})$$

und dem Cauchy'schen Fundamentalththeorem für die inneren Kräfte:

$$\int_{\partial V(t)} \mathbf{n} \cdot \underline{\mathbf{T}} \cdot \mathbf{v} d\sigma = \int_{V(t)} \operatorname{div}(\underline{\mathbf{T}} \cdot \mathbf{v}) dx \quad (\text{E.3.3.3})$$

Andererseits ergibt sich für die Änderung der inneren Energie aus dem Cauchy'schen Fundamentalththeorem:

$$\int_{\partial V(t)} \sigma \cdot \mathbf{n} d\sigma \quad (\text{E.3.3.4})$$

mit einem Vektorfeld $\sigma : \Omega \rightarrow \mathbb{R}^3$ [266]. Daraus ergibt sich unter Verwendung des Gauß'schen Integralsatzes,

$$\int_{\partial V(t)} \sigma \cdot \mathbf{n} d\sigma = \int_{V(t)} \operatorname{div} \sigma dx \quad (\text{E.3.3.5})$$

Unter Bezugnahme dessen und durch Verwendung der identischen Abbildung aus E.3.3.1 ergibt sich für jedes Volumen[266]:

$$\int_{V(t)} \left\{ \frac{\partial}{\partial t} e + \operatorname{div}(ev) \right\} dx = \int_{V(t)} \{ \rho f \cdot \mathbf{v} + \operatorname{div}(\underline{\mathbf{T}} \cdot \mathbf{v}) + \operatorname{div} \sigma \} dx \quad (\text{E.3.3.6})$$

bzw. bei Betrachtung von nur einem Punkt, zu:

$$\frac{\partial}{\partial t} e + \operatorname{div}(ev) = \rho f \cdot \mathbf{v} + \operatorname{div}(\underline{\mathbf{T}} \cdot \mathbf{v}) + \operatorname{div} \sigma \quad \text{in } \Omega \times (0, \infty) \quad (\text{E.3.3.7})$$

Anlage E.4 - Kompressible Navier-Stokes Gleichungen in konservativer Form

Zur Darstellung eines kompressiblen Fluids sind die Gleichungen E.3.1.4 und E.3.2.7 in ihrer Darstellung nicht ausreichend. Gemäß den Ausführungen von [266] muss speziell die Gleichung E.3.2.7 durch eine weitere konstitutive Gleichung für die Größe $\underline{\mathbb{T}}$ ergänzt werden. Diesbezüglich müssen die nachfolgenden Annahmen getroffen werden:

1. $\underline{\mathbb{T}}$ ist lediglich vom linearen Anstieg der Geschwindigkeit abhängig.
2. $\underline{\mathbb{T}}$ ist symmetrisch und es treten beim Fehlen von innerer Reibung ausschließlich Kräfte in Normalenrichtung auf.

Entsprechend dieser Annahmen kann der Spannungstensor $\underline{\mathbb{T}}$, gemäß den Ausführungen von [266], wie folgt angenommen werden:

$$\underline{\mathbb{T}} = 2 \eta \underline{\mathbb{D}}(\vec{v}) + \eta_{vol} (\text{div } \vec{v}) \underline{\mathbb{I}} - \rho \underline{\mathbb{I}} \quad (\text{E.4.1})$$

mit $\underline{\mathbb{I}}$ als Einheitstensor, $\underline{\mathbb{D}}(\vec{v})$ als Deformationstensor, p als Druck und η, η_{vol} als kinematische (-volumenbezogene) Viskosität.

Aus den Gleichungen E.3.1.4, E.3.2.7 und E.4.1 sowie den Annahmen (1) und (2) ergibt sich die kompressible Navier-Stokes-Gleichung in konservativer Form zu:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho) + \text{div}(\rho \vec{v}) &= 0 \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \text{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) &= \rho \vec{f} + \text{div } \underline{\mathbb{T}} \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \text{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) &= \rho \vec{f} + 2 \eta \text{div } \underline{\mathbb{D}}(\vec{v}) + \eta_{vol} \text{grad div } \vec{v} - \text{grad } p \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \text{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) &= \rho \vec{f} + \eta \Delta (\vec{v}) + (\eta + \eta_{vol}) \text{grad div } \vec{v} - \text{grad } p \end{aligned} \quad (\text{E.4.2})$$

bzw. in geordneter Form, und mit der Annahme, dass „ f “ für die Feldstärke des Schwerfeldes \vec{g} (Fallbeschleunigung oder Erdbeschleunigung) steht, zu:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) = -\text{div}(\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) - \text{grad } p + (\eta + \eta_{vol}) \text{grad div } \vec{v} + \eta \Delta \vec{v} + \rho \vec{g} \quad (\text{E.4.3})$$

Ferner kann diese, in Anlehnung an die Ausführungen von [228], in die nachstehende konservative Schriftform überführt werden:

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) = & \underbrace{-(\vec{v} \cdot \text{grad})(\rho \vec{v}) - (\rho \vec{v}) \text{div } \vec{v}}_{\substack{\text{volumenbezogene} \\ \text{Trägheitskraft } F_{T,V}}} - \underbrace{\text{grad } p}_{\text{Druckkraft } F_p} \\
 & + \underbrace{(\eta + \eta_{vol}) \text{grad div } \vec{v} + \eta \Delta \vec{v}}_{\substack{\text{volumenbezogene} \\ \text{Zähigkeitskraft } F_{\eta,V}}} + \underbrace{\rho \vec{g}}_{\text{Gravitationskraft } F_G}
 \end{aligned} \tag{E.4.4}$$

Thesen

- 1 Betrachtet man die möglichen Optimierungspotenziale von UHPC-Mischungen anhand seiner spezifischen Feinstoffzusammensetzung, so führt die Verwendung von Braunkohlenflugasche im Vergleich zur Verwendung von Mikrosilika zu schlechteren Festbetoneigenschaften.
- 2 Das Mischregime und hierbei speziell die Zugabezeit des Fließmittels üben einen wesentlichen Einfluss auf die zu erreichenden Frisch- und Festbetoneigenschaften von Ultra-Hochleistungsbetonen aus. Die niedrigsten Viskositäten und größten Setzfließmaße ergeben sich, sobald das Fließmittel kurz nach dem Wasser der Mischung zugeführt wird.
- 3 Die nachträgliche Verdichtung eines Ultra-Hochleistungsbetons kann eine Steigerung der maximal erreichbaren Druckfestigkeit um bis zu 20 % bewirken
- 4 Stetig reproduzierbare 28-Tage-Druckfestigkeiten jenseits der 200 N/mm^2 sind ohne thermische Nachbehandlung nur unter Verwendung beton-geeigneter Intensivmischer und/oder Vakuummischer zu erreichen.
- 5 Die Gas-Permeabilität von Ultra-Hochleistungsbetonen ist maßgeblich Abhängig vom Sättigungsgrad des Betonkörpers. Die Gas-Permeabilitätskoeffizienten von Ultra-Hochleistungsbetonen liegen selbst im vollständig getrockneten Zustand 3 Zehnerpotenzen unter einem Normalbeton.
- 6 Die Gas-Permeabilität von Betonen korreliert im Wesentlichen positiv mit ihrer Druckfestigkeit; je höher die Druckfestigkeit eines Betons, desto geringer ist seine Gas-Permeabilität.
- 7 Die kapillare Wasseraufnahme von Ultra-Hochleistungsbetonen liegt um ca. ein Zehnfaches unter der eines Normalbetons. Eine entsprechende Wassereindringtiefe unter Druck ist praktisch nicht existent.

- 8 Durch die Verwendung von Ultra-Hochleistungsbetonen kann der Bau von dichtigkeitsgebenden Trennschichten nunmehr auf den Sektor der zementgebundenen Baustoffe ausgeweitet werden.
- 9 Ein gasdichtes Verkleben einzelner UHPC-Bauteile für den Einsatz unter Normalbedingungen ist unter Verwendung eines 2-Komponenten-Bewehrungsklebers prinzipiell möglich. Voraussetzung hierzu sind der kraftschlüssige Verbund sowie ein großflächiges Anrauen der Klebestirnseiten. Die Verwendung unter Tieftemperaturbedingungen führt zum Versagen der Klebefuge.
- 10 Ultra-Hochleistungsbetone sind aufgrund des wenig verzweigten mesoporösen Porensystems, dem damit verbundenen geringen Wassergehalt sowie der hohen Packungsdichte und den daraus resultierenden hohen Festigkeitskennwerten hervorragend für Tieftempera-turaufgaben geeignet.
- 11 Da sowohl die Wärmeleitfähigkeit als auch die Permeabilitäts- und Diffusionskoeffizienten im Tieftemperaturbereich deutlich abnehmen, sind Ultra-Hochleistungsbetone mit entsprechend optimierter Granulometrie selbst unter Tieftemperatureinfluss als Dichtigkeitsschichten einsetzbar. Permeabilität von Betonen sinkt mit steigender Wassersättigung
- 12 Entgegen der im Allgemeinen angenommenen wirtschaftlichen Reduzierung von Mikrosilika aufgrund des nur noch marginal erreichbaren Festigkeitszuwachses, sind UHPC mit 30 % Mikrosilika besser für Anwendungen im Tieftemperaturbereich geeignet, als vergleichbare UHPC mit weniger Mikrosilikazusatz.

Selbständigkeitserklärung

Ich erkläre hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Insbesondere habe ich nicht die Hilfe einer kommerziellen Promotionsberatung in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form als Dissertation eingereicht und ist als Ganzes auch noch nicht veröffentlicht.

Magdeburg, den 18. Oktober 2016

Marco Wolf

Curriculum Vitae

Persönliche Daten

Name	Wolf
Vorname	Marco
Geb.-Datum	15.01.1984
Geb.-Ort	Magdeburg

Publikationen

Juli	2016	Wolf, M.; Hinrichsmeyer K. und Henze S., „Offenlegung Patentschrift DE 10 2014 009 936 A1“ Vakuum-Isolationslement u. zwei Verfahren zur Herstellung
April	2015	Wolf, M.; Hinrichsmeyer K. und Henze S., „Ultra high performance concrete–more than just enormous strength“ Schriftenreihe „Vestnik“ an der TU-Perm
Mai	2014	Wolf, M.; Jagnow K. und Schmidt, K., „Folgen aus der Teilbeheizung für die Energiebilanz“ Fachartikel im „Gebäude-Energie-Berater“
März	2014	Wolf, M.; Hinrichsmeyer K. und Henze S., „Using ultra high performance concrete for vacuum insulated wall elements“ ACE in Singapur
Februar	2014	Wolf, M. und Henze, S., „Vacuum insulated wall elements“ Veröffentlichungsvortrag auf der BAUTECH in Berlin

Studium

- 05/14 - 12/16 Promotionsstudium an der Otto-von-Guericke-Universität MD
Studiengang: Verfahrenstechnik
Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik
Abschlussnote: „magna cum laude“
- 04/09 - 09/10 Masterstudium an der Hochschule Magdeburg-Stendal
Studiengang: Regenerative u. rationale Gebäudeenergiesysteme
Fachbereich: Elektrotechnik
Abschlussnote: „sehr gut, mit Auszeichnung“
- 10/04 - 09/08 Diplomstudium an der Hochschule Magdeburg-Stendal
Studiengang: Bauingenieurwesen
Fachbereich: Bauwesen
Abschlussnote: „gut“

Beruflicher Werdegang

- 04/13 - Lehrkraft (i.V.) für Bauphysik (Wärme- und Feuchteschutz)
Studiengang: Bauingenieurwesen
Hochschule Magdeburg-Stendal
- 08/13 - Wissenschaftlicher Mitarbeiter
Drittmittelprojekt: „Entw. eines Flüssiggasspeichers aus UHPC“
Fachbereich: Bauwesen, Hochschule Magdeburg-Stendal
- 08/11 - 07/13 Wissenschaftlicher Mitarbeiter
Drittmittelprojekt: „Multifunktionale Vakuum-Wandelemente“
Fachbereich: Bauwesen, Hochschule Magdeburg-Stendal
- 12/10 - 07/11 Projekt/-Entwicklungsingenieur für regenerative Energiesysteme
SOLVIS GmbH & CO. KG, Braunschweig
- 01/07 - 04/09 Mitarbeiter / Ingenieur für Tragwerksplanung
ASSMANN Beraten+Planen GmbH, Magdeburg