

Untersuchungen zur Luftpermeabilität von Ultrahochleistungsbetonen

Vom Fachbereich Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR (Dr.-Ing.)

genehmigte

DISSERTATION

von

Fadi Munir Awed

aus Aleppo (SYR)

Dekan:	Prof. Dr.-Ing. H. Sadegh-Azar
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. C. Glock
2. Berichterstatterin:	apl. Prof. Dr.-Ing. C. Thiele
Tag der mündlichen Prüfung:	08.12.2020

Kaiserslautern 2020

(D 386)

Fadi Awed

**Untersuchungen zur Luftpermeabilität von
Ultrahochleistungsbetonen**

Vorwort

Im Jahr 2014 bin ich als junger Bauingenieurabsolvent aus Syrien in die Bundesrepublik Deutschland gekommen mit dem Ziel zu promovieren. Diesem Ziel kam ich in den Jahren 2015 bis 2020 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Massivbau und Baukonstruktion an der Technischen Universität Kaiserslautern Schritt für Schritt näher. Dass ich heute dieses Vorwort schreiben darf erfüllt mich mit Stolz und auch mit großer Dankbarkeit gegenüber allen, die mich während dieser Reise durch alle Höhen und Tiefen begleitet haben.

Mein erster Dank gilt meinem Gott, der mich nie im Stich gelassen hat und mir immer mehr gegeben hat als ich je verdient habe.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr. -Ing. Christian Glock für die Möglichkeit zur Anfertigung dieser Dissertation, für die Förderung dieser Arbeit durch zahlreiche Anregungen sowie für seine stetige Diskussionsbereitschaft. Des Weiteren danke ich Frau apl. Prof. Dr.-Ing. Catherina. Thiele für die Übernahme des Korreferats und die Erstellung des zweiten Berichts. Frau Thiele hat mich außerdem seit Beginn meiner Tätigkeit an der Technischen Universität Kaiserslautern in die Gruppe der Befestigungstechnik aufgenommen und meine fachliche Kompetenz sehr bereichert. Herrn Prof. Dr. -Ing. Jürgen Schnell danke ich recht herzlich für das entgegengebrachte Vertrauen und seine Unterstützung bei der Auswahl des Promotionsthemas. Darüber hinaus danke ich Herrn Prof. Dr. rer. nat. Oliver Kornadt für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Weiterhin gilt mein Dank Herrn Thomas Deuse von der Dyckerhoff GmbH und Herrn Dr. -Ing. Bernhard Sagmeister von der ducrete GmbH für die fachliche Unterstützung bei der Verwendung von Nanodur® -Beton.

Allen Mitarbeitern des Labors für Konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Universität Kaiserslautern sei für die Unterstützung bei der Herstellung von Versuchskörpern und der Durchführung der experimentellen Untersuchungen gedankt.

Ich danke allen Kolleginnen und Kollegen für die tolle Zeit am Fachgebiet, die ich in guter Erinnerung behalten werde. Besonders bedanken möchte ich mich bei meinen ehemaligen Zimmerkolleginnen und -kollegen Frau Dipl. -Ing. Mona-Lisa Keller, Frau Raheleh Javanmardi, M.Sc., Frau Dipl. -Ing. Delphine Schwab und Herrn Dr. -Ing. Tobias Stallmann für ihre moralische Unterstützung und den fachlichen Austausch.

Ein sehr herzlicher Dank gilt vor allem auch meinem Kollegen Herrn Kasem Maryamh, M.Sc. für seinen fachlichen Rat und seine wertvollen Anregungen in zahlreichen Diskussionen zu meiner Dissertation. Bei den Kolleginnen und Kollegen Frau Dipl. -Ing. Mona-Lisa Keller, Frau Dipl. -Ing. Sergia Balzer, Frau Rabea Sefrin, MSc. und Herrn Dipl. -Ing. Sebastian Penkert bedanke ich mich herzlichst für die sehr sorgfältige Durchsicht des schriftlichen Inhalts dieser Arbeit.

Bei meinen Eltern, die mich immer unterstützt und an mich geglaubt haben, möchte ich mich in ganz besonderem Maße bedanken.

Das Anfertigen einer Dissertation ist eine anspruchsvolle Aufgabe, welche eine intellektuelle Anstrengung und viel Zeit benötigt. Mit zwei Kindern ist die Aufgabe noch herausfordernder und nur möglich, wenn man eine verständnisvolle Familie hat. Mein innigster Dank gilt daher meiner Frau Antonia Bedrous, die mir stets bedingungslos den Rücken freigehalten hat. Für ihren Glauben an mich danke ich ihr herzlichst, ohne sie hätte ich diese Arbeit nicht leisten können.

Sinzheim, im Dezember 2020

Fadi Awed

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	v
Zusammenfassung	v
Abstract	vii
Bezeichnungen	ix
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Ziele der Arbeit	2
1.3 Vorgehensweise	2
2 Grundlagen zu Ultrahochleistungsbeton	5
2.1 Allgemeines	5
2.2 Zusammensetzung und Bestandteile von UHPC	6
2.2.1 Zement	6
2.2.2 Betonzusatzstoffe	6
2.2.3 Gesteinskörnungen	7
2.2.4 Fließmittel	7
2.2.5 Faser- und Mikrobewehrung	7
2.3 Hydratation	8
2.4 Mikrostruktur und Porengefüge	8
2.4.1 Porosität und Porengrößenverteilung	8
2.4.2 Kontaktzone	11
2.4.3 Mikrorissbildung	11
2.5 Dauerhaftigkeit	12
2.5.1 Bewehrungskorrosion	13
2.5.2 Karbonatisierung	13
2.5.3 Chloridangriff	14
2.5.4 Frost- Taubeanspruchung	14
2.6 Anwendungsgebiete	15
2.6.1 Infrastruktur	15
2.6.2 Hochbau und architektonische Ausstattungen	16
2.6.3 Vakuumisulationspaneele	17
2.7 Zwischenfazit	22
3 Permeabilität von Beton	23
3.1 Physikalische Grundlagen	23

3.1.1	Allgemeine Gasgleichung	23
3.1.2	Mikroskopischer Aufbau poröser Feststoffe	24
3.1.3	Transportmechanismen von Gasen in porösen Feststoffen	25
3.1.4	Strömungsarten	27
3.2	Einflussfaktoren	32
3.2.1	Allgemeines	32
3.2.2	Betonzusammensetzung	33
3.2.3	Lagerung/Nachbehandlung	36
3.2.4	Betonalter	38
3.2.5	Temperatur	40
3.2.6	Feuchte	40
3.2.7	Messfluid	41
3.3	Zusammenhänge	43
3.3.1	Permeabilität und Diffusionskoeffizient	43
3.3.2	Permeabilität und Karbonatisierungstiefe	43
3.3.3	Permeabilität und Druckfestigkeit	45
3.4	Zwischenfazit	47
4	Kritische Analyse ausgewählter Permeabilitätsmessverfahren	49
4.1	Allgemeines	49
4.2	Invasive In-situ-Messverfahren	49
4.2.1	Figg	50
4.2.2	Reinhardt-Mijnsbergen-Croes	51
4.3	Nicht invasive In-situ Oberflächenmessverfahren	53
4.3.1	Autoclam	53
4.3.2	Schönlin	54
4.3.3	Torrent	57
4.3.4	Guth und Zia	59
4.4	Labormessverfahren	60
4.4.1	Cembureau	61
4.4.2	Häfner	64
4.5	Gegenüberstellung der Messverfahren	65
4.6	Zwischenfazit	68
5	Neues Luftpermeabilitätsmessverfahren	71
5.1	Allgemeines	71
5.2	Messkonzept und Prüfkörper	71
5.3	Versuchsaufbau	74
5.4	Auswertung der Permeabilitätsmessungen	76
5.5	Einflussfaktoren auf das Messverfahren	79
5.5.1	Definierter Druckbereich	79

5.5.2	Versuchswiederholung	82
5.5.3	Leckraten	85
5.5.4	Prüfkörperform	86
5.6	Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k	88
5.7	Vergleich mit bestehenden Messverfahren	92
5.8	Zwischenfazit	93
6	Experimentelle Untersuchungen	95
6.1	Allgemeines	95
6.2	Versuchsprogramm	95
6.3	Betonzusammensetzung	98
6.4	Herstellung	100
6.5	Lagerung und Nachbehandlung	102
6.6	Frisch- und Festbetonkennwerte	106
6.7	Permeabilitätsmessungen	109
6.7.1	Versuchsergebnisse	110
6.7.2	Permeabilität nach 28 Tagen	111
6.7.3	Permeabilität der getrockneten Betone	112
6.7.4	Zeitliche Entwicklung der Permeabilität	114
6.7.5	Permeabilität nach der Frost-Taubeanspruchung	117
6.8	Karbonatisierung	120
6.9	Zwischenfazit	122
7	Diskussion der Ergebnisse und Schlussfolgerungen	125
7.1	Allgemeines	125
7.2	Lagerung im Normklima und unter Laborbedingungen	125
7.3	Wärmebehandlung	127
7.4	Wasserlagerung	129
7.5	Einfluss der Betonfeuchte auf die Permeabilität	130
7.6	Langzeitverhalten der Permeabilität	132
7.7	Einfluss der Frost-Taubeanspruchung auf die Permeabilität	134
7.8	Karbonatisierung von UHPC	135
7.9	Korrelation zwischen Permeabilität und Betonkennwerten	137
7.9.1	Druckfestigkeit	137
7.9.2	Rohdichte	139
7.10	Eignung von UHPC für den Einsatz in VIPs	141
7.11	Zwischenfazit	151
8	Zusammenfassung und Ausblick	153
8.1	Zusammenfassung	153
8.2	Ausblick	155

Literaturverzeichnis	157
Anhang	179
A Massenänderung und Festbetoneigenschaften	179
B Permeabilitätskoeffizienten	187
C Druckverläufe der Permeabilitätsmessungen	203
D Zusammenhänge aus den experimentellen Untersuchungen	217
E Karbonatisierungstiefe und Druckanstieg	223
Lebenslauf	225

Zusammenfassung

Das primäre Ziel der vorliegenden Dissertation war es, vertiefte Kenntnisse über die Luftpermeabilität von ultrahochfesten Betonen (engl. UHPC) zu erlangen. Auf Grundlage von experimentellen Untersuchungen wurden herstellungsbedingte sowie lagerungsbedingte Parameter erforscht, welche die Luftpermeabilität beeinflussen können. Von einem großen Interesse bei diesen Untersuchungen war die Beobachtung der Permeabilitätsänderung über die Zeit an drei UHPC-Mischungen mit verschiedenen Zusammensetzungen bei unterschiedlichem Betonalter (28, 90, 180 und 365 Tage). Darüber hinaus wurden potenzielle Korrelationen zwischen der Permeabilität und anderen Kennwerten des UHPC untersucht. Für die experimentellen Untersuchungen wurde ein neu an der Technischen Universität Kaiserslautern entwickeltes und validiertes Messverfahren zur Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten ultrahochfester Betone verwendet.

Insgesamt zeigten die Untersuchungsergebnisse, dass sowohl die Wärmebehandlung als auch die Wasserlagerung effiziente Maßnahmen zur Permeabilitätsreduktion sind. Die Untersuchungen zum Langzeitverhalten (bis 365 Tagen) deuteten auf einen wesentlichen Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der vorgenommenen Nachbehandlung im jungen Betonalter (28 Tage) hin. Darüber hinaus nahm die Permeabilität unter Frost-Tau-Beanspruchung ab, was den hohen Widerstand von UHPC gegenüber solchen Expositionen erklärt.

Die hervorragenden Eigenschaften von UHPC eröffnen ein breites Spektrum neuer Anwendungsgebiete. Die sehr niedrige Luftdurchlässigkeit von UHPC ermöglicht dessen Verwendung im Bereich der Vakuumisulationspaneele (VIP). Diese Art der Vakuumdämmung weist ca. 1/5 bis 1/10 der Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zu konventionellen Dämmungen auf, bei gleichzeitig sehr geringer Dicke (2 – 3 cm). Infolge des im Paneel erzeugten Vakuums wird der Wärmetransport durch Strahlung, Konvektion und Wärmeleitung wesentlich behindert. Auf der Grundlage der aus den experimentellen Untersuchungen gewonnenen Permeabilitätswerte wurde eine kritische Beurteilung der Anwendbarkeit von UHPC als vakuumisoliertes Element vorgenommen.

Abstract

The main objective of the present thesis was to gain more in-depth knowledge about the air permeability of ultra-high performance concrete (UHPC) and the influencing factors. Based on experimental investigations, parameters related to production and bearing condition of UHPC that influence the air permeability were studied. Of great interest in these investigations was the observation of the permeability changes over time by studying three UHPC mixtures with different compositions at different concrete age (28, 90, 180 and 365 days). Furthermore, potential correlations between permeability and UHPC parameters were investigated. For the experimental investigations of UHPC, a newly measuring method of the permeability coefficient was developed and validated at the University of Kaiserslautern.

Overall, the results showed that both heat treatment and water storage are efficient methods of reducing permeability. The investigations of the long-term behavior (up to 365 days) of UHPC revealed a great correlation between the permeability and the treatment applied to young concrete (28 days). Furthermore, permeability under freeze-thaw conditions has decreased, thus confirmed the high resistance of UHPC to such exposure.

The excellent properties of UHPC enable a wide range of new applications. The very low air permeability of UHPC enables its use in the field of vacuum insulation panels (VIP). This type of vacuum insulation demonstrates approximately 1/5 to 1/10 of the thermal conductivity compared to conventional insulation, using less thickness (2 – 3 cm). As a result of the vacuum created in the panel, heat transport by radiation, convection and conduction is significantly impeded. Based on the permeability values obtained from the experimental investigations, a critical assessment of the applicability of UHPC as a vacuum-insulated element was made.

Bezeichnungen**Große lateinische Buchstaben**

<i>A</i>	Querschnittsfläche [m ²]
<i>C</i>	Strömungsleitwert [l/s]
<i>D</i>	Diffusionskoeffizient [m ² /s], Frischbetonrohddichte [kg/m ³]
<i>Kn</i>	Knudsenzahl [-]
<i>L</i>	Länge [m], Dicke [m]
<i>LP</i>	Luftporengehalt [%]
<i>M</i>	Permeabilitätsmaß [m ³ /s]
<i>Q</i>	Durchfluss [m ³ /s]
<i>R</i>	molare Gaskonstante [J/(mol·K)]
<i>Re</i>	Reynolds-Zahl [-]
<i>S</i>	Nennsaugvermögen [l/s], Wasseraufnahmekoeffizienten [g/(m ² ·s)]
<i>SF</i>	Setzfließmaß [mm]
<i>T</i>	Temperatur [K]
<i>V</i>	Volumen [m ³]

Kleine lateinische Buchstaben

<i>b</i>	Breite [mm]
<i>d</i>	Karbonatisierungstiefe [mm], Molekulardurchmesser [m]
<i>c</i>	Konzentration der Ionen [mol/m ³]
<i>h</i>	Höhe [mm]
<i>l</i>	Durchflussrate [g/(m ² ·s)], effektiver Weg zwischen zwei Punkten [m]
<i>k</i>	Permeabilitätskoeffizient [m ²]
<i>m</i>	Masse des Gases [g]
<i>p</i>	Druck [mbar]
<i>q</i>	Permeationsratendichte [mbar·m ³ /(s·m ²)]
<i>r</i>	Porenradius [nm]
<i>t</i>	Alter [d], Zeit [s], Tiefe [mm]
<i>v_x</i>	Variationskoeffizient [%]
<i>x</i>	Position des Gasteilchens [m]

Griechische Buchstaben

α	Hydratationsgrad [%]
Δ	Differenz
ρ	Festbetonrohddichte [kg/m ³], Dichte des Gases [kg/m ³]
λ	freie Weglänge [m], Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]
τ	Tortuosität [-]
ν	kinematische Viskosität des Gases [m ² /s]
u	Strömungsgeschwindigkeit [m/s]
η	dynamische Viskosität des Fluids [Pa·s]
∂	Differenz
σ	Tangentialspannung [N/mm ²]

Indizes

A	Ausgang
B	Bolzmannkonstante
Base	Basis
cube	Würfeldruckfestigkeit
E	Eingang
eff	effektiv
f	Flüssigkeiten
g	Gewicht, Gas
m	massebezogen, mittlere
max	maximal
Mitte	Porenmitte
n	Zeitfunktion
Perm	Permeation
Rand	Porenrand
s	spezifisch
t	zum Zeitpunkt t

Abkürzungen

Abk.	Abkürzung
Abs.	Abschnitt
C ₃ A	Tricalciumaluminat
CSH	Calciumsilikathydrat
CH, Ca(OH) ₂	Calciumhydroxid
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
SO ₂	Schwefeldioxid
Cl ⁻	Chlorid
NaCl	Natriumchlorid
DAfStb	Deutscher Ausschuss für Stahlbeton
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
dt.	deutsch
engl.	englisch
F-T	Frost-Tau
FTW	Frost-Tauwechsel
HPC	Hochleistungsbeton (engl. High Performance Concrete)
ITZ	Übergangsfläche Faser-Beton oder Zementstein-Zuschläge (engl. Interfacial Transition Zone)
lat.	Lateinisch
MC	Model Code 2010
PCE	Polycarboxylatester
r. F.	relative Luftfeuchte [%]
RF	Referenzlagerung unter 20 °C und 55 % r. F.
RILEM	Reunion International des Laboratoires et de Recherches sur les Materiaux et les Constructions
UHPC	Ultrahochleistungsbeton (engl. Ultra High Performance Concrete)
VIP	Vakuumisulationspaneele
WB	Wärmebehandlung
WL	Wasserlagerung
T	Trocknung bis zur Massekonstanz

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Dauerhaftigkeit von Betonkonstruktionen hat in den letzten Jahren aus wirtschaftlicher Sicht besonders an Bedeutung gewonnen. Zudem bietet eine erhöhte Dauerhaftigkeit Einsparungspotential bei Materialbedarf und Herstellungenergie. In Normen, Richtlinien und allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen werden für die unterschiedlichen Expositionsklassen Anforderungen an die Betonmischung wie Mindestzementgehalt, Zementart sowie w/z-Wert vorgegeben, um die Dauerhaftigkeit sicherzustellen. Im Gegensatz zu den mechanischen Eigenschaften ist die Charakterisierung der Dauerhaftigkeit aufgrund der verschiedenen Schädigungsmechanismen komplexer, sodass diese nicht mit einer einzigen Kenngröße beschrieben werden kann. Die Dauerhaftigkeit von Beton wird grundsätzlich durch den Massentransport schädigender Medien von der Betonoberfläche in das Porensystem beeinträchtigt. Dies ist wiederum von der meistens höheren kapillaren Porosität des oberflächennahen Betons im Vergleich zum Kernbeton abhängig. Zusammenfassend zeigt sich die Bestimmung der Luftpermeabilität als vielversprechende Methode zur Charakterisierung der Dauerhaftigkeit von Betonbauteilen.

Die Permeabilität (lat. „permeare“, dt. „durchströmen“) beschreibt die Fähigkeit eines Materials von einem Fluid (Flüssigkeiten und Gase) infolge eines Druckgradienten durchströmt zu werden. In der Regel wird die Gaspermeabilität aufgrund der kürzeren Messzeiten im Vergleich zur Wasserpermeabilität bestimmt und auch in internationalen und nationalen Richtlinien beschrieben. Die Permeabilität von Beton hängt stark von der Gefügedichtheit ab, weswegen jede Änderung in diesem Gefüge einen Einfluss auf die Permeabilität haben kann. Vor allem wird die Permeabilität von der Betonzusammensetzung, der Lagerungsart und den vorhandenen Expositionen beeinflusst.

Der ultrahochfeste Beton bzw. der Ultrahochleistungsbeton (eng. Ultra High Performance Concrete, kurz UHPC) bezeichnet nach *DAfStb Heft 561* einen gefügedichten Beton, der mit seiner charakteristischen Druckfestigkeit die Grenze der Druckfestigkeitsklasse nach *DIN EN 206-1* für hochfesten Beton C100/115 überschreitet. Neben der hohen Druckfestigkeit zeichnet sich der ultrahochfeste Beton durch eine im Vergleich zu normal- und hochfestem Beton wesentlich niedrigere Permeabilität aus, weswegen derartiger Beton eine hohe Dauerhaftigkeit aufweisen kann. Während die verschiedenen Einflussfaktoren auf die Permeabilität von normalfestem Beton in der Literatur ausführlich beschrieben worden sind, existieren bislang nur wenige systematische Untersuchungen über diese Faktoren des vergleichsweise neuen Werkstoffs UHPC.

Neben ihrer Eignung zur Beschreibung der Dauerhaftigkeit, spielt die Permeabilität von Beton eine wichtige Rolle bei Druckleitungen, Trennschichten gegen drückendes Wasser und bei Gas- und Wärmespeichern. Wegen der sehr niedrigen Permeabilität von UHPC sollte auch die Möglichkeit eines Einsatzes als vakuumgedämmtes Element als Bestandteil von Fassadenkonstruktionen, insbesondere im Bereich der Vakuumisulationspaneele (kurz VIP) untersucht werden. Die Wärmeleitfähigkeit von auf dem Markt erhältlichen VIPs beträgt ca. 1/5 bis 1/10 der Werte für herkömmliche

Dämmmaterialien, bei gleichzeitig sehr geringer Dicke (2 – 3 cm). Die bauphysikalische Besonderheit von VIPs ist die Vermeidung des Wärmetransports durch Strahlung, Konvektion und Wärmeleitung des Gases, was durch ihren speziellen Aufbau und die Evakuierung der Luft erreicht wird. Die aufwändige Herstellung und Verarbeitung, der hohe Preis sowie die hohe Beschädigungsgefahr während des Einbaus und der Nutzung des Gebäudes begrenzen jedoch bislang den Einsatz von herkömmlichen VIPs im Hochbau noch sehr stark. Aus diesen Gründen wird den vorhandenen VIPs noch Optimierungspotenzial zugeschrieben. Ein möglicher Einsatz von UHPC in diesem Bereich besteht darin, dass das Eindringen von Gasen durch das dichte Gefüge von UHPC reduziert werden kann. Außerdem kann mit der hohen Druckfestigkeit von UHPC eine Integration der Vakuumschicht in die tragende Konstruktion gewährleistet werden. Dies wurde im Rahmen eines Forschungsprojekts „Vakubäude“ an der Technischen Universität Kaiserslautern gemeinsam mit Industriepartnern näher untersucht.

1.2 Ziele der Arbeit

Mit der vorliegenden Arbeit wird das übergeordnete Ziel verfolgt, vertiefte Kenntnisse über den Widerstand von unbewehrtem Ultrahochleistungsbeton gegenüber dem Eindringen von Gasen, repräsentiert durch die Luftpermeabilität, zu erlangen. Hierbei soll unter anderem der Einfluss von unterschiedlichen Lagerungs- und Nachbehandlungsarten sowie von zyklischer Änderung der Lufttemperatur und -feuchte infolge Frost-Taubeanspruchung auf die Permeabilität von UHPC untersucht werden. Zudem werden variierende Betonzusammensetzungen mit unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften hergestellt. Außerdem ist die Betrachtung des Langzeitverhaltens von UHPC bezüglich der Permeabilität ein Hauptbestandteil dieser Arbeit. Dabei wird die zeitliche Entwicklung der Permeabilität bis zu einem Jahr näher betrachtet.

In der Literatur finden sich Untersuchungen und Beziehungen für einige Korrelationen zwischen der Permeabilität und Betonkennwerten des normalfesten Betons, wie z. B. der Druckfestigkeit und der Karbonatisierungstiefe. Im Rahmen dieser Arbeit soll darauf aufbauend überprüft werden, ob die bei normalfestem Beton bestehenden Korrelationen ebenfalls bei UHPC nachweisbar sind. Darüber hinaus soll untersucht werden, ob weitere Korrelationen zwischen der Permeabilität und Kennwerten des Betongefüges von UHPC beschrieben werden können.

Die vorliegende Arbeit soll ferner die Frage beantworten, ob UHPC aufgrund seiner hohen Gefügedichtheit für den Einsatz im Bereich der Vakuumdämmung geeignet ist. Dies soll anhand der aus den experimentellen Untersuchungen gewonnenen Ergebnissen mit einem ausführlichen Berechnungsbeispiel an einem Modellhaus kritisch beurteilt werden. Abschließend soll ein erster Vergleich der Wirtschaftlichkeit gegenüber konventionellen Dämmsystemen seine Anwendbarkeit in der Praxis beurteilen.

1.3 Vorgehensweise

In Abb. 1.1 ist die Vorgehensweise zur Untersuchung der Luftpermeabilität von Ultrahochleistungsbeton sowie die Gliederung dieser Arbeit schematisch dargestellt.

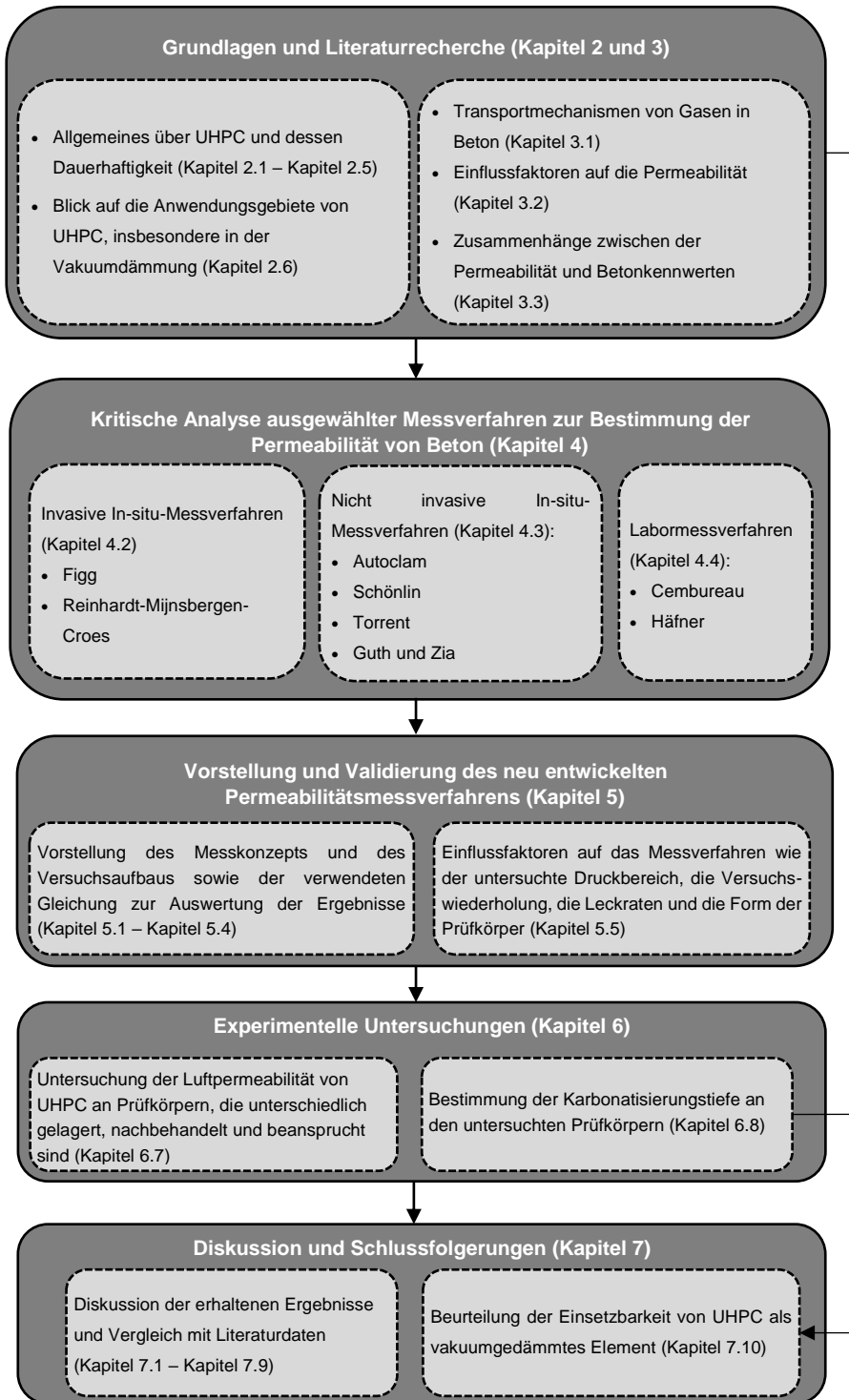


Abb. 1.1: Gliederung der Arbeit mit Vorgehensweise

In Kapitel 2 werden zunächst die Grundlagen zu Zusammensetzung, Mikrostruktur und Dauerhaftigkeit von UHPC beschrieben. Die möglichen Anwendungsgebiete, insbesondere der Einsatz im Bereich der Vakuumdämmung, werden in diesem Kapitel ebenfalls erläutert.

Kapitel 3 behandelt die unterschiedlichen Transportmechanismen von Gasen in porösen Festkörpern zum besseren Verständnis der Permeabilität aus physikalischer Sicht. Anschließend wird der Stand der Wissenschaft zu den wesentlichen Einflussfaktoren auf die Permeabilität sowohl von normalfestem als auch von ultrahochfestem Beton betrachtet.

In Kapitel 4 werden bestehende Permeabilitätsmessverfahren näher beschrieben und analysiert, um ihre Eignung zur Anwendung im Bereich von UHPC zu beurteilen.

Das im Rahmen dieser Arbeit neu entwickelte Messverfahren zur Permeabilitätsmessung an UHPC wird in Kapitel 5 vorgestellt. Darüber hinaus werden die Ergebnisse der Vorversuche zur Validierung dieses Messverfahrens, sowie ein Beispiel zur Auswertung der weiteren Permeabilitätsmessungen gegeben.

In Kapitel 6 werden die experimentellen Untersuchungen vorgestellt, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden. Der Hauptteil dieser Untersuchungen bildete die Bestimmung der Permeabilität von ausgewählten Mischungen unter variierten Prüfkriterien wie z. B. Lagerungs- und die Beanspruchungsart in Zeitabständen bis zu einem Jahr, um das Langzeitverhalten von UHPC näher zu beschreiben. Zu den Untersuchungen gehörte ebenfalls die Bestimmung der Karbonatisierungstiefe sowie die Charakterisierung der verwendeten Mischungen anhand von Fest- und Frischbetonprüfungen.

Anschließend werden in Kapitel 7 die wesentlichen Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen diskutiert und mit vorhandenen Literaturdaten verglichen. Bestehende Korrelationen zwischen der Permeabilität und den Betonkennwerten bei normalfestem Beton werden auf ihre Anwendbarkeit bei ultrahochfestem Beton kritisch analysiert. Neue, im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte Korrelationen, werden in diesem Kapitel ebenfalls vorgestellt. Anhand der gewonnenen Ergebnisse wird der Einsatz von ultrahochfestem Beton als vakuumgedämmtes Element mit Hilfe einer umfassenden Studie kritisch beurteilt.

Eine Zusammenfassung der wesentlichen Ergebnisse, die innerhalb dieser Arbeit erzielt wurden, sowie verbleibende offene Fragen zur Thematik werden abschließend in Kapitel 8 gegeben.

2 Grundlagen zu Ultrahochleistungs Beton

2.1 Allgemeines

Ultrahochfester Beton (eng. Ultra High Performance Concrete, kurz UHPC) bezeichnet einen gefügedichten Beton, der mit seiner charakteristischen Druckfestigkeit die Grenze der Druckfestigkeitsklasse nach *DIN EN 206-1* für hochfesten Beton C100/115 überschreitet. Durch die Reduktion des Wasserzementwerts (w/z-Wert), den Einsatz reaktiver und inerer Feinstoffe sowie die Verwendung sehr wirksamer Betonzusatzmittel werden die hohe Festigkeit und das sehr dichte Gefüge erreicht (vgl. *DAfStb Heft 561*). Aufgrund seines dichten Gefüges und seiner geringen Porosität verfügt UHPC über einen sehr hohen Widerstand gegen physikalische und chemische Angriffe und weist daher eine erhöhte Dauerhaftigkeit auf (vgl. *Müller u. Scheydt 2011*). Aus diesem Grund wird solcher Beton nicht nur als Ultrahochfester Beton, sondern auch als Ultrahochleistungsbeton bezeichnet.

Bei Belastung speichert der Beton sehr viel Energie, die er beim Versagen explosionsartig freigibt. Um dies zu verhindern und um eine ausreichende Duktilität zu gewährleisten, werden der Betonmischung oftmals Stahlfasern zugegeben. Diese erhöhen auch die Zug- und Biegezugfestigkeit (vgl. *DAfStb Heft 561*).

Die hervorragenden Eigenschaften von UHPC eröffnen komplett neue Wege, um komplexe architektonische und bemessungstechnische Vorgaben zu verwirklichen. Filigrane, belastbare und besonders dauerhafte Bauteile lassen sich mit UHPC gestalten. Eine Herstellung von UHPC ist aufgrund der Zusammensetzung der Einzelkomponenten mit großem Anteil an Feinststoffen ohne aufwändiges Umbauen in den üblichen Mischanlagen sehr schwer umzusetzen. Daraufhin wurden bereits in den Achtzigerjahren gebrauchsfertige UHPC-Mischungen entwickelt. Die Firma DENSIT (*Moeller 2008*) stellt seit dem Jahr 1983 fein- und grobkörnige UHPC mit einer Festigkeit von etwa 200 N/mm² für Anwendung in hoch belasteten Industrieböden und Verkehrsflächen (vgl. *DAfStb Heft 561*) her. Mit dem feinkörnigem Ductal[®] der Firma Lafarge (*Lafarge 2001*) wurde im Jahr 2002 die erste Fußgängerbrücke aus UHPC in Japan fertiggestellt (vgl. *DAfStb Heft 561*), während die erste UHPC-Brücke in Frankreich mit dem BSI (Béton Spécial Industriel) der Firma Effiage gebaut wurde. Mit dem Compound NANODUR[®] der Dyckerhoff AG (*Dyckerhoff 2017*) lassen sich UHPC-Mischungen mit bis zu 8 mm Größtkorn (z. B. Edelsplitt) herstellen (vgl. *Casucci 2019*).

Während die Anwendung von UHPC weltweit zunimmt (100 UHPC-Brücken in Malaysia (*Voo et al. 2015*)), ist dessen Einsatz in Deutschland trotz der intensiven Forschung vergleichsweise gering. Eine mögliche Ursache kann das Fehlen abgesicherter technischer Regelwerke sein. Im Jahr 2008 veröffentlichte der DAfStb einen Sachstandbericht mit dem Titel "Ultrahochfester Beton" (*DAfStb Heft 561*), welcher werkstoffliche Grundlagen und Vorschläge zur Bemessung und Konstruktion mit UHPC beinhaltet. Die Anwendung von UHPC in Deutschland im bauaufsichtlichen Bereich bedurfte aber bis 2018 eine Zustimmung im Einzelfall (vgl. *DAfStb Heft 561*). Eine Richtlinie für UHPC in Deutschland gibt es erst seit 2018 als Entwurf. In dieser Richtlinie wird der UHPC in drei Druckfestigkeitsklassen C130/140, C150/155 und C175/180 eingestuft und Bemessungsregeln definiert (vgl. *DAfStb 2018*).

2.2 Zusammensetzung und Bestandteile von UHPC

Der wesentliche Faktor bei der Herstellung von UHPC gegenüber Normalbeton ist die Verbesserung der Mikro- und Makroigenschaften seiner Mischungsbestandteile, um eine hohe mechanische Homogenität und Partikelpackungsdichte zu ermöglichen (vgl. *Abbas et al. 2016*). Dies wird durch die Reduzierung der Porosität des Zementsteins sowie durch die Erhöhung seiner Feinheit erreicht.

Die Zusammensetzung von UHPC-Mischungen wurde in der Literatur ausführlich untersucht (siehe dafür *Mazanec 2013*; *Fehling et al. 2005*; *Casucci 2019*). Diese Mischungen zeigen trotz ihrer Variation Ähnlichkeiten in den Hauptbestandteilen sowie den wesentlichen Eigenschaften, welche nachfolgend zusammengefasst werden.

2.2.1 Zement

In UHPC wird generell ein relativ hoher Anteil an Zement im Vergleich mit Normalbeton verwendet (*Ghafari et al. 2015*). Tricalciumaluminatarmer (C_3A) oder tricalciumaluminatfreier Portlandzement CEM I wird aufgrund seines geringeren Wasserbedarfs sowie der niedrigen Ettringitbildung bevorzugt (*Mehta u. Monteiro 2014*). Trotz der vergleichsweise geringeren Porosität von UHPC, führt der hohe Zement- und Leimgehalt zu einer Erhöhung der Hydrationswärme und einer Verstärkung von Schwinden und Kriechen (vgl. *Schmidt u. Fehling 2005*).

2.2.2 Betonzusatzstoffe

Um eine maximale Packungsdichte zu erreichen, wird üblicherweise die Granulometrie des Zementsteins durch Zugabe von feineren Zusatzstoffen optimiert (*Fehling et al. 2005*). Die Zusatzstoffe sind entweder inaktiv wie Quarz- und Kalksteinmehl oder reaktiv (auch puzzolanisch) wie Flugasche, Hüttensandmehl und Silikastaub (*DAfStb Heft 561*).

Als reaktiver Zusatzstoff wird am häufigsten Silikastaub der UHPC-Mischung beigefügt. Aufgrund seiner wesentlich feineren Partikelgröße (0,1 bis 0,5 μm), die ca. 100-mal feiner ist als die Partikelgröße von Zement, und der optimalen kugelförmigen Form, füllen die reaktiven Silikastäube die Hohlräume zwischen Zement und Sand aus (vgl. *DAfStb Heft 561*). Zusätzlich führt die puzzolanische Reaktion des Silikastaubs (Hauptsächlich Siliciumdioxid SiO_2) mit dem Calciumhydroxid der Zementhydratation zur Beschleunigung der Hydratation und zur weiteren Bildung von gefüggedichten Hydratationsprodukten wie Calciumsilikathydrat (CSH) und Calciumhydroxid (CH) (*Tayeh et al. 2019*). Mithilfe dieser Umwandlung und des Fülleffekts werden die Zwickelräume zwischen den nicht-hydratisierten Zementkörnern gefüllt und die Packungsdichte vor allem im Bereich der Grenzfläche zwischen Gesteinskörnung und Zementstein, auch Kontaktzone genannt, (eng. Interfacial Transition Zone, kurz ITZ) verbessert (vgl. *König et al. 2001*). Zur Erzielung der gewünschten Frisch- und Festbetoneigenschaften wird bei UHPC ein Silikastaubgehalt zwischen 10 und 25 M.-% bezogen auf den Zement eingesetzt (*DAfStb Heft 561*).

Inaktive oder inerte Zusatzstoffe haben im Gegensatz dazu während der Zementhydratation keine Reaktion mit den Zementbestandteilen. Sie dienen ausschließlich der Verbesserung des Kornaufbaus im Mehlkornbereich, indem sie die

Zwischenräume in der Packung der Zementpartikel ausfüllen (vgl. *Stark u. Wicht 2013*).

2.2.3 Gesteinskörnungen

Im Allgemeinen wird das Versagen im konventionellen Beton durch Schäden an der Kontaktzone (engl. Interfacial Transition Zone, ITZ) zwischen Zementsteinmatrix und Gesteinskörnung verursacht (*Jun et al. 2008*). Um solche Schwachstellen in der ITZ zu reduzieren, werden häufig grobe Gesteinskörnungen von der UHPC-Mischung eliminiert. Dies und die Verwendung von Gesteinskörnungen mit höheren Festigkeiten und Rauigkeiten führen zur Verbesserung der Festigkeit der UHPC-Mischung (*Mehta u. Monteiro 2014*). Bei UHPC ist ferner der Festigkeitsunterschied zwischen Gesteinskörnung und Zementstein geringer als bei Normalbeton, sodass die Festigkeit und die Verformung von UHPC prinzipiell durch die Wahl der Gesteinskörnung mehr beeinflusst wird als bei Normalbeton (*Thienel 2017*). In *DAfStb Heft 561* wird zwischen feinkörnigen (Größtkorndurchmesser $d_g \leq 1$ mm) und grobkörnigen ($d_g > 1$ mm bis ca. 16 mm) Zuschlägen für die Verwendung in UHPC unterschieden. Um trotz des geringen w/z-Werts eine ausreichende Verarbeitbarkeit zu ermöglichen, kommen überwiegend feine, raue Gesteinskörnungen mit geringem Wasserbedarf zum Einsatz (*DAfStb Heft 561*).

2.2.4 Fließmittel

Der Zusatz von hochwirksamen Fließmitteln ist bei dem niedrigen w/z-Wert und dem hohen Anteil an Feinstoffen $\leq 0,125$ mm erforderlich, um die Verarbeitbarkeit und die Konsistenz zu gewährleisten. Am häufigsten werden Fließmittel auf der Basis von Polycarboxylatethern (PCE) verwendet (vgl. *Zement-Taschenbuch 2008*). Durch ihre Haupt- und Seitenketten sorgen PCE auf einer Seite für eine Reduzierung der interpartikulären Kräfte zwischen den Zementpartikeln, welche eine Verringerung der Agglomeratbildung hervorruft. Auf der anderen Seite dispergieren die Fließmittel durch ihre freie Position die Zementpartikel. Dies führt zu mehr Beweglichkeit der Zementpartikel und Verflüssigung des Frischbetons (vgl. *Wesche 1993*). Durch diese zwei Effekte wird die Bildung von neuen CSH-Phasen bei dem Hydratationsprozess mit der Zugabe von Fließmittel verzögert und eine längere Verarbeitbarkeit wird sichergestellt. Der Einfluss der Fließmittel ist umso größer, je niedriger der C_3A -Gehalt im Bindemittel ist (vgl. *Simard et al. 1993*).

2.2.5 Faser- und Mikrobewehrung

Aufgrund seiner sehr hohen Festigkeit und Homogenität ist UHPC ein vergleichsweise spröder Werkstoff. Die Zugabe von Stahl-, Glas- oder Kunststofffasern verbessert jedoch sein Riss- und Bruchverhalten und erhöht seine Duktilität. Die Fasern sind in der Mörtelmatrix integriert und wirken wie Bewehrung (*Teutsch 2010*). Die Verarbeitbarkeit des Frischbetons wird allerdings mit höherem Fasergehalt beeinträchtigt. Darüber hinaus ist die Verteilung der Fasern im Bauteil nicht immer dreidimensional gleichmäßig, sondern in der Fließrichtung konzentriert (vgl. *Sagmeister 2017*). Eine Alternative zur Faserbewehrung bietet die sogenannte Mikrobewehrung. Diese Bewehrung besteht aus Drahtmatten, die, im Vergleich zu

Faserbewehrung, an die Belastung angepasst werden können und ebenfalls zum duktilen Verhalten von UHPC beitragen (*Hauser u. Wörner 1999*).

2.3 Hydratation

Ein w/z-Wert von unter 0,25 führt bei UHPC zu einer im Vergleich mit Normalbeton unvollständigen Hydratation, wodurch der Kapillarporenraum und die Gefügaporen stark reduziert werden. Nach *Scheydt 2014* erreicht UHPC je nach w/z-Wert, Silikagehalt und Untersuchungsmethode Hydratationsgrade zwischen 30 und 60 %. Folglich bleiben mindestens 40 % des Zementklinkers nicht hydratisiert, die durch ihren guten Verbund mit dem hydratisierten Zementstein zur höheren Festigkeit führen (*DAfStb Heft 438*). Die Hydratationsrate in UHPC-Mischungen kann durch geeignete Wärmebehandlung erhöht werden. Die erhöhte Temperatur fördert puzzolanische Reaktionen, die zur Bildung von zusätzlichen Kalziumsilikathydraten (CSH) führen. Diese CSH-Phasen füllen kleinere Poren und führen zu dichterem Mikrostruktur, besserer Haftung und höheren mechanischen Eigenschaften (*Abbas et al. 2016*). Ebenfalls wird durch das Vorhandensein von Silikastaub in der Betonmischung die puzzolanische Reaktion des Silikas mit dem Portlandit intensiviert (*Fehling et al. 2005*). Die höchsterreichbare Packungsdichte liegt nach *Richard u. Cheyrezy 1995* bei w/b-Werten zwischen 0,13 und 0,15 vor.

2.4 Mikrostruktur und Porengefüge

2.4.1 Porosität und Porengrößenverteilung

Die Porosität wird als Verhältnis des Hohlraumvolumens zum Gesamtvolumen eines porösen Materials definiert. Dabei ist zwischen geschlossener und offener Porosität zu unterscheiden. Die offene Porosität erleichtert durch die Porenvernetzung den Fluideintritt in die Betonstruktur. Darüber hinaus haben die Porenverhältnisse im Zementstein hinsichtlich der für die Dauerhaftigkeit wichtigen Kenngröße Permeabilität (siehe Kapitel 3) einen wesentlichen Einfluss. Dabei sind die Porengrößen und nicht der Gesamtporenraum von Bedeutung. Die Porosität des Zementsteins erstreckt sich auf einen großen Porengrößenbereich von 1 nm bei Gelporen bis zu mehreren Millimetern bei Verdichtungs-poren. Der geringe äquivalente w/z-Wert und die Zugabe von reaktiven Zusatzstoffen führen generell zu einer Verringerung des Gesamtporenvolumens und der mittleren Porengröße. Die Gesamtporosität beträgt bei UHPC aufgrund des niedrigen Kapillarporenvolumens 4,0 bis 6,0 Vol.-%, während sie bei HPC rd. 8,0 bis 12,0 Vol.-% beträgt. (*DAfStb Heft 561*). Die Porenradienverteilung für Normalbeton, hochfesten und ultrahochfesten Beton (feinkörnig und grobkörnig) ist beispielhaft in Abb. 2.1 veranschaulicht. Der geringe Wassergehalt bei UHPC wandelt sich größtenteils chemisch in Hydratationsprodukte um, während sich das Restwasser meistens physikalisch in Gelporen (Durchmesser < 1 nm) befindet. Mit fortschreitender Hydratation nimmt die Menge an freiem Wasser ab, welche eine wesentliche Verringerung der mit Wasser gefüllten Kapillarporen (Durchmesser zwischen 10 nm und 100 µm) hervorruft. Die wesentlichen Transportmechanismen im Zementstein erfolgen durch die Kapillarporen. Deswegen stehen der Kapillarporengehalt und die Kapillarporenverteilung in engem Zusammenhang mit der Permeabilität (*Stark u. Wicht 2013*).

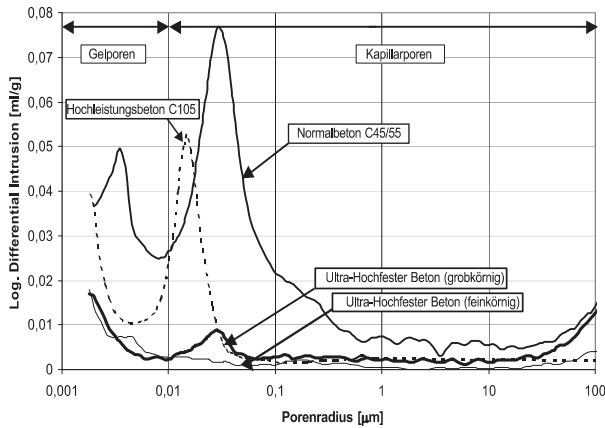


Abb. 2.1: Beispiel für Porenradienverteilung von normalfestem, hochfestem und ultrahochfestem Beton (Fehling et al. 2005)

Bei einem w/z -Wert $\leq 0,4$ beinhaltet das Zementsteinvolumen theoretisch keine Kapillarporen und die Transportmechanismen werden größtenteils durch die Gelporen bestimmt, welche hauptsächlich mit Porenlösung gefüllt sind. Die Gelporen verringern aufgrund ihrer geringen Größe die Transportgeschwindigkeit erheblich. Praktisch sind die Gelporen für Flüssigkeiten und Gase undurchlässig (vgl. Gröbl et al. 2002). In der Praxis sind aber selbst bei niedrigem w/z -Wert aufgrund der unvollständigen Hydratation und der Änderung im Feuchtegehalt Kapillarporenräume vorhanden. Der Kapillarporengehalt von UHPC liegt bei 1,5 bis 2,0 Vol.-% und von C105 bei 8,0 Vol.-% (DAfStb Heft 561). Von einer großen Bedeutung für die Durchlässigkeit ist nicht nur der Porengehalt, sondern auch der Vernetzungsgrad dieser Poren untereinander, welcher als „Konnektivität“ bezeichnet wird. Mit abnehmender Konnektivität, insbesondere der Kapillarporen, verringert sich die Durchlässigkeit des Porenraums (vgl. Scheydt 2014). Die Bestandteile des Zementsteinvolumens bei einer vollständigen Hydratation sind in Abb. 2.2 dargestellt.

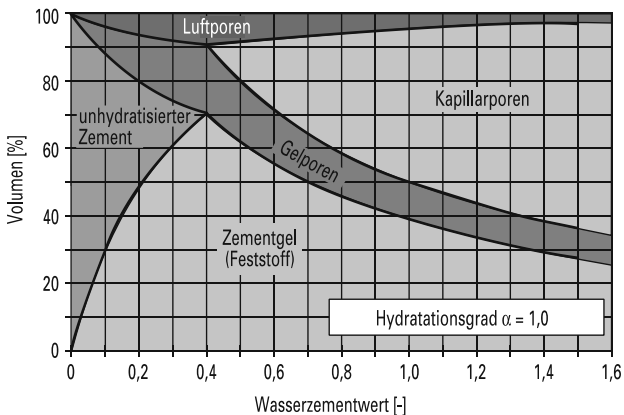


Abb. 2.2: Beschaffenheit des Zementsteinvolumens in Abhängigkeit des w/z -Werts (Zement-Taschenbuch 2008)

Bentz u. Garboczi 1991 untersuchten die Konnektivität an Betonen mit unterschiedlichen w/z-Werten und Silikastaubgehalten. Ihre Ergebnisse zeigten einen kritischen Kapillarporengehalt von 18 Vol.-%. Eine Vernetzung der Kapillarporen untereinander war nicht feststellbar (siehe Abb. 2.3). Einige Jahre später ermittelten Bentz et al. 2000 eine neue Grenze des Kapillarporengehalts von 17 Vol.-%.

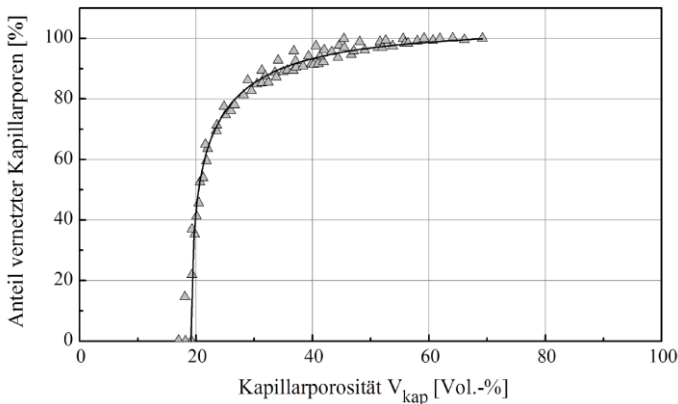


Abb. 2.3: Anteil vernetzter Kapillarporen in Abhängigkeit von der Kapillarporosität des Zementsteins (Scheydt 2014) (in Anlehnung an (Bentz u. Garboczi 1991))

Der minimal erforderliche Hydratationsgrad zur Unterbindung der Vernetzung ist für unterschiedliche w/z-Werte und Silikagehalte in Abb. 2.4 dargestellt. Für UHPC mit einem w/z-Wert von 0,30 und einem Mikrosilikagehalt von 30 M.-% v. CEM ist ein Hydratationsgrad von 30 % erforderlich, um die Diskontinuität der Kapillarporen zu erreichen (vgl. Abb. 2.4). In den meisten Fällen ist dieser Hydratationsgrad bei UHPC-Mischungen bereits nach wenigen Tagen erreicht, weswegen von einem nicht vernetzten Kapillarporensystem ausgegangen werden kann (vgl. Bentz u. Garboczi 1991; Scheydt 2014).

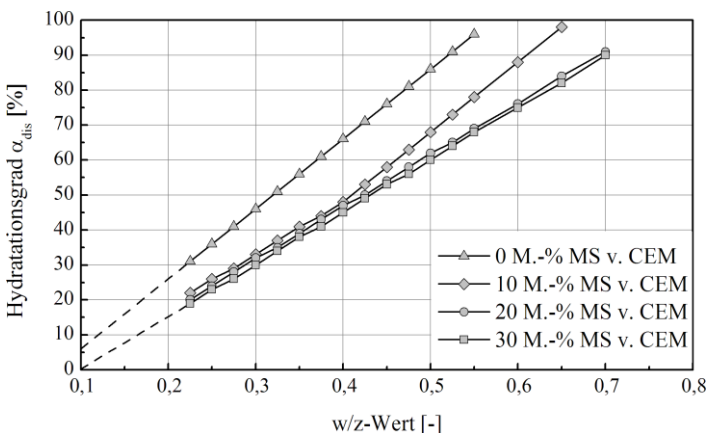


Abb. 2.4: Erforderlicher Hydratationsgrad zur Vermeidung der Porenvernetzung abhängig des w/z-Werts und des Mikrosilikagehalts (Scheydt 2014) (in Anlehnung an (Bentz u. Garboczi 1991))

2.4.2 Kontaktzone

Die poröse Kontaktzone (ITZ) zwischen Gesteinskörnung und Zementsteinmatrix wird hauptsächlich durch den sogenannten Wandeffekt und durch die hohe Konzentration an Calciumhydroxid ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) verursacht (vgl. *DAfStb Heft 561*). Die Porosität der Kontaktzone liegt im Vergleich mit der Zementsteinmatrix bei konventionellem Beton um 50 bis 100 % höher (vgl. *Scheydt 2014*) und bildet daher eine Schwächung der Betonstruktur.

UHPC zeichnet sich im Gegensatz zu herkömmlichem Beton durch eine vergleichsweise geringe Porosität der ITZ aus. Dies ist auf den niedrigen w/z-Wert und den Einsatz feiner Gesteinskörnung sowie den steigenden Mikrosilikagehalt zurückzuführen (*Scheydt 2014*). Untersuchungen von *Möser u. Pfeifer 2008* an ultrahochfestem Beton haben keine Schwächung der ITZ gezeigt. Die Verstärkung der ITZ verbessert den Widerstand der gesamten Betonstruktur gegen chemische und physikalische Angriffe und führt zu einer Erhöhung der Dauerhaftigkeit sowie der Festigkeit von UHPC (vgl. *DAfStb Heft 561*).

Die Stahlfaserbewehrung führt selbst bei UHPC zu lokalen Schwächungen der Kontaktzone zwischen Faser und Mörtelmatrix, wodurch der Transport aggressiver Agenzien bekräftigt wird (vgl. *Scheydt 2014*).

2.4.3 Mikrorissbildung

Weist UHPC Risse auf, kann dadurch sein hoher Widerstand gegen aggressive Agenzien trotz des dichten Gefüges stark beeinträchtigt werden. Rissbreiten zwischen 50 und 200 μm schwächen die Mikrostruktur gegen aggressive Medien erheblich. Die Zusammensetzung von Ultrahochleistungsbeton sowie die häufig eingesetzte Wärmebehandlung erhöhen wesentlich die Möglichkeit der Mikrorissbildung. Solche Risse können infolge des autogenen Schwindens oder des Temperaturgradienten entstehen (vgl. *Scheydt 2014*).

Das autogene Schwinden wird als Volumenabnahme aufgrund der inneren Selbstaustrocknung des Betons mit fortschreitender Hydratation des Zementsteins definiert (vgl. *Küchlin u. Hersel 2017*). Aufgrund der Nutzung des freien Wassers und der Zugabe des Silikastaubs kommt es bei sehr dichten Betonen zu höheren Verformungen infolge autogenen Schwindens (vgl. *DAfStb Heft 487*). Während diese Verformung bei Normalbeton maximal im Bereich von $-0,1$ mm/m liegt, zeigt hochfester Beton Werte zwischen $-0,15$ und $-0,25$ mm/m. Die geringe Porosität und die Zugabe von Mikrosilika bei ultrahochfestem Beton führen zu einer Verformung von ca. $-0,5$ mm/m nach 28 Tagen (vgl. *Scheydt 2014*).

Aufgrund der hohen Bindemittelmengen weisen ultrahochfeste Betone eine vergleichsweise hohe Hydratationswärme auf, welche bei Verformungsbehinderung zu verstärkten Zwangsspannungen und Rissbildung führt. Ferner können bei der Wärmebehandlung des Festbetons (ab 90 °C) Mikrorisse entstehen. Mögliche Ursachen dafür sind die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Ausgangsmaterialien sowie ein zu schnelles Aufheizen oder Abkühlen des Betons (vgl. *Scheydt 2014*).

2.5 Dauerhaftigkeit

Wie vorher erwähnt wurde, verfügt UHPC wegen seines dichten Gefüges und seiner geringen Porosität über einen sehr hohen Widerstand gegen chemische und physikalische Angriffe. Darüber hinaus steigert die hohe Festigkeit von UHPC seine Resistenz gegenüber Abrasionseinwirkungen. Aus diesen Gründen weist UHPC eine hohe Dauerhaftigkeit auf (vgl. *Prager 2018*). Aufgrund mangelnder Kenntnisse über das Langzeitverhalten von UHPC wird dieser in der Praxis nur begrenzt eingesetzt (vgl. *Scheydt 2014*).

Die Charakterisierung der Dauerhaftigkeit von Beton ist im Unterschied zu seinen mechanischen Kenngrößen aufgrund der Vielfalt der Schädigungsmechanismen vergleichsweise komplex. Außerdem stellt die Dauerhaftigkeit selbst bei bekannten Umweltverhältnissen und Betoneigenschaften kein über die Zeit konstantes Maß dar, daher gibt es auch keinen einheitlichen Wert zur Charakterisierung. Vielmehr bedarf es je nach Beanspruchung der Baukonstruktion eine Einhaltung von definierten Eigenschaften, wie Mindestbetonfestigkeit, Mindestzementgehalt, Zementart und maximalen w/z-Wert. Diese werden in Normen durch Expositionsclassen gefordert (vgl. *Paulini u. Nasution 2006; Stark u. Wicht 2013*).

Der oberflächennahe Beton weist normalerweise aufgrund des fehlenden Porenwassers eine höhere Porosität im Vergleich zu Kernbeton auf, wodurch sein Widerstand gegen aggressive Agenzien verringert wird und damit die Korrosionsmechanismen beschleunigt werden. Die Qualität des oberflächennahen Betons beeinflusst die Druckfestigkeit dagegen nur sehr gering (vgl. *Torrent u. Ebensperger 1993*). Aufgrund der wesentlichen chemischen und physikalischen Wechselwirkungen an der Betonrandzone (vgl. *Jacobs 1994*) und deren niedrigeren Porosität reicht die Festlegung mechanischer Anforderungen an Betonbauteile alleine nicht aus, um deren Dauerhaftigkeit zu gewährleisten.

Die meisten Betonschäden werden maßgeblich durch das kapillare Saugen von wässrigen Salzlösungen sowie durch die Diffusion von aggressiven Stoffen wie Kohlenstoffdioxid (CO₂), Schwefeldioxid (SO₂) und Chlorid (Cl⁻) in Betonbauteilen hervorgerufen (vgl. *Jacobs 1994*). In diesem Zusammenhang ist die Ermittlung der Durchlässigkeit des Betons, hauptsächlich Diffusion, von großer Bedeutung, um seine Dauerhaftigkeit vorherzusagen. Je niedriger die Durchlässigkeit ist, desto beständiger ist der Beton gegen aggressive Stoffe und Schädigungsprozesse.

Aufgrund der zeitaufwendigen Ermittlung des Diffusionskoeffizienten von Beton und des bestehenden Zusammenhangs zwischen dem Diffusions- und dem Permeabilitätskoeffizienten wird üblicherweise die Permeabilität von Beton bestimmt (vgl. *Gräf u. Bonzel 1990, Paulmann u. Rostasy 1989* und *Schönlin 1989*). Damit zeigt sich die Permeabilität als die relevanteste Eigenschaft zur Abschätzung der potenziellen Dauerhaftigkeit eines Betons (vgl. *Torrent u. Ebensperger 1993*). Aufgrund ihrer im Vergleich mit Wasser niedrigeren Viskosität und der dadurch geringeren Versuchsdauern werden inerte Gase oder Luft als Transportmedium zur Bestimmung der Permeabilität angesetzt (vgl. *Paulini u. Nasution 2006*). Die Permeabilität von Beton hängt grundsätzlich von seiner Struktur ab, sodass eine Änderung dieser Struktur beispielsweise aufgrund von Mikrorissbildung zu einer

erhöhten Permeabilität führt. Durch die Bestimmung dieses Materialkennwerts kann eine Schädigung des Betons frühzeitig erkannt werden (vgl. *Wang et al. 1997*).

Die Untersuchung der Permeabilität von UHPC trägt zum besseren Verständnis seiner Dauerhaftigkeit und seines Langzeitverhaltens bei, was für den baupraktischen Einsatz von UHPC eine wichtige Verbesserung bildet. Aufgrund seines dichten Gefüges und seiner geringen Porosität besitzt UHPC einen hohen chemischen und physikalischen Widerstand. Bisher liegen jedoch nur wenige Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von UHPC vor. Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse dieser Untersuchungen kurz zusammengefasst.

2.5.1 Bewehrungskorrosion

Ergebnisse von *Roux et al. 1996* zeigen eine Korrosionsgeschwindigkeit der Bewehrungsstäbe in UHPC von $0.01 \mu\text{m}/\text{Jahr}$. Dieser Wert ist viel niedriger als der Grenzwert von $1 \mu\text{m}/\text{Jahr}$ und weist kein nennenswertes Gefährdungspotential durch Korrosion (*Abbas et al. 2016*) auf. Die Zugabe von Nanosilika erhöht laut *Ghafari et al. 2015* die Korrosionsbeständigkeit von Stahlbewehrungen. *Franke et al. 2007* und *Scheydt 2014* beobachteten eine Reduzierung des Korrosionswiderstands von bei 90°C wärmebehandelten Betonen um bis zu 19 % gegenüber nicht wärmebehandelten Betonen. Sie führten diesen Rückgang auf entstandene Mikrorisse (Rissbreiten bis zu 750 nm) zurück.

2.5.2 Karbonatisierung

Die chemische Reaktion zwischen dem in die Poren des Betons diffundierten Kohlendioxid CO_2 und dem Calciumhydroxid $\text{Ca}(\text{OH})_2$ des Zementsteins bei ausreichendem Feuchteangebot wird als Karbonatisierung bezeichnet. Aus der Reaktion bildet sich das kaum lösliche Calciumcarbonat CaCO_3 . Dieses Reaktionsprodukt erhöht das Feststoffvolumen im Beton und führt zu einer Abnahme der Gesamtporosität (vgl. *Brameshuber et al. 2009*). Die Karbonatisierung ist daher kein Schädigungsmechanismus an sich und führt sogar im Beton mit Portlandzement zur Erhöhung der Druckfestigkeit (vgl. *Beton Kalender 2016*). Mit der Karbonatisierung sinkt dennoch bekanntlich der pH-Wert der Porenlösung und bei einem pH-Wert < 9 wird die Passivschicht um die Bewehrung angegriffen. Die Stahlbewehrung ist nicht mehr durch das alkalische Milieu geschützt (vgl. *Ehrhardt 2016*).

Den hochfesten Betonen wird aufgrund ihres dichten Gefüges ein hoher Widerstand gegenüber Karbonatisierung zugeschrieben (*Scheydt 2014*). Untersuchungen der Karbonatisierung an hochfesten Betonen zeigen eine wesentlich geringere Karbonatisierungstiefe im Vergleich zu Normalbeton. Nach 2,5 Jahren betrug die mittlere Karbonatisierungstiefe von hochfestem Beton 1 mm , während sie bei Normalbeton mit eintägiger Nachbehandlung bei 8 mm lag. Die Karbonatisierungstiefen von im Freien gelagerten Betonen waren aufgrund der durchschnittlich höheren Luftfeuchte geringer als die von unter 65 % rel. Luftfeuchte gelagerten Betonen (vgl. *DAfStb Heft 487*). Untersuchung des Karbonatisierungsfortschritts auf das Langzeitverhalten wurde von *Fehling et al. 2005* an bei 90°C wärmebehandeltem UHPC durchgeführt. Nach dreijähriger Lagerung bei 20°C und 65 % r. F. wurde eine maximale Karbonatisierungstiefe von $1,7 \text{ mm}$ gemessen.

2.5.3 Chloridangriff

Piérard et al. 2012 bestimmten den Widerstand gegen Chloriddiffusion an UHPC-Bohrkernen mit 90 mm Durchmesser nach *NT BUILD 443*. Nach einer 90-tägigen Exposition mit Natriumchlorid (NaCl) wurde eine Chlorideindringung von maximal 2 bis 3 mm gemessen. *Scheydt et al. 2008* berichteten von UHPC-Proben mit einer Chlorideindringtiefe von 1 mm nach einem Monat und von 5 mm nach 16 Monaten. Mit Hilfe des 2. Fickschen Gesetzes (vgl. *Jousten 2018*) kann die Chloriddiffusion berechnet werden. Dieser Koeffizient liegt für UHPC bei $0,2 \cdot 10^{-12}$ m²/s, während er normalerweise für normalfesten Beton im Bereich von $5 \cdot 10^{-12}$ bis $50 \cdot 10^{-12}$ m²/s liegt (vgl. *AFGC recommendation 2002; Piérard et al. 2012*).

2.5.4 Frost- Taubeanspruchung

Aufgrund des geringen w/z-Werts und der damit verbundenen niedrigen Kapillarporosität wird UHPC ein hoher Widerstand gegen Frost und Taumittellösung zugeschrieben. Wegen der niedrigen Wasseraufnahme von UHPC wird keine kritische Sättigung erreicht. Diese Sättigung führt normalerweise durch die sogenannte Mikroislinsepumpe zu Gefügeschädigungen. Die bestehende Wasserbeaufschlagung kann in der Tauphase sogar zur Selbstheilung von entstehenden Rissen beitragen (vgl. *Scheydt 2014*).

Auf internationaler Ebene wird der Frost-Tauwiderstand häufig nach AASHTO T 161 Verfahren A (*ASTM C666*) ermittelt. Bei diesem Verfahren werden die Probekörper vor der Prüfung nicht ausgetrocknet und sie liegen während der Frost-Tau-Zyklen komplett im Wasser (vgl. *DAfStb Heft 487*). In *Graybeal u. Tanesi 2007* wurde UHPC nach 35 bis 42 Tagen untersucht. Dabei handelte es sich um eine mit Dampf beaufschlagte und eine unbehandelte Betoncharge. Beide Chargen haben nach 690 Zyklen eine sehr geringe Verschlechterung des Frost-Tauwiderstands gezeigt. Bei den unbehandelten Proben schreitet die Hydratation fort, welche eine Zunahme der Festigkeit hervorruft. Einen ähnlichen Effekt (Erhöhung der Festigkeit) stellten *Magureanu et al. 2012* an UHPC-Proben nach 1.089 Frost-Tau-Zyklen fest (vgl. *F.H.A. 2013*).

In Deutschland erfolgt die Prüfung des Frost- und Frost-Tausalz-Widerstands je nach Prüfmedium mit den folgenden zwei Verfahren. Mit dem CIF-Verfahren (engl. Capillary suction, Internal damage and Freeze-thaw test) nach *RILEM TC 176-IDC* wird der Frost-Tau-Widerstand gegenüber wiederholten Frost-Tau-Wechseln in Kontakt mit Wasser geprüft (*RILEM TC 176-IDC*). Mit dem CDF-Verfahren (engl. Capillary Suction, De-icing agent and Freeze-thaw-test) nach *RILEM TC 117-FDC* wird der Frost-Tausalz-Widerstand gegenüber wiederholten Frost-Tau-Wechseln in Kontakt mit Tausalz (in der Regel 3 %-ige NaCl-Lösung) geprüft. Zur Auswertung der Versuche wird der Masseverlust (Abwitterung) nach 28 Frost-Tau-Wechseln ermittelt. Grenzwerte für die maximal zulässige Abwitterung existieren weder in einer deutschen noch in einer europäischen Norm. Es wird stattdessen auf die Grenzwerte im Merkblatt „Frostprüfung von Beton“ der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (*Reschke 2012*) zurückgegriffen. Nach *Reschke 2012* liegt der Grenzwert einer maximalen Abwitterung nach dem CDF-Verfahren beispielsweise bei 1.500 g/m². Der Frost-Tauwiderstand an UHPC wurde zahlreich untersucht, siehe hierzu *Teichmann 2008, Piérard et al. 2012, Fládr et al. 2016* und *Prager 2018*. Bei keiner der genannten Quellen wurde der

Grenzwert von 1.500 g/m² erreicht. *Fehling et al. 2005* berichteten allerdings von einer verstärkten oberflächennahen Abwitterung an stahlfaserbewehrtem Beton.

2.6 Anwendungsgebiete

Wie bereits erläutert, zeichnet sich Ultrahochleistungsbeton aufgrund seines dichten Gefüges durch seinen hohen Widerstand gegen aggressive Agenzien, seine hohe Druckfestigkeit, seine hohe Dauerhaftigkeit und seine geringe Durchlässigkeit aus. Durch diese besonderen Eigenschaften zeigt UHPC ein hohes Potenzial für nachhaltigen und wirtschaftlichen Einsatz in vielfältigen und teilweise neuen Anwendungsgebieten. Heute wird UHPC unter anderem bei hoch belasteten Stützen, bei Bauteilen mit großer Schlankheit sowie bei Bauteilen mit hohen Umweltbeanspruchungen und Anforderungen mit langen Nutzungsdauern eingesetzt. Darüber hinaus wird UHPC für moderne Designs mit filigranen und komplexen Bauformen verwendet. Die geringe Durchlässigkeit von UHPC kann ferner seinen Einsatz im Bereich der Energiespeicherung, wie Gasspeicher, Wärmespeicher und als vakuumgedämmten Elemente ermöglichen. Im Folgenden werden die wesentlichen Anwendungsgebiete von Ultrahochleistungsbeton vorgestellt.

2.6.1 Infrastruktur

Die verbesserten Eigenschaften von UHPC gegenüber konventionellem Beton ermöglichen dessen Anwendung in der Infrastruktur und vor allem im Bereich des Brückenbaus. Die Anzahl der UHPC-Brücken ist in den letzten Jahren tendenziell gestiegen. Bis zum Jahr 2013 waren 55 UHPC-Brücken in den USA und Kanada, 22 in Europa und 27 in Asien und Australien entweder gebaut oder im Bau (*F.H.A. 2013*). Im Vergleich zu herkömmlichen Stahlbetonbrücken zeigten die meisten Brücken aus UHPC ein schlankes Design mit deutlich geringerem Gewicht und größeren Spannweiten, eine vereinfachte Umsetzung sowie eine erhöhte Dauerhaftigkeit. UHPC ist zum Einsatz bei allen Brückenkomponenten, wie Brückenträger, -decks, Schutzschichten und Feldgussverbindungen geeignet (vgl. *Chunping et al. 2015*). In Abb. 2.5 sind zwei Beispiele von UHPC-Brücken dargestellt.

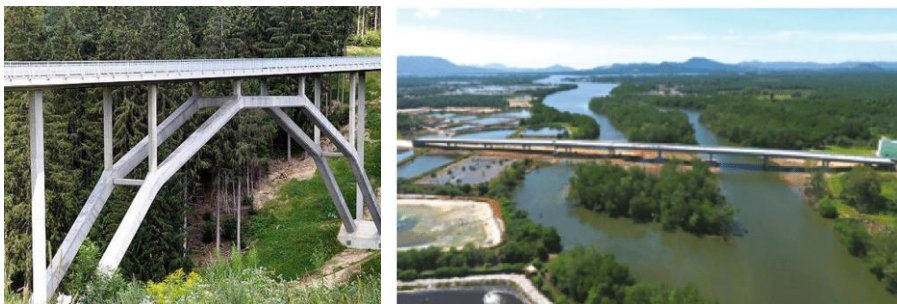


Abb. 2.5: Links: UHPC-Wildbrücke in Österreich (*Herzog 2015*); Rechts: UHPC-Brücke in Malaysia (*Azmeem u. Shafiq 2018*)

Ebenfalls wird UHPC als dünne, gebundene Auflage zur Instandsetzung oder Verstärkung von Brückenbelägen bestehender Brücken aus Stahl- oder Spannbeton eingesetzt. Die Dicke der Auflage beträgt 2 – 7 cm und bietet eine konstruktive Verstärkung, einen hohen Widerstand gegen aggressive Stoffe und eine Reduzierung der Eigenlast von Beton (Hajar et al. 2013). Diese Reparaturmethode hat in den letzten Jahren immer mehr an Bedeutung gewonnen und wurde bei mehr als 20 europäischen Brücken eingesetzt (Lei Voo et al. 2014). Nicht nur im Brückenbau, sondern auch für die Reparatur von stark befahrenen Straßen eignen sich die UHPC-Auflagen. Aufgrund der längeren Lebensdauer benötigen die mit UHPC reparierten Straßen weniger Wartung und halten länger. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass UHPC für den Bau von Infrastrukturen der nächsten Generation sehr gut geeignet ist.

2.6.2 Hochbau und architektonische Ausstattungen

Aufgrund des zunehmenden Siedlungswerts in Ballungsgebieten nimmt der Druck zu verdichteten Hochbauten zu, und damit auch die Gebäudehöhen. Die hohen mechanischen Eigenschaften von Ultrahochleistungsbetonen ermöglichen hierbei dessen Anwendung, um z. B. schlankere Stützen zu realisieren. Dies führt auch zu einer Material-, Flächen-, und insbesondere Ressourcenersparnis.

Aufgrund der freien Formbarkeit eignet sich UHPC für Fassaden, Lärmschutzwände sowie Bauteile mit besonderen architektonischen Anforderungen. Ein Beispiel für die potentielle Anwendung von UHPC ist das Gebäude der Fondation Louis Vuitton in Paris, welches 2014 fertiggestellt wurde. Dieses Projekt zeichnet sich durch die hohe geometrische Komplexität aus (siehe Abb. 2.6). Die Verkleidung wurde aus 19.000 vorgefertigten Platten aus UHPC hergestellt (vgl. Aubry et al. 2013; Chunping et al. 2015).

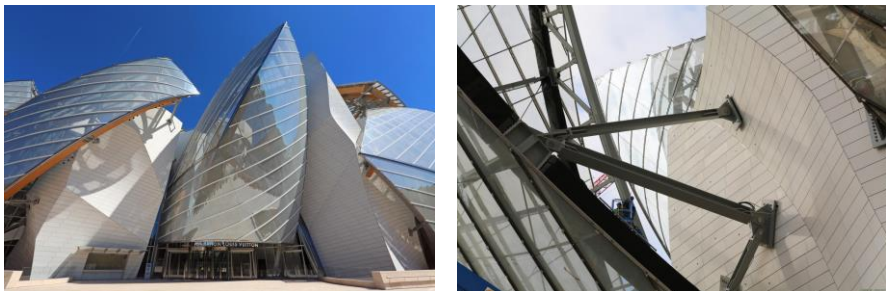


Abb. 2.6: Louis Vuitton Fondation in Paris (Tees.fr)

Ein weiteres eindrucksvolles Beispiel der Anwendung von UHPC ist das Museum der Zivilisationen Europas und des Mittelmeers (MuCEM) in Marseille, Frankreich (siehe Abb. 2.7). Das im Jahre 2013 eröffnete Gebäude ist geprägt durch die umfangreiche Verwendung von UHPC. Die baumartigen Fassaden, Säulen, Halterungen und Brückenbeläge der umlaufenden Fußgängerbrücken (69 und 135 m lang) sowie die Schutzabdeckungen zur Vorspannung von Verankerungspunkten sind aus UHPC gefertigt (vgl. Mazzacanem et al. 2013; Chunping et al. 2015)

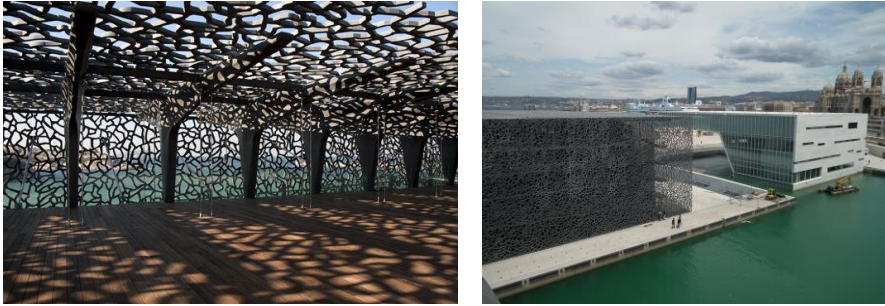


Abb. 2.7: Museum MuCEM in Marseille (links: *Heathcote 2013*; rechts: *Pickett 2013*)

Auch im Stadionbau kann UHPC zum Einsatz kommen, wie z. B. bei dem Jean-Bouin-Stadion in Paris. Mit 3.600 selbsttragenden Verkleidungsplatten aus UHPC erfolgte die Konstruktion einer leichten Hülle und eines wasserdichten Dachs. Die Fassadenelemente haben die Abmessungen $9 \times 2,5$ m mit einer Mindestdicke von 11 cm, während die verglasten Dachplatten $8/9$ m \times $2/2,5$ m \times 35/45 cm groß sind (siehe Abb. 2.8).

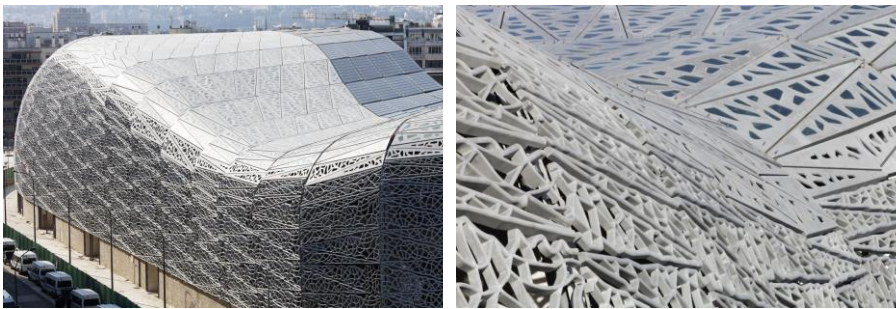


Abb. 2.8: Jean Bouin-Stadion in Paris (*Consolis 2019*)

2.6.3 Vakuumisulationspaneele

UHPC kann aufgrund seiner besonderen Eigenschaften auch für spezielle Anwendungen eingesetzt werden, die aus normalfestem Beton nicht realisierbar wären. Einige Beispiele dafür sind u. a. Parabolrinnenkraftwerke (*Müller 2016; Penkert et. al 2019*), Offshore-Windenergieanlagen aus UHPC (*Moghaddam et al. 2018*), selbsttätige Hochwassersperren aus UHPC (*Schnell u. Maryamh 2018*) sowie fluidtrennende Tragschichten in Speicherkonstruktionen (vgl. *Wolf 2016*). Neben den erwähnten Beispielen werden in den aktuellsten Forschungsvorhaben neue Einsatzbereiche von UHPC erforscht (*Pahn u. Kiesche 2019; Nölscher 2019*)

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll auch die Anwendbarkeit von UHPC für hocheffiziente Vakuumisulationspaneele (Abk. VIP) untersucht werden, da UHPC aufgrund seiner geringen Durchlässigkeit hierfür geeignet erscheint. Daher wird im Folgenden ein Überblick über den aktuellen Stand der Forschung und Technik für vakuumgedämmte Elemente gegeben. Im Anschluss wird das an der Technischen Universität Kaiserslautern zusammen mit Industriepartnern durchgeführte

Forschungsprojekt „Vakubäude“ vorgestellt. Abschließend werden die wesentlichen vakuumtechnischen Grundlagen erläutert.

2.6.3.1 Stand der Forschung und Technik

Bisher erfolgte die Reduzierung des Energiebedarfs von Gebäuden durch den Einsatz von stetig zunehmenden Dämmstoffschichtdicken, die die Gebäudehüllen ummanteln. Diese Technologie bringt jedoch viele Nachteile mit sich, wie zum Beispiel hoher Materialbedarf, energieaufwendige und teilweise umweltschädliche Herstellung der Dämmstoffe, aufwendige Verarbeitung und aufwendige Entsorgung (vgl. *Vakubäude 2019*). Außerdem erfordert die Dämmung auch einen signifikanten Flächenverbrauch und reduziert damit die verwertbare Nutzfläche erheblich. Die verschärften gesetzlichen Vorschriften und die höheren energetischen Anforderungen an Gebäude (siehe Abb. 2.9) beschränken zudem den Einsatz dieser Dämmstoffe und erfordern neue Ansätze. Die Rückkehr zu möglichst dünnen, materialsparenden Außendämmungen beschäftigt daher Forschung und Praxis gleichermaßen.

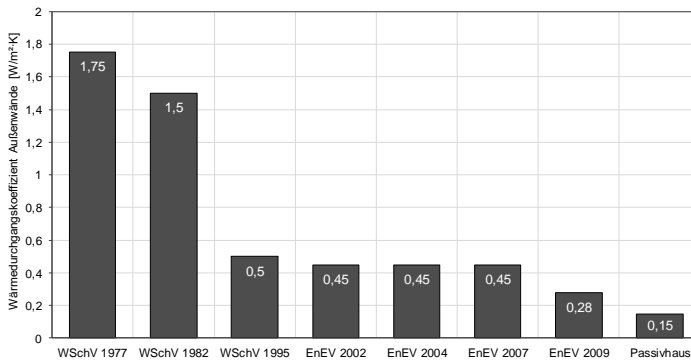


Abb. 2.9: Änderungen des Wärmedurchgangskoeffizienten nach Verordnungen (Hülsmeier u. Kahnt 2010)

Die VIPs bieten eine Alternative zu den herkömmlichen Dämmsystemen an. Ihre Bestandteile sind generell ein hochporöses Kernmaterial mit niedrigem Innendruck und eine hochdichte Ummantelung, welche das Eindringen von Gasen in das Kernmaterial verhindert. Die Anforderungen an das Kernmaterial sind Offenporigkeit, Evakuierbarkeit sowie die Aufnahme der Belastung durch den Atmosphärendruck (vgl. *Schwab 2004*). Das Kernmaterial wird unter Vakuum mit einer ein- oder mehrlagigen Hochbarriere-Kunststoff- oder Aluminiumfolie gasdicht eingeschweißt (*Simmler et al. 2005*). Für das Kernmaterial eignen sich u. a. technische Aerogele, technische und pyrogene Kieselsäure, organische Schäume sowie Mineralfasern (vgl. *Sprengard u. Spitzner 2011a*). Die vakuumdichte Umhüllung soll neben der Dichtheit gegenüber äußerem Druck formstabil sein (vgl. *Vakubäude 2019*). In Kombination mit anderen Produkten werden VIP als Fassadenelemente eingesetzt.

VIPs erzielen aufgrund ihrer geringen Wärmeleitfähigkeit mit einer fünf- bis zehnmals geringeren Dämmstärke die gleiche Dämmwirkung wie konventionelle Dämmmaterialien (vgl. *Heinemann u. Kastner 2010*). Somit lassen sich nach *Schwab 2004* 20 cm konventionelle Dämmung durch 2 cm Vakuumdämmung ersetzen. Die

bauphysikalische Besonderheit von VIPs ist die Begrenzung des Wärmetransports durch Strahlung, Konvektion und Wärmeleitung des Gases, was durch den speziellen Aufbau des VIP und die Evakuierung erreicht wird (*Vakubäude 2019*).

Die Hauptnachteile der herkömmlichen VIPs liegen in der Verarbeitbarkeit, der Dauerhaftigkeit und den Kosten. Im Hochbau werden VIPs daher nur vereinzelt als Ausfachungselemente eingesetzt. Sie finden sowohl bei der energetischen Gebäudesanierung als auch im Neubaubereich Anwendung. Einige Ausführungsbeispiele zur Anwendung von Vakuumdämmung im Bauwesen werden u. a. in (*Wang et al. 2007, Heinemann et al. 2011, Baetens et al. 2010, Brunner et al. 2012, Alotaibi u. Riffat 2014*) beschrieben. Die Verwendung und Installation von vielen einzelnen Paneelen ist finanziell sehr aufwendig, was lange Amortisierungszeiten verursacht (*Sprengard u. Spitzner 2011b*). Zusätzlich geht aus *Sprengard u. Spitzner 2011a* hervor, dass die resultierende Wärmeleitfähigkeit einer mit VIPs gedämmten Wand abhängig von der Fläche eines einzelnen Paneels ist, da sich an den Stoßstellen Wärmebrücken bilden. Die Maße von VIP sollen demnach möglichst groß sein (vgl. *Sprengard u. Spitzner 2011b*), sodass nur eine sehr geringe Anzahl an Stoßstellen vorhanden ist. Einen Ansatz für die industrielle und damit kostengünstigere Herstellung von vakuumgedämmten Bauteilen bietet die Entwicklung von Beton- oder Holzelementfertigteilen mit VIP-Dämmung, deren erste Erprobung in *Hangleiter u. Weismann 2004* beschrieben ist. *Hülsmeier et al. 2013* entwickelten eine nichttragende vorgehängte Elementfassade, die aus der Kombination von Textilbetonplatten, Kunststoffwellplatten und VIPs besteht. Die 11 cm starke Elementfassade weist einen Wärmedurchgangskoeffizienten von $0,16 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ auf und ist für Passivhäuser einsetzbar. Im Vergleich zu Stahlbau-Sandwich-elementen ist diese Art um 135 €/m^2 teurer, jedoch nimmt die Fassadendicke auf ein Viertel ab.

Die hohe Druckfestigkeit sowie die geringe Durchlässigkeit von UHPC eröffnen die Möglichkeit, ihn im Bereich der VIPs einzusetzen. Aus diesem Grund forschte die Technische Universität Kaiserslautern mit Industriepartnern im Rahmen des Forschungsprojekts „Schaltbare Vakuum-Isolations-Bauteile mit Re-Evakuierung für energiesparende Gebäude der Zukunft“, kurz Vakubäude, an hochdämmenden VIPs aus UHPC (vgl. *Vakubäude 2019*). Dieses Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) gefördert. Das neuartige Konstruktionssystem sollte einen Teil der oben genannten Beschränkungen bestehender VIP-Systeme auflösen. Die Vakubäude-Konstruktion besteht aus zwei UHPC-Schalen und einer dazwischenliegenden Vakuum-Dämmschicht und wird mit einem Randverbund ummantelt. Als Verbindungselemente zwischen den zwei UHPC-Schalen eignen sich dünne Verbindungsanker (3 mm Durchmesser) aus Edelstahl mit guten Verformungseigenschaften. Mithilfe einer vor Ort vorhandenen Vakuumpumpe soll das erforderliche Vakuum dauerhaft sichergestellt werden, welches die Dauerhaftigkeit des Systems deutlich erhöht.

Mit der Integration der Vakuumschicht in die tragende Konstruktion aus UHPC entfällt der sonst aufwendig herzustellende mehrschichtige Aufbau. Die Ausschöpfung der verbesserten mechanischen Eigenschaften von UHPC erlaubt es, dünne Betonschalen (2 – 3 cm) als tragende Bauteile zu verwenden. Ein Beispiel einer Vakubäude-Konstruktion ist in Abb. 2.10 schematisch dargestellt.

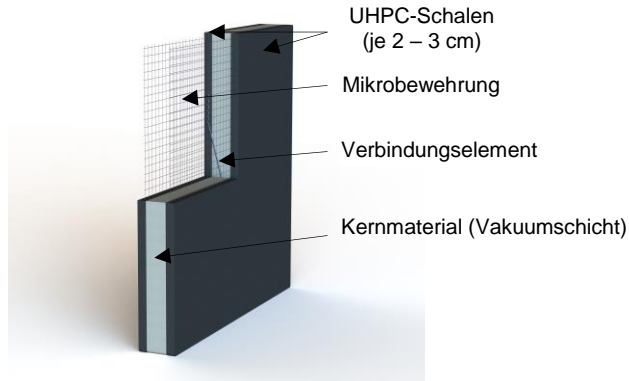


Abb. 2.10: Aufbau einer Vakubäude-Konstruktion

2.6.3.2 Vakuumtechnische Grundlagen

Gemäß der Definition im *Giesserei Lexikon 2019* bezeichnet Vakuum (von lat. *vacuus* „leer“, „frei“) umgangssprachlich einen materiefreien Raum. Ganz allgemein wird als Vakuum ein Gaszustand, bei dem der Druck oder die Dichte kleiner ist als bei der umgebenden Atmosphäre (vgl. *Jousten 2018*) verstanden. Nach *DIN 28400-1* wird bei einem Gasdruck kleiner 300 mbar von Vakuum gesprochen, welcher dem niedrigsten auf der Erdoberfläche vorkommenden Atmosphärendruck (Mount Everest) entspricht. Der Druck hat entscheidenden Einfluss auf die meisten Wärmetransportmechanismen durch Luft. Die drei wesentlichen Mechanismen sind Konvektion, Wärmeleitung und Wärmestrahlung. In Abb. 2.11 ist die Zusammensetzung des Wärmetransports und dessen Abhängigkeit zum Gasdruck dargestellt.

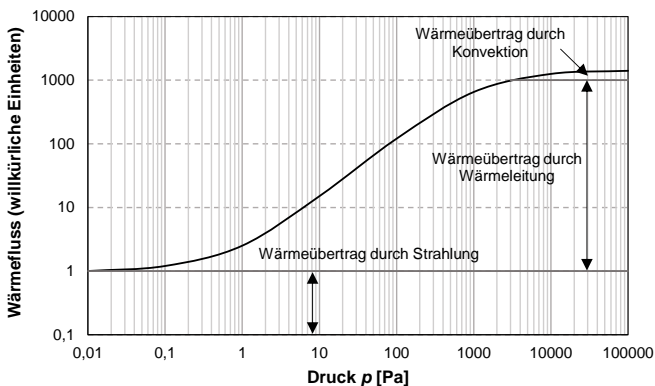


Abb. 2.11: Druckabhängigkeit und Zusammensetzung des Wärmeflusses in einem Gas (Luft) zwischen zwei Oberflächen in Anlehnung an *Jousten 2018*

Während die Wärmeübertragung durch Strahlung konstant und druckunabhängig ist, sinkt die Wärmeübertragung durch Konvektion und Wärmeleitung mit abnehmendem Druck. Die Konvektion lässt sich bereits durch den Einsatz von Wärmedämmstoffen

oder einem geringen Unterdruck unterbinden. Die Reduzierung der Wärmeleitung durch Luft erfordert hingegen eine deutlich geringere Gasdichte und damit verbunden einen niedrigeren Druck. Mit sinkendem Druck verringert sich die Anzahl der Gasteilchen, dadurch wächst ihre mittlere freie Weglänge λ bis zum nächsten Zusammentreffen mit einem anderen Gasteilchen (siehe Abs. 3.1.1). Die Gasteilchen stoßen dann häufiger an angrenzende Wände als an andere Teilchen. Unterhalb eines gewissen Drucks stoßen die Gasteilchen fast ausschließlich mit den angrenzenden Wänden zusammen. Die freie Weglänge wird in diesem Druckbereich nur noch durch die geometrischen Abmessungen des Raumes begrenzt. Die Wärmeleitfähigkeit verringert sich mit sinkendem Druck. Anstelle der Wände eines Volumens kann die freie Weglänge auch durch poröse Füllstoffe eingeschränkt werden. Mit kleineren Poren sinkt dabei die Anforderung an das Vakuum und die Wärmeleitfähigkeit des Gases reduziert sich bereits bei einem höheren Druck (vgl. *Vakubäude 2019*).

In Europa wird überwiegend die pyrogene Kieselsäure als Kernmaterial in VIPs eingesetzt. Grund dafür ist der im Vergleich zu Faserkernen oder Schäumen deutlich langsamere Anstieg der Wärmeleitfähigkeit bei steigendem Innendruck (siehe Abb. 2.12). Dies führt bei gleicher VIP-Hülle zu einer deutlich höheren Lebensdauer der Elemente. Nachteilig ist der relativ hohe Preis der pyrogenen Kieselsäure. Daher wurde in dem Projekt *Vakubäude* auch die kostengünstigere Alternative mittels Faserkern untersucht. Kerne aus organischen Schäumen haben, analog zu Faserkernen im Vergleich zur Kieselsäure den Nachteil des schnelleren Anstiegs der Wärmeleitfähigkeit mit dem Innendruck und der daraus resultierenden niedrigeren Lebensdauer, falls das Vakuum nicht wiederhergestellt werden kann. Im Vergleich zum Faserkern weisen sie unter Vakuum darüber hinaus eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit auf (siehe Abb. 2.12).

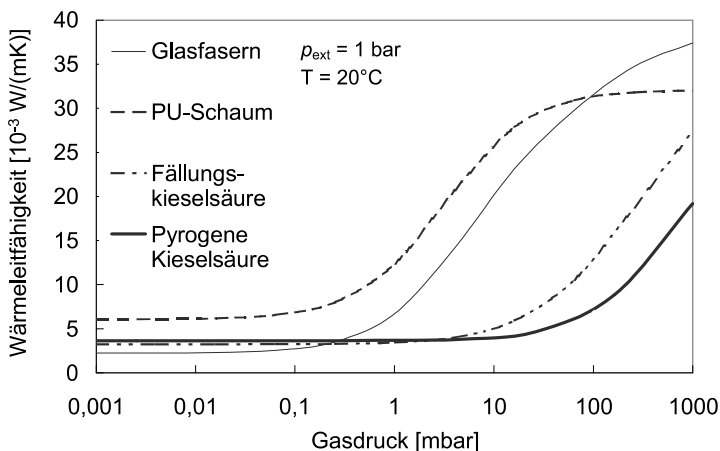


Abb. 2.12: Wärmeleitfähigkeit von üblichen Dämmstoffen unter einem Druck von 1 bar bei 20°C in Abhängigkeit des Gasdrucks nach *Heinemann et al. 1999 (Schwab 2004)*

Je nach Einsatzbereich sind bei VIPs Drücke von 10 mbar bis unter $1 \cdot 10^{-4}$ mbar erforderlich. Je niedriger der Zieldruck (Enddruck) ist (siehe Abs. 5.5.1), desto höher sind die Anforderungen an die Abdichtung des Systems. Durch das Druckgefälle zwischen System und umgebender Luft passieren Atome, Moleküle oder Ionen den

Festkörper. Die Durchlässigkeit von Materie wird mit dem Begriff Permeabilität bezeichnet. Die Permeabilität des Systems hat damit eine erhebliche Bedeutung, denn sie begrenzt den erreichbaren Enddruck und führt zu schnellem Wiederanstieg des Drucks im System. Die Abnahme des Wärmebetrags aus Konvektion und Wärmeleitung wird damit stark beeinträchtigt. Insbesondere bei Systemen mit sehr geringem bzw. keinem vorhandenen Saugvermögen wie bspw. in VIPs folgt hierdurch eine signifikante Einschränkung bzgl. der Standzeit unter Vakuum. Bei zu hohem Druck verlieren diese Systeme ihre Funktion. (vgl. *Vakubäude 2019*).

Um das Vakuum so lange wie möglich zu halten, müssen die UHPC-Schalen möglichst dicht sein, damit die Vakuumpumpe möglichst wenig benötigt wird. Dies bildet neben der Dauerhaftigkeit einen weiteren Grund, die Permeabilität von Ultrahochleistungsbeton näher zu untersuchen.

2.7 Zwischenfazit

Die verbesserten Eigenschaften von UHPC gegenüber normalfestem Beton werden insbesondere durch die Reduktion des w/z-Werts und die gezielte Auswahl der Gesteinskörnung erreicht, wodurch eine geringere Porosität der Zementmatrix und eine höhere Packungsdichte entstehen.

Neben der hohen Druckfestigkeit weist der Ultrahochleistungsbeton einen hohen Widerstand gegen klimatische und chemische Einwirkungen (z. B. Korrosion, Chloride-Angriffe und Frost-Taubeanspruchungen) auf, weswegen UHPC eine erhöhte Dauerhaftigkeit zugeschrieben wird.

Die Dauerhaftigkeit lässt sich aufgrund der vielfältigen Schädigungsmechanismen nicht mit einer einzigen Kenngröße charakterisieren. Da die Dauerhaftigkeit hauptsächlich durch das Eindringen von aggressiven Stoffen beeinträchtigt wird, führt die Bestimmung der Durchlässigkeit von Betonbauwerken, repräsentiert durch die Permeabilität, zur Beschreibung der zu erwartenden Dauerhaftigkeit.

Die verbesserten Eigenschaften von UHPC ermöglichen dessen Einsatz in unterschiedlichen und neuen Anwendungsgebieten. Im Rahmen des Forschungsprojekts „Vakubäude“ wird erforscht, in wie weit sich UHPC für die Verwendung im Bereich der VIP zur Energieeinsparung einsetzen lässt. Zur wissenschaftlichen und wirtschaftlichen Beurteilung soll die Luftpermeabilität von UHPC bezüglich des Kurz- und des Langzeitverhaltens näher untersucht werden. Diese Untersuchung soll zudem mögliche Maßnahmen umfassen, welche die Luftdichtheit von UHPC verbessern können.

3 Permeabilität von Beton

3.1 Physikalische Grundlagen

Zum besseren Verständnis der unterschiedlichen Einflussparameter auf die Permeabilität von Beton erfolgt nachfolgend die Vorstellung der erforderlichen Grundlagen zum Eindringen von Gasen in poröse Festkörper aus physikalischer Sicht. Im Folgenden wird die allgemeine Gleichung zur Beschreibung des Gaszustands und ihre Bestandsgrößen vorgestellt. Im Anschluss wird der poröse Feststoff und dessen Porenstruktur mikroskopisch betrachtet. Abschließend werden die wesentlichen Transportmechanismen und Strömungsarten von Fluiden (flüssige oder gasförmige Form) in poröse Feststoffe erläutert.

Für die im Rahmen dieser Arbeit geplanten Untersuchungen der Permeabilität liegt der Fokus der vorgestellten physikalischen Grundlagen auf der gasförmigen Form von Fluiden. Unter dem Begriff „poröse Feststoffe“ werden in den folgenden Kapiteln Betone oder zementgebundene Werkstoffe generell verstanden.

Für eine ausführliche Darstellung über die Gaszustände sowie über ihre Transportmechanismen in porösen Körpern sei auf einschlägige Literaturquellen (u. a. *Jousten 2018*, *Scholz 2014*, *Edelmann 1978*, *Timofejew 1967*) hingewiesen.

3.1.1 Allgemeine Gasgleichung

Nach *Edelmann 1978* bezeichnet das Gas eine Materie in einem Aggregatzustand, in dem sich deren Gasteilchen (Atome oder Moleküle) in freier Bewegung befinden und jedes definierte Volumen einnehmen können. Bei einem idealen Gas findet keine Wechselwirkung zwischen den Gasteilchen statt. Darüber hinaus ist das Volumen der Gasteilchen vernachlässigbar klein im Vergleich zu dem Volumen, das das Gas als Ganzes einnimmt. Der Zustand eines Gases in der Thermodynamik wird anhand von Zustandsgrößen wie Druck, Volumen und Temperatur charakterisiert. Im Gleichgewichtszustand wird von gleichem Druck und gleicher Temperatur ausgegangen. Dies wird mit der Zustandsgleichung Gl. (3.1) verdeutlicht (siehe *Clapeyron 1843*, *Jousten 2018*):

$$p \cdot V = m \cdot R \cdot T \quad (3.1)$$

mit:

p	Druck in Pa
V	Volumen in m ³
m	Masse des Gases in kg
R	universelle bzw. molare Gaskonstante; $R = 8,314472 \text{ J/mol}\cdot\text{K}$
T	Temperatur in K

Die universelle Gasgleichung zeigt den proportionalen Zusammenhang zwischen Temperatur und Druck, wenn das Volumen sowie die Stoffmenge konstant bleiben.

Aufgrund ihrer ständigen Bewegung kommt es bei den Gasteilchen zu zahlreichen Zusammenstößen sowohl mit anderen Gasteilchen als auch mit Hindernissen, dadurch ändert sich deren Bewegungsrichtung kontinuierlich (siehe Abb. 3.1). Der geradlinige Weg, den ein Gasteilchen durchschnittlich ohne Zusammenstoß zurücklegen kann, wird als mittlere freie Weglänge λ [m] definiert (vgl. *Jousten 2018*):

$$\lambda = \frac{k_B \cdot T}{\sqrt{2} \cdot p \cdot \pi \cdot d^2} \quad (3.2)$$

Dabei ist:

- λ die freie Weglänge in m
- k_B die Boltzmannkonstante in J/K
- d der Molekulardurchmesser in m

Aus Gl. (3.2) ist ersichtlich, dass die mittlere freie Weglänge eines Gases mit bestimmten Molekulardurchmessern linear von der Temperatur und umgekehrt proportional vom Druck abhängt. Mit zunehmendem Teilchendurchmesser nimmt die mittlere freie Weglänge ab und es kommt häufiger zum Zusammenstoß. Die Temperaturzunahme erhöht zudem die Teilchengeschwindigkeit v [m/s], welche bei konstantem Volumen zur Steigerung des vorherrschenden Drucks führt. Die mittlere freie Weglänge spielt eine große Rolle bei der quantitativen Berechnung makroskopischer Gaseigenschaften (vgl. *Jousten 2018*).

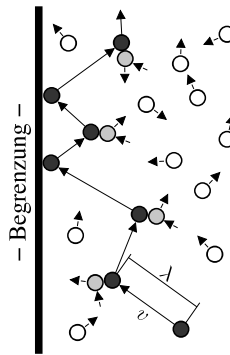


Abb. 3.1: Idealisierte Bewegung eines Gasteilchens durch den Raum und die mittlere freie Weglänge zwischen zwei Stößen (*Lun 2015*)

3.1.2 Mikroskopischer Aufbau poröser Feststoffe

Die Transportmechanismen von Gasen erfolgen größtenteils in porösen Feststoffen, die im Allgemeinen aus einem Feststoffskelett und aus Hohlräumen bestehen. Das Feststoffskelett umfasst unterschiedliche Struktureinheiten und Bausteine, die miteinander verbunden sind. Durch diese Bindung wird die Hohlräumbeschaffenheit bestimmt (vgl. *DAfStb Heft 258*). In porösen Baustoffen wie Beton wird der Hohlraum durch das Porensystem repräsentiert, welches Poren unterschiedlicher Formen und Größen beinhaltet. Je nach Eignung zum Stofftransport können die Poren eines

Baustoffgerüsts hauptsächlich in vier Arten aufgeteilt werden (vgl. *DAfStb Heft 258, Häfner 2014*):

- Offene Poren, die mindestens zwei Öffnungen nach außen haben. Durch die offenen Poren findet der Stofftransport statt.
- Sackporen, die nur eine Öffnung nach außen besitzen. Diese Poren reichen zwar in das Gerüst hinein, sind aber nicht durchgehend.
- Geschlossene Poren und Gelporen, die unzugänglich für Stofftransport sind. Im Makroporenbereich sind selbst die kugelförmigen Poren nicht geschlossen, denn das umschließende Feststoffgerüst ist porös. Dies ist in Abb. 3.2 mit dem schraffierten Bereich der Gelporen gekennzeichnet.
- Flanschenhalsporen, die im geometrischen Sinne sowohl als Sack- als auch als offene Poren auftreten können.

Die genannten Porenarten sind in Abb. 3.2 dargestellt.

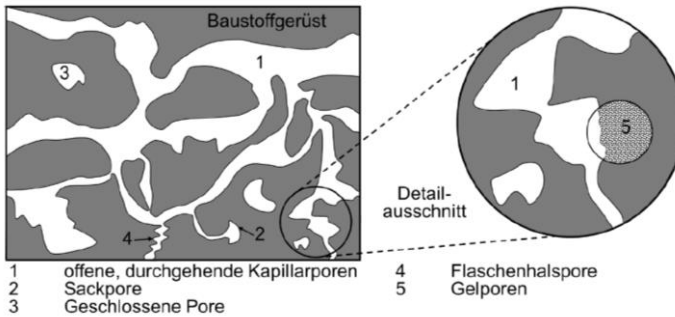


Abb. 3.2: Porenarten eines porösen Festkörpers (*Weber u. Hafkesbrink 2016*)

3.1.3 Transportmechanismen von Gasen in porösen Feststoffen

3.1.3.1 Allgemeines

Die Schädigungsmechanismen von Beton geschehen überwiegend durch das Eindringen von Wasser, Ionen in wässrigen Lösungen oder Gasen in den Beton. Daher ist davon auszugehen, dass die Betondauerhaftigkeit weitgehend durch dessen Widerstand gegen das Eindringen aggressiver Medien bestimmt wird. Transportwege für Gase in den Beton bilden sowohl das Porensystem des hydratisierten Zements als auch die vorhandenen Mikrorisse (vgl. *fib 1999*). Die vorkommenden Transportvorgänge von Gasen in porösen Festkörpern sind Diffusion, kapillares Saugen und Permeation. Diese Mechanismen können einzeln oder in kombinierter Form auftreten.

3.1.3.2 Diffusion

Die Diffusion bezeichnet den Massentransport durch beliebige Bewegungen von freien Molekülen oder Ionen zum Ausgleich von Konzentrationsunterschieden in Richtung der niedrigeren Konzentration (siehe Abb. 3.3). Die Durchflussrate I [$\text{g}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$] ist, unter

stationären Verhältnissen, proportional zum Konzentrationsgradienten $\frac{dc}{dx}$ [(g/m³)/m] und zum Diffusionskoeffizienten D [m²/s]. Nach dem 1. Fick'schen Gesetz gilt:

$$I = -D \cdot \frac{dc}{dx} \quad (3.3)$$

Der Diffusionskoeffizient $D = f(c, x, t, T)$ ist meist nicht konstant und hängt von der lokalen Konzentration der Ionen c , von der Position x , von der Zeit t und von der Temperatur T ab. Für instationäre Diffusion wird daher das zweite Fick'sche angewendet:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (3.4)$$

Dieses Gesetz beschreibt die Änderung der Konzentration in einer Volumeneinheit mit der Zeit. Beispiele von Diffusionsvorgängen sind u. a. das Eindringen von Kohlendioxid in den Beton und der Wasserdampf aus dem Beton (vgl. *DAfStb Heft 258*).

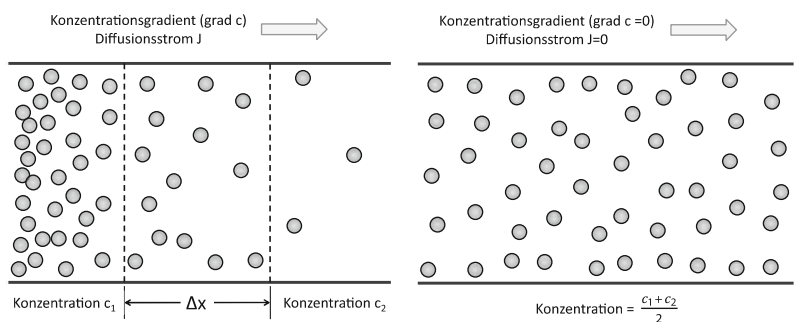


Abb. 3.3: Konzentrationsprofil vor der Diffusion und nach abgeschlossenem Ausgleichsvorgang (*Wiegleb 2016*)

3.1.3.3 Kapillares Saugen

Das kapillare Saugen bezeichnet die Aufnahme von Flüssigkeit in einem porösen Feststoff, wie z. B. Wasser in hydratisiertem Zement, aufgrund einer Oberflächenspannung in den Kapillaren. Zusätzlich ist das kapillare Saugen von der Viskosität und der Dichte der Flüssigkeit abhängig. Bei einer unmittelbaren Einwirkung von flüssigem Wasser oder anderen Lösungen auf eine Betonoberfläche, z. B. bei Fundamenten oder Wänden im Grundwasser, kann das kapillare Saugen mit dem Wasseraufnahmekoeffizienten S [g/(m²·sⁿ)] gemäß Gl. (3.5) beschrieben werden:

$$S = \frac{\Delta m}{A \cdot t^n} \quad (3.5)$$

Gl. (3.5) verdeutlicht die Abhängigkeit des Wasseraufnahmekoeffizienten S [g/(m²·sⁿ)] von der aufgenommenen Flüssigkeit Δm [g] über die Einwirkungsdauer als Zeitfunktion t^n [sⁿ] und von der durchdrungenen Fläche A [m²]. Unter der Annahme einer linearen Abhängigkeit zwischen der aufgenommenen Flüssigkeitsmenge und der Wurzel der Einwirkungsdauer ist $n = 0,5$ (vgl. *Beton Kalender 2016*).

3.1.3.4 Permeation

Die Permeation bezeichnet den Gas- oder Wassertransport in porösen Festkörpern, der durch eine Druckdifferenz herbeigerufen wird. Die Fähigkeit eines Feststoffes Fluide unter Druckgefälle passieren zu lassen, wird als Permeabilität bezeichnet und wird in der Literatur häufig anstelle von Permeation verwendet. Die Kenngröße der Permeabilität stellt der Permeabilitätskoeffizient k [m²] dar und trägt zur Charakterisierung der Durchlässigkeit eines Stoffes bei. Die Permeabilität hängt wesentlich von der Beschaffenheit des Porensystems (Porenstruktur, Gesamtporenvolumen und Porengrößenverteilung) ab, und unterscheidet sich von der Porosität. Zum Beispiel herrscht in einem hochporösen Feststoff mit überwiegend geschlossenen Poren (siehe Abs. 3.1.2) keine hohe Permeabilität, da durch die geschlossenen Poren der Fluidzugang erschwert wird. Im Gegensatz dazu kann ein dichter Feststoff mit wenigen aber durchgehenden Poren hohe Permeabilität besitzen, da dort dem Fluid einfache Strömungswege geschaffen werden (vgl. Lun 2015).

3.1.4 Strömungsarten

Als Strömung wird eine räumliche ausgedehnte Bewegung einer Substanz bezeichnet, die infolge einer thermischen Bewegung einzelner Gasteilchen oder aus lokalem Druckunterschied hervorgerufen wird (vgl. Jousten 2018). In diesem Abschnitt werden die infolge eines Druckgefälles (Permeation) in einem porösen Feststoff auftretenden Strömungsarten vorgestellt.

Ein Gas strömt vom höheren zum niedrigeren Druck, dabei legen Gasteilchen in porösen Feststoffen mit dichter Struktur oftmals eine verlängerte Strecke zurück, um die Seite des niedrigeren Drucks zu erreichen. Die Wegverlängerung, die ein Ion zwischen zwei Punkten im Porensystem des Zementsteins braucht, welche meist unbekannt ist, wird als Tortuosität τ [-] bezeichnet.

$$\tau = \frac{l}{l_0} \quad (3.6)$$

l entspricht dem effektiven (tatsächlichen) Weg zwischen den zwei Punkten, während l_0 den direkten (kürzesten) Weg darstellt.

Übliche Lösungskonzepte setzen die Summe der unbekanntenen Wege, die das Gas durch den Körper geht, mit einer Röhre des Radius r [m] gleich. Dieser Vorschlag dient zum einen der besseren Beschreibung von Strömungsvorgängen, zum anderen wird die Komplexität der Wegverlängerung auf diese einzige Größe reduziert (vgl. Gluth 2011).

Liegen auf beiden Enden eines porösen Körpers unterschiedliche Drücke vor, so wird der Druck mit der Zeit linear über die Körperdicke verteilt. Es stellt sich somit eine stationäre Strömung in Richtung des niedrigeren Drucks ein (siehe Abb. 3.4).

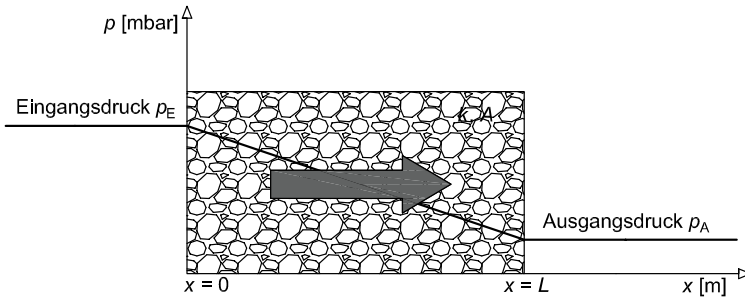


Abb. 3.4: Strömung durch einen porösen Festkörper unter einem Druckgefälle ($p_E - p_A$)

Die stationäre Strömung kann nach *Timofejew 1967* mit der spezifischen Durchlässigkeit k_s [m^2/s] wie folgt beschrieben werden:

$$k_s = \frac{p \cdot V}{t} \cdot \frac{1}{A} \cdot \frac{L}{p_E - p_A} \quad (3.7)$$

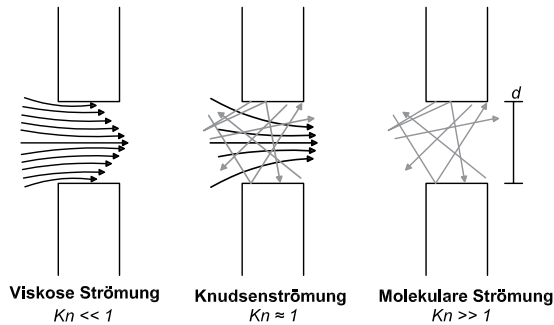
Mit:

k_s	die spezifische Durchlässigkeit in m^2/s
V	Gasvolumen, das in Zeit t unter Druck p in den Körper strömt in m^3
p	der herrschende Druck bei der Bestimmung des Volumens in mbar
t	Versuchsdauer in s
A	durchströmte Querschnittsfläche in m^2
L	Dicke der Halbkugelschale in m
p_E, p_A	Eingangs- und Ausgangsdruck in mbar

Gl. (3.7) ist eine allgemeine von der Strömungsart unabhängige Gleichung, welche für die unterschiedlichen Strömungsformen Anwendung finden kann (vgl. *Timofejew 1967*; *Edelmann 1978*). Die Art der Gasströmung wird mit der sog. Knudsenzahl Kn [-] definiert. Diese Zahl beschreibt das Verhältnis zwischen der mittleren freien Weglänge λ [m] der Gasmoleküle (siehe Abs. 3.1.1) und dem Durchmesser d [m] des Strömungskanals:

$$Kn = \frac{\lambda}{d} \quad (3.8)$$

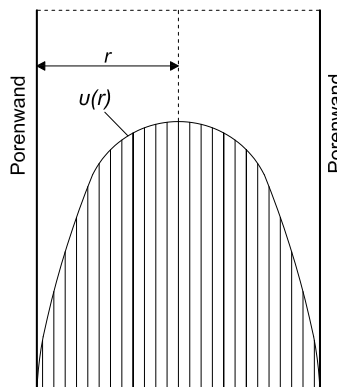
Als Strömungskanal wird das Porensystem im Beton angesehen und daher wird häufig der Kapillardurchmesser zur Bestimmung der Knudsenzahl angewendet. Abb. 3.5 gibt eine Übersicht der häufig auftretenden Strömungen unter Druckgradienten, die im Folgenden näher betrachtet werden.

Abb. 3.5: Profile der Strömungsarten in Anlehnung an *Jousten 2018*

3.1.4.1 Viskose Strömung

Für $Kn \ll 1$ überwiegt die viskose Strömung, auch Kontinuumströmung genannt. Aufgrund der kurzen mittleren freien Weglänge dieser Strömungsart entstehen mehr Zusammenstöße der Gasmoleküle miteinander als Zusammenstöße der Gasmoleküle mit den Kanalwänden (vgl. *Schönlin 1989*). Durch diese häufigen Stöße in einem kleinen Volumen kann das Gas als Kontinuum betrachtet werden.

Abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit, der Reibung des Gases und dem Kanalquerschnitt kann die viskose Strömung als laminare oder turbulente Strömung auftreten. Bei geringer Geschwindigkeit bewegen sich die Gasteilchen in Richtung des Druckabfalls und es herrscht eine laminare Strömung oder Schichtströmung vor (vgl. *Jousten 2018*). Dabei gleiten die Gasteilchen in „Fluidschichten“ aneinander vorbei. Die Gasteilchen umströmen die auftretenden Hindernisse glatt und es herrscht generell eine geradlinige Bewegung der Teilchen (vgl. *Jacobs 1994*). Die Gasteilchen haben aber entlang des Querschnitts aufgrund der Adhäsionskräfte des Fluids unterschiedliche Geschwindigkeiten. So besitzen die in der Mitte des Querschnitts strömenden Gasteilchen die maximale Strömungsgeschwindigkeit ($u_{\text{Mitte}} = u_{\text{max}}$). Diese Geschwindigkeit nimmt in Richtung des Leitungsrands ab, bis sie für die am Rand gleitenden Strömungsschichten Null annimmt ($u_{\text{Rand}} = 0 \text{ m/s}$). Es bildet sich somit eine parabelförmige Geschwindigkeitsverteilung (siehe Abb. 3.6).

Abb. 3.6: Geschwindigkeitsprofil laminare Strömung in Anlehnung an *Jousten 2018*

Für die laminare Strömung kann das Gesetz von Darcy angewendet werden:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\eta \cdot Q}{k \cdot A} = \frac{\eta}{k} \cdot u \quad (3.1)$$

Dabei ist:

$\frac{dp}{dx}$	das Druckgefälle entlang der Strecke in Pa/m
η	die dynamische Viskosität des Fluids in Pa·s
Q	die Durchflussmenge in m ³ /s
k	die Permeabilität in m ²
A	die durchströmte Fläche in m ²
u	Strömungsgeschwindigkeit in m/s

Mit steigender Strömungsgeschwindigkeit nimmt die Wirkung der Wandreibung auf das strömende Gas zu. Eine Fluidschicht, die mit höherer Geschwindigkeit in einigem Abstand von der Leitungswand strömt, wird durch die Abbremsung der langsam strömenden, wandnahen Schicht zur Wand hin abgelenkt. Bei genügend großer Geschwindigkeit führen die vorherrschenden, ablenkenden Kräfte zu unregelmäßiger Strömung (vgl. *Jousten 2018*). In der Strömung entstehen Turbulenzen und Wirbel mit verschiedenen Bewegungsrichtungen, die ein intensives Vermischen des strömenden Gases antreiben (vgl. *Timofejew 1967*). Die Strömungsrichtung zum niedrigeren Druck hin bleibt allerdings durch die von der Geschwindigkeit unabhängigen Trägheitskräfte gesichert. Diese Art wird als turbulente Strömung bezeichnet und mit der Forchheimer-Gleichung beschrieben (vgl. *Baehr u. Stephan 2013*):

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\eta}{k} \cdot u + \frac{\rho}{k1} \cdot u^2 \quad (3.2)$$

Der quadratische Term der Forchheimer-Gleichung berücksichtigt das nichtlineare Druckverhalten der turbulenten Strömung und setzt die Dichte des Fluids ρ [kg/m³] sowie die inerte (nicht-darcyschen) Permeabilität des porösen Körpers $k1$ [m] ein. Für $k1 \rightarrow \infty$ erhält man das Gesetz von Darcy (entspricht Gl. (3.1)). In Abb. 3.7 sind die laminare und die turbulente Strömung dargestellt.

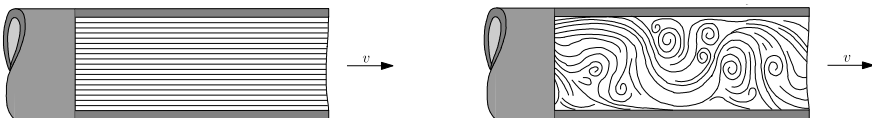


Abb. 3.7: Links: Fluidbewegung bei laminarer Strömung; rechts: Fluidbewegung bei turbulenter Strömung (*Lun 2015*)

Durch das Verhältnis der Trägheits- zu den Reibungskräften wird zwischen diesen beiden Teilbereichen der viskosen Strömung unterschieden. Dies wird üblicherweise anhand der Reynolds-Zahl Re [-] angegeben:

$$Re = \frac{\rho}{\eta} \cdot u \cdot d = \frac{u \cdot d}{\nu} \quad (3.3)$$

Dabei ist:

ρ	Dichte des Gases in kg/m ³
d	Leitungsquerschnitt (hier Kapillardurchmesser) in m
ν	die kinematische Viskosität des Gases ($\eta = \rho \cdot \nu$) in m ² /s

Für $Re < Re_{krit}$ wird eine laminare Strömung angenommen. Bei Überschreitung dieses kritischen Werts erfolgt der Übergang in die turbulente Strömung. Re_{krit} hängt vom Querschnitt ab und wird experimentell bestimmt. Untersuchungen ergaben folgendes Strömungsverhalten in einem kreisförmigen Leitungsquerschnitt (vgl. *Jousten 2018*):

$Re < 2300$: laminare Strömung

$2300 \leq Re \leq 4000$: Übergangsgebiet

$Re > 4000$: turbulente Strömung

Im Unterschied zu den genannten Grenzwerten bei einem Leitungsquerschnitt ist in porösen Stoffen die Strömung nach *Carman 1956* bereits bei $Re > 4$ wegen der äußerst unterschiedlichen Kapillarradien turbulent. Nach *DAfStb Heft 258* dominiert dennoch für poröse Stoffe mit $Kn \ll 1$ und einer Porengrößen $< 10^{-3}$ m bei geringer Strömungsgeschwindigkeit aufgrund der minimalen Porenabstände eine laminare Strömung. Nach *Häfner et al. 2015* ist bei Permeabilitäten unterhalb 10^{-15} m² keine turbulente Strömung zu erwarten.

3.1.4.2 Molekulare Strömung

Bei geringem Druck oder Querschnitt gilt $Kn \gg 1$. Die mittlere freie Weglänge ist deutlich größer als die Weite der Kanalwände (Kapillarradius). Folglich treten die Zusammenstöße der Gasteilchen untereinander fast nicht mehr auf. Die Zusammenstöße der Gasteilchen mit den Kanalwänden (Porenwänden) überwiegen, wodurch sich ein Zickzackkurs ergibt. Bei dieser Strömungsart wird die Strömung des einzelnen Teilchens betrachtet und daher wird sie als molekulare Strömung bezeichnet.

Da sich die Gasteilchen untereinander nicht berühren, sondern mit der Wandung zusammenstoßen, kann sich ein Gasteilchen bei dieser Strömungsart gegen das Druckgefälle bewegen. Die Richtung des Gesamtflusses bleibt allerdings in Richtung des Druckgefälles. Die erste Untersuchung der molekularen Strömung wurde von *Knudsen 1909* durchgeführt. Nach ihm wird die spezifische Durchlässigkeit k_s [m²/s] wie folgt berechnet:

$$k_s = \frac{16}{3} \cdot r \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R \cdot T}{\pi \cdot M_g}} \quad (3.4)$$

Gemäß Gl. (3.4) hängt k_s [m²/s] von den Gaseigenschaften wie der allgemeinen Gaskonstante R [J/(K·mol)], der Temperatur T [K] und des Molekulargewichts

M_g [g/mol] des Gases ab. Im Unterschied zu der viskosen Strömung ist die spezifische Durchlässigkeit allerdings vom Druck unabhängig (vgl. *Timofejew 1967*). Für $Kn \approx 1$ erfolgt der Übergang von viskoser Strömung zu molekularer Strömung, welcher nicht sprunghaft, sondern allmählich ist. In diesem Bereich ist die mittlere freie Weglänge der Gasmoleküle mit dem Kapillardurchmesser vergleichbar.

3.2 Einflussfaktoren

3.2.1 Allgemeines

Die Permeabilität von Beton charakterisiert seine Gefügedichte und wird zur Beschreibung der zu erwartenden Dauerhaftigkeit herangezogen. Jeder Parameter, der zu einer Änderung des Betongefüges führt, kann ebenfalls einen Einfluss auf die Permeabilität haben. Die Betonzusammensetzung, die Umgebungsbedingungen, sowie die Nutzung und die Exposition von Beton können somit eine Änderung der Permeabilität hervorrufen. In Abb. 3.8 sind die Haupteinflussparameter auf die Permeabilität zusammengestellt.

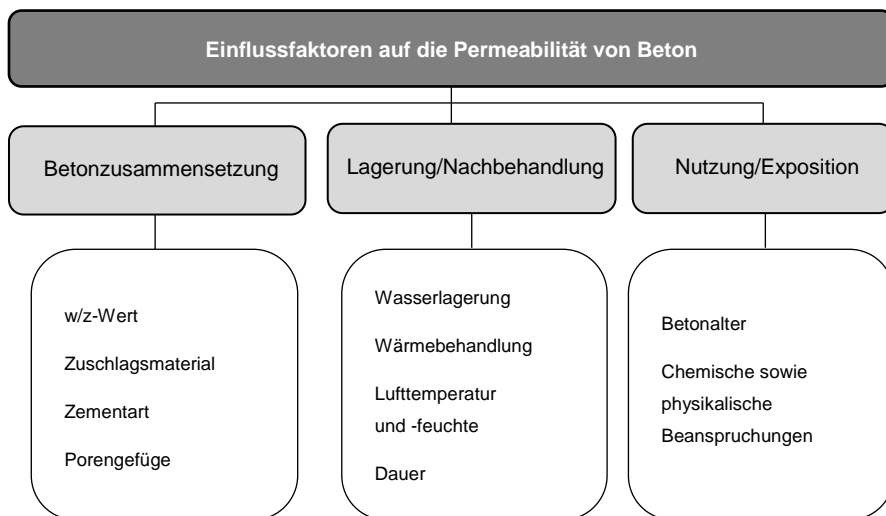


Abb. 3.8: Übersicht der Haupteinflussfaktoren auf die Permeabilität von Beton

In den nächsten Abschnitten werden die anhand einer ausführlichen Literaturrecherche erhaltenen Erkenntnisse über die Einflüsse der Hauptparameter auf die Gaspermeabilität von UHPC aufgeführt. Da UHPC ein relativ neuer Werkstoff ist, liegen nicht für jeden Parameter Ergebnisse vor. Aus diesem Grund werden für nicht ausreichend erforschte Einflussfaktoren von UHPC Erkenntnisse aus Untersuchungen des Normalbetons vorgestellt. Auch für die Gaspermeabilität sind nicht immer genügend Ergebnisse vorhanden, weswegen teilweise Erkenntnisse aus der Wasserpermeabilität beschrieben werden. Obwohl bei Flüssigkeitstransport andere Stofftransportmechanismen ausschlaggebend sind als bei Gastransport, können die Ergebnisse aufgrund des Zusammenhangs zwischen Wasser- und Gaspermeabilität

trotzdem verglichen werden (siehe Abs. 3.2.7). Aufgrund der Wechselwirkung unterschiedlicher Einflussfaktoren auf die Permeabilität von Beton ist es zum heutigen Stand der Forschung noch nicht gelungen, eine allgemeingültige Gleichung zur Betrachtung der verschiedenen Faktoren zu entwickeln. Daher sind experimentelle Untersuchungen der Permeabilität sind daher erforderlich, um eine Aussage über die Durchlässigkeit der verwendeten Betonmischung zu treffen.

3.2.2 Betonzusammensetzung

3.2.2.1 w/z-Wert

Die durchschnittliche Dicke der Wasserschicht zwischen zwei Zementkörnern nimmt proportional mit dem w/z-Wert zu. Ein hoher w/z-Wert erfordert daher ein größeres Volumen an Hydratationsprodukten, um die Zwischenräume auszufüllen. Reicht der Hydratationsprozess nicht dazu aus, wird der Gehalt an überschüssigem freiem Wasser höher und führt zu Kapillarporen. Bei Erreichen eines kritischen Kapillarporengehalts bildet sich eine Kapillarvernetzung, die das Eindringen von Gasen und aggressiven Lösungen in das Betoninnere vereinfacht. Laut *Locher 2000* findet eine vollständige Hydratation bei einem w/z-Wert von ca. 0,40 statt. Bei niedrigerem Wert sind die Gelporen nicht wassergesättigt und es kommt zu einer unvollständigen Reaktion der nicht hydratisierten Zementanteile. Die Zementkörner lösen sich deshalb nur teilweise. Da das Zementgel das doppelte an Volumen annimmt und die Zwischenräume klein sind, kommt es dennoch zu vollständig ausgefüllten Zwischenräumen. Bei höherem w/z-Wert bleibt nach vollständiger Hydratation Wasser vorhanden und bildet Kapillarporen zwischen den Hydratationsprodukten (siehe Abb. 3.9). Die Nachbehandlungsart und -dauer beeinflussen den Hydratationsgrad und damit den Kapillarporengehalt. So kann beispielsweise Beton mit hohem w/z-Wert und langer Nachbehandlung eine niedrigere Gaspermeabilität aufweisen als ein Beton mit niedrigem w/z-Wert ohne oder mit kurzer Nachbehandlung. Abb. 3.9 verdeutlicht den Zusammenhang zwischen dem Kapillarporenvolumen und dem w/z-Wert sowie dem Hydratationsgrad.

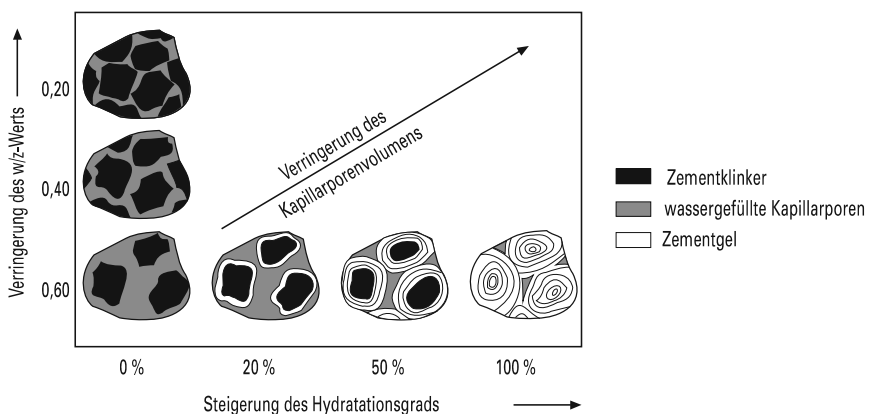


Abb. 3.9: Kapillarporenvolumen von Zementstein in Abhängigkeit des w/z-Werts und des Hydratationsgrads (*Zement-Taschenbuch 2008*)

3 Permeabilität von Beton

Der w/z-Wert, der Hydratationsgrad und der Kapillarporengehalt stehen in engem Zusammenhang miteinander und mit der Durchlässigkeit des Betons. Diese Abhängigkeit wurde u. a. von Powers u. Brownyard 1946 untersucht und in Abb. 3.10 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass der Anteil an Kapillarporen mit zunehmendem w/z-Wert steigt und zu einer Zunahme der Wasserdurchlässigkeit führt.

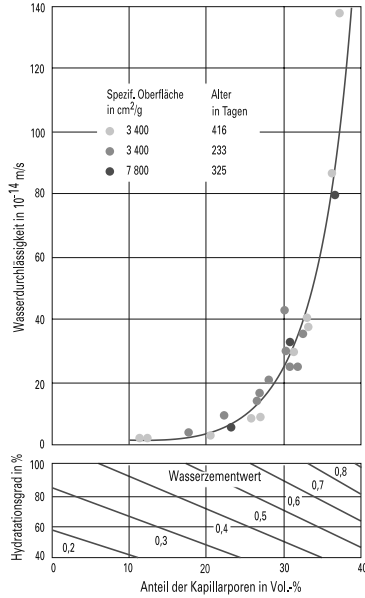


Abb. 3.10: Wasserdurchlässigkeit von Zementstein in Abhängigkeit von der Kapillarporosität und vom w/z-Wert (Zement-Taschenbuch 2008) (in Anlehnung an Powers u. Brownyard 1946)

Nur wenige Forscher untersuchten den Einfluss des w/z-Werts auf die Permeabilität von Beton als einzelnen Faktor. Paulini u. Nasution 2007 variierten den w/z-Wert der untersuchten Betonmischungen zwischen 0,4 und 0,7, um dessen Einfluss auf die Permeabilität zu verdeutlichen. Dabei wurde die Permeabilität in drei Messbereichen 0 – 3 cm, 3 – 6 cm und tiefer als 6 cm (Kernbeton) untersucht (siehe Abb. 3.11).

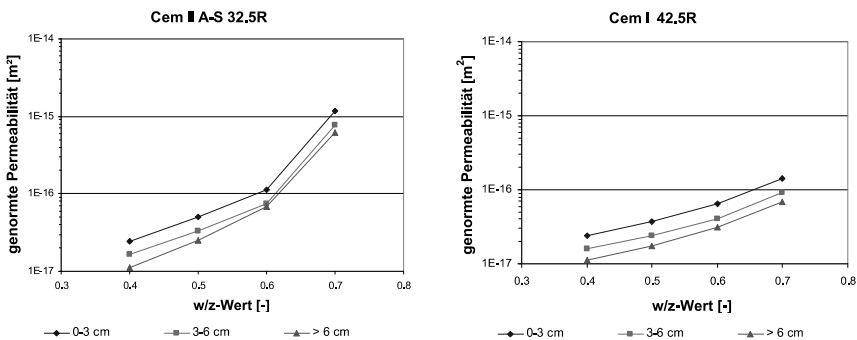


Abb. 3.11: Einfluss des w/z-Werts auf die Gaspermeabilität von Beton für zwei Zementarten und unterschiedliche Messtiefen (Paulini u. Nasution 2007)

Die Untersuchungen bestätigten den Anstieg der Gaspermeabilität von Beton mit zunehmendem w/z-Wert bei sonst gleichen Randbedingungen. Wie stark dieser Einfluss ist, hängt u.a. mit dem verwendeten Zement ab. Bei CEM I 42,5R variierte die Permeabilität über den gesamten w/z-Bereich von 0,4 – 0,7 um den Faktor 10, bei CEM II A-S 32,5R um den Faktor 100 (siehe Abb. 3.11).

Der geringe w/z-Wert üblicher UHPC-Mischungen von $< 0,25$ führt dazu, dass dessen Einfluss auf die Entstehung der Kapillarporen und damit auf die Permeabilität von UHPC im Vergleich zu herkömmlichem Beton stark abnimmt. Die Untersuchungen von *Fehling et al. 2005* konnten keinen Zusammenhang zwischen w/z-Wert (0,24; 0,28) und der Gaspermeabilität an zwei UHPC-Mischungen zeigen.

3.2.2.2 Zuschlagsmaterial und Zementart

Zuschlagsmaterial

Aufgrund der hohen Dichte bilden die Zuschläge im Beton in der Regel Hindernisse beim Durchströmen von Flüssigkeiten und Gasen. Sie führen zu höherer Tortuosität (siehe Abs. 3.1.4). Daher beeinflussen das Zuschlagsvolumen, die Porosität der Zuschläge sowie deren Korngröße die Permeabilität von Beton. Eine Kombination von feinen und nichtporösen Gesteinskörnungen führt zu höherer Packungsdichte und damit zu geringerer Permeabilität. *Hermann 2000; Hermann 2000* bestätigte mit seinen Untersuchungen die Abnahme der Permeabilität mit Erhöhung des Feinanteils des Zuschlagsmaterials. Dies belegten auch Ergebnisse von *Fu et al. 2014*, die Einflüsse der Zuschläge auf die Wasserpermeabilität von Beton untersuchten. Sie begründeten die Abnahme der Wasserpermeabilität bei feineren Zuschlägen damit, dass die kleineren Partikel kleine durchströmte Querschnittsflächen in den verbundenen Hohlräumen besitzen, welche den Weg der Wasserpermeation verlängert.

Ebenfalls beeinflusst der Zuschlagsanteil die Permeabilität von Beton. *Gräf u. Grube 1986a* stellten eine Abnahme der Permeabilität um mehr als eine Zehnerpotenz mit steigendem Anteil fest. Mit konstantem Zuschlagsvolumen und Erhöhung des Sandanteils zeigte *Jacobs 1994* eine Abnahme der Permeabilität von Beton. Dies führte er auf die erhöhte Zuschlagsoberfläche zurück.

Die Festigkeit der Gesteinskörnungen steuert die Festigkeit des Betons erheblich, weswegen für UHPC nur hochfeste Körnungen zum Einsatz kommen. Darüber hinaus werden aufgrund des geringen w/z-Werts nur Gesteinskörnungen mit geringem Wasseranspruch verwendet. Diese Gesteinskörnungen haben bei den meisten UHPC-Mischungen einen Größtkorndurchmesser von < 5 mm (vgl. *DAfStb Heft 561*). Durch die Anwendung von feinen Zuschlägen kann eine Abnahme der Permeabilität von UHPC erwartet werden.

Zementart

Der Einfluss unterschiedlicher Zemente auf die Permeabilität wurde von *Jacobs 1994* untersucht. Drei Zementarten (Hochofenzement, Portlandzement und frühhochfester Portlandzement) ab einem Alter von über 90 Tagen wurden getestet. In seinen Ergebnissen stellte er keine Korrelation der Zementart mit der Permeabilität fest. Dies führte er auf den hohen Hydratationsgrad von $\alpha > 0,70$ zurück. *Paulini u. Nasution 2006* erhielten ähnliche Ergebnisse. Untersucht wurden zwei Zemente CEM I 42,5 R und

CEM II A-S 32,5 R nach ca. 28 Tagen. Bei w/z-Werten von $< 0,50$ konnte kein Einfluss der Zementart auf die Permeabilität erkannt werden. Bei UHPC werden meist C_3A -arme oder C_3A -freie Zemente verwendet, um die Schäden durch Ettringitbildung zu reduzieren. Diese Zementarten haben zudem einen geringen Wasseranspruch. Der Einfluss des Zementgehalts und der Zementfeinheit ist im Gegensatz dazu deutlich größer, sodass für einen gegebenen w/z-Wert bei feinerem aber höherem Zementgehalt die Permeabilität abnimmt (vgl. Singh 2015).

3.2.3 Lagerung/Nachbehandlung

Die Lagerung und die Nachbehandlung eines Betons beeinflussen den Feuchtegehalt, die Hydratationsgeschwindigkeit, den Hydratationsgrad sowie das Betongefüge. Die Nachbehandlung weist außerdem eine ausschlaggebende Bedeutung für die Durchlässigkeit des Betons auf. Denn mit steigender Hydratation nimmt das Kapillarporenvolumen ab und der Eindringwiderstand gegenüber Gasen zu. Eine gute Nachbehandlung führt bei Normalbeton unabhängig vom w/z-Wert zu einer Reduzierung der Gasdurchlässigkeit um mehr als eine Zehnerpotenz (vgl. Jacobs 1994). Schießl et al. 2006 untersuchten die Einwirkung einer konservierenden Nachbehandlung durch Einwicklung in Folie auf die Gasdurchlässigkeit von Normalbetonen. Die behandelten Prüfkörper wiesen eine um das 10-fach geringere Gaspermeabilität auf als die unbehandelten Probekörper, die ein gewisses Maß an Wasser verloren hatten. Gräf u. Grube 1986a fanden heraus, dass sich die Nachbehandlung bei gleicher Betonzusammensetzung sehr stark auf die Durchlässigkeit von dünnen Bauteilen auswirkt. Dickere Bauteile besitzen hingegen eine größere Feuchtigkeitsreserve und dadurch einen höheren Hydratationsgrad, deswegen geht die Nachbehandlungsdauer von dickeren Bauteilen zurück.

Aufgrund des niedrigen Wassergehalts gewinnt die angemessene Lagerung von UHPC an Bedeutung, denn der Frischbeton soll unmittelbar nach der Betonage vor Austrocknung geschützt werden. Nur dadurch kann das komplette Anmachwasser zur Hydratation zur Verfügung stehen.

Im Fertigteilwerk wird UHPC meist wärmebehandelt, um frühzeitig eine hohe Festigkeit zu erreichen und um das autogene Schwinden der Fertigteile zu steuern (vgl. Goldbach u. Stehling 2008). Eine 2-tägige Wärmebehandlung bei Temperaturen zwischen 70 °C und 90 °C unmittelbar nach der Ausschalung führt zu einer Beschleunigung der puzzolanischen Reaktion des Mikrosilikas mit dem Portlandit des Porenwassers. Darüber hinaus wird die Hydratation durch die Wärmebehandlung weitgehend beschleunigt. Bereits nach der Wärmebehandlung erreichen die Probekörper eine höhere 28-Tage-Festigkeit als die Probekörper, die bei 20 °C im Wasserbad gelagert wurden (vgl. Fehling et al. 2005).

Neben ihrem Einfluss auf die Druckfestigkeit führt die Wärmebehandlung von UHPC zu einer Verfeinerung der Porenstruktur im Bereich von 100 nm oder weniger. Sie trägt dazu bei, die Gesamtporosität zu verringern (vgl. Sung-Hoon et al. 2017). Scheydt 2014 beobachtete ferner bei wärmebehandeltem ultrahochfestem Beton mit feinporigem Gelporenraum eine Umverteilung des Wassers von den Kapillar- in die Gelporen. Wie im Abs. 2.4.1 erwähnt, hängt die Permeabilität hauptsächlich von den

Kapillarporen ab, weswegen eine Abnahme der Gaspermeabilität infolge der Wärmebehandlung zu erwarten ist.

Neben der Wärmebehandlung kann eine Wasserlagerung einen positiven Einfluss auf die Dichtheit von UHPC haben. Ergebnisse von Pfeifer *et al.* 2010 zeigten eine große Menge an nicht hydratisiertem Zement bei ultrahochfesten Zementsteinen. Dies liegt in dem sehr niedrigen w/z-Wert $< 0,30$ ultrahochfester Betone begründet. Eine Wasserlagerung von Hochleistungsbeton führt zu nachträglicher Hydratisierung des noch nicht reagierten Zementklinkers. Dadurch können feine Poren teilweise geschlossen oder mit Wasser gefüllt werden, weswegen die Strömung von Fluiden durch das Porensystem reduziert wird. Thomas 1992 bestätigte mit seinen Untersuchungen diese Annahme, indem er zeigte, dass bei 90 % r. F. gelagerter Beton mit einem w/z-Wert von 0,4 – 0,5 eine im Vergleich zu einem Beton mit einer Lagerung bei 30 % r. F. um eine Zehnerpotenz niedrigere Permeabilität aufwies.

Fehling u. Schmidt 2005 untersuchten ebenfalls den Einfluss der Wärmebehandlung und der Wasserlagerung an zwei UHPC-Mischungen mit unterschiedlichen Größtkörnern (fein, grob) und w/z-Werten (0,24 und 0,27) sowie an Normalbeton der Festigkeitsklasse C35/45 (w/z-Wert = 0,5). Zwecks der Wärmebehandlung wurden die Proben aus UHPC nach einem Tag ausgeschalt, danach 2 Tage bei 90°C wärmebehandelt und anschließend bis zum Alter von 21 Tagen in einem Wasserbad gelagert. Die Proben, die nur der Wasserlagerung ausgesetzt wurden, wurden nach einem Tag ausgeschalt und danach in einem Wasserbad gelagert. Die Wasserlagerung umfasste sowohl die zwei UHPC-Mischungen als auch den Normalbeton. Im Alter von 21 Tagen wurden alle Proben aus dem Wasser entnommen und eine Woche bis zur Prüfung bei 45 °C getrocknet. Am durchlässigsten war Normalbeton mit einer Gaspermeabilität von $6,70 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$. Die feinkörnige Mischung wies einen höheren Permeabilitätskoeffizienten von $7,78 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ auf als die grobkörnige Mischung ($6,0 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$) jeweils bei Wasserlagerung. Die niedrigsten Gaspermeabilitäten stellten sich bei der Wärmebehandlung ein. Hierbei erreichte die grobkörnige Mischung einen höheren Permeabilitätskoeffizienten ($1,83 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$) als die feinkörnige Mischung ($9,44 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$). Die Wärmebehandlung scheint einen stärkeren Einfluss auf die Gaspermeabilität von UHPC zu haben als die Wasserlagerung. Die Gasdurchlässigkeit des Normalbetons ist eine ganze Zehnerpotenz höher als die beiden UHPC-Mischungen mit der gleichen Nachbehandlung.

Ähnliche Lagerungsarten untersuchte Scheydt 2013 an Normalbeton, HPC sowie UHPC (fein, grob mit/ohne Stahlfaserbewehrung). Die Wasserlagerung erfolgte hier für 28 Tage direkt nach der Ausschalung. Für die Wärmebehandlung wurden die Probekörper nach der Ausschalung drei Tage bei 90 °C gelagert und anschließend in ein Wasserbad gelegt. Bei stationären Bedingungen wies der wärmebehandelte UHPC mit Stahlfasern die geringste Permeabilität auf, gefolgt von dem wassergelagerten UHPC mit und ohne Stahlfaser. Die feinkörnige Mischung besaß die höchste Durchlässigkeit. Untersuchungen in DAFStb Heft 487 zeigten im Gegensatz dazu keinen großen Einfluss der Nachbehandlungsdauer > 1 Tag auf hochfeste Betone. Dies wurde auf den für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Zement CEM I 42,5 R zurückgeführt. Betone, die solchen Zement beinhalten, zeigen schnelle

Festigkeitsentwicklung und geringe Korrelation der Nachbehandlungsdauer auf die Kennwerte der Dauerhaftigkeit (Hilsdorf 1995).

Zusammenfassend lässt sich der bedeutende Einfluss der Nachbehandlung von Beton auf seine Permeabilität feststellen. Aufgrund des niedrigen Wassergehalts und der großen Menge an nicht hydratisiertem Zement gewinnt die Nachbehandlung bei UHPC im Vergleich zum Normalbeton an Bedeutung. Sowohl die Lagerung im Wasserbad als auch die Wärmebehandlung der Prüfkörper bei 90 °C veranschaulichen den signifikanten Einfluss zur Permeabilitätsabnahme.

3.2.4 Betonalter

Ein weiterer Einfluss auf die Permeabilität stellt das Betonalter dar. Dieser Einfluss ist in erster Linie von der Entwicklung der Hydratation abhängig. In der Literatur liegen widersprüchliche Erkenntnisse über den Einfluss vom Betonalter auf seine Permeabilität vor. *Banathia u. Mindess 1989* stellten mit fortschreitender Hydratation der Zementsteine mit Wasserzementwerten zwischen 0,23 und 1,0 eine Abnahme der Wasserdurchlässigkeit fest. Zwischen dem dritten Tag und einem Monat reduzierte sich die Permeabilität um ungefähr zwei Zehnerpotenzen. Nach dem ersten Monat nahm die Wasserdurchlässigkeit mit zunehmendem Alter nur gering ab. Die Reduktion der Permeabilität mit dem Alter war größer, je niedriger der Wasserzementwert war. *Cabrera u. Lynsdale 1988* untersuchten die Gaspermeabilität von bei 105 °C getrockneten Mörteln- und Betonproben. Sie stellten eine lineare Verringerung der Gaspermeabilität mit dem Logarithmus des Alters zwischen dem dritten Tag und einem Jahr um bis zu einer Zehnerpotenz fest.

Durch den Hydratationsfortschritt wurde eine Verschiebung der Porenverteilung zu kleineren Poren konstatiert. Die maximale Porengrößenverteilung reduzierte sich vom 1. Tag bis zum 180. Tag bei Beton mit einem w/z-Wert von 0,25 von 100 µm auf 40 µm und bei einem Beton mit einem w/z-Wert von 0,45 von 500 µm auf 40 µm. Insgesamt fand eine Gesamtreduktion der Porosität um 30% für beide Betone statt (vgl. *Feldman u. Cheng-Yi 1985*). In Abb. 3.12 ist eine Zusammenfassung von Literaturergebnissen zum Einfluss des Betonalters auf die Permeabilität.

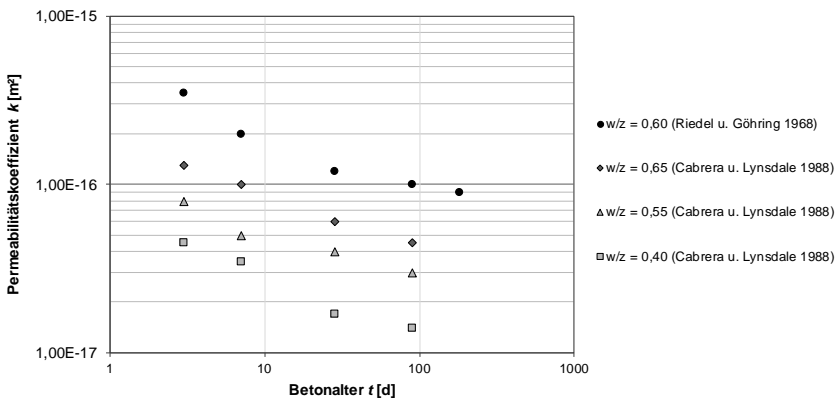


Abb. 3.12: Zeitliche Entwicklung der Permeabilität von Beton in Abhängigkeit des w/z-Werts in Anlehnung an *Jacobs 1994*

Jacobs 1994 untersuchte die Permeabilität von Normalbeton nach 28-jähriger Lagerung bei 20°C und 60 % r. F. Verglichen mit der Permeabilität des gleichen Betons im Alter von 90 Tagen fand er eine Reduktion von nur 20 %. Die relativ geringe Abnahme führte er auf den hohen vorhandenen Hydratationsgrad von ca. 80 % nach 90 Tagen zurück. Aus diesem Grund entwickelte sich die Hydratation nach 90 Tagen viel langsamer und beeinflusste die Wasserpermeabilität nur noch in geringem Maße. Dieser Einfluss war höher je niedriger der w/z-Wert war. Bei einem w/z-Wert von 0,45 betrug die Abnahme der Wasserpermeabilität zwei Zehnerpotenzen. Der Einfluss des Betonalters auf die Gaspermeabilität war noch geringer.

Jacobs 2006 erweiterte seine Untersuchungen und analysierte unterschiedliche Betonmischungen mit w/z-Werten zwischen 0,40 und 0,60 sowie variierten Lagerungsfeuchten zwischen 50 und 90 % (siehe Abb. 3.13).

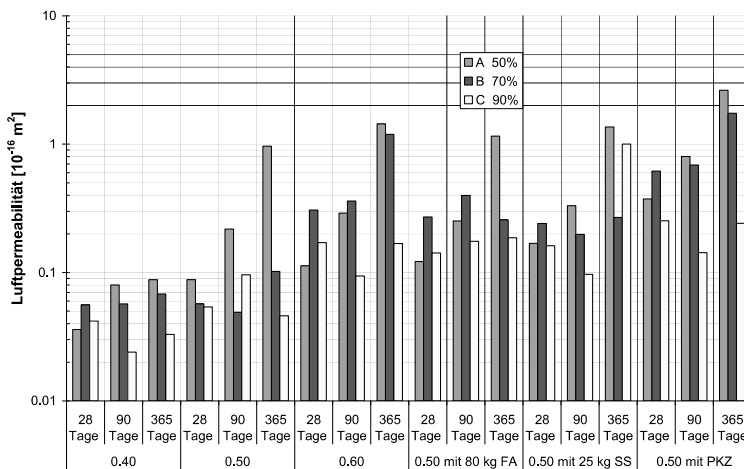


Abb. 3.13: Zeitliche Entwicklung der Luftpermeabilität von Beton in Abhängigkeit der Feuchte (Jacobs 2006)

Die geringsten Luftpermeabilitäten wurden bei einem w/z-Wert von 0,40 erreicht. Es konnte kein allgemeiner Zusammenhang zur Entwicklung der Permeabilität mit dem Betonalter festgestellt werden. Jedoch war der Einfluss der Lagerungsfeuchte auf diese Entwicklung eindeutig. Die Lagerung bei 50 % r. F. führte zu der höchsten Luftpermeabilität sowie einer kontinuierlichen Zunahme der Permeabilität zwischen 28 und 365 Tagen. Die Lagerung bei 90 % r. F. führte zu der geringsten Luftpermeabilität. Eine Abnahme der Luftpermeabilität zwischen 28 und 90 Tagen und eine Zunahme der Luftpermeabilität zwischen 90 und 365 Tagen wurde bei dieser Lagerungsfeuchte überwiegend festgestellt.

Schönlín 1989 stellte eine Zunahme der Permeabilität zwischen 28 und 56 Tagen fest. Der Unterschied zwischen den zwei Permeabilitätskoeffizienten war größer je durchlässiger der Beton war. Dies führte er auf die unterschiedlich schnelle Änderung des Feuchtegehalts im Beton zurück. Durchlässige Betone tendieren zum schnellen Austrocknen und bilden schneller eine „Ausgleichsfeuchte“ mit der Umgebung als weniger durchlässige Betone, die ihre Feuchte für längere Zeit behalten.

Die Ergebnisse von *Schönlin 1989* wurden durch *Sanjuán u. Muñoz-Martialay 1995* belegt. Sie fanden ebenfalls eine Zunahme der Gaspermeabilität mit zunehmendem Betonalter zwischen einem und 20 Jahren heraus. In den ersten vier Jahren laufen unterschiedliche chemische und physikalische Prozesse gleichzeitig. Davon sind Hydratation, Karbonatisierung, Austrocknung und Schwinden des Betons zu nennen. Hydratation und Karbonatisierung tragen zur Reduzierung der Porosität des Betons durch Nachfüllen der Poren und Blockieren der Konnektivität der Poren bei. Im Gegenteil dazu führen das Austrocknen und das Schwinden des Betons zu einem schnelleren Eindringen von Gasen, deren Einfluss im Vergleich zu Hydratation und Karbonatisierung größer ist. Aus diesem Grund ist eine Zunahme der Permeabilität mit der Zeit zu beobachten. Die Entwicklung der Hydratation nimmt ab, während der Einfluss von Austrocknung sowie von Schwinden zunimmt.

Nach heutigem Stand der Forschung gibt es keine Erkenntnisse über das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich der Gaspermeabilität. Es besteht daher Forschungsbedarf, welcher im Rahmen der vorliegenden Arbeit in den betrachteten Themenfeldern abgedeckt werden soll.

3.2.5 Temperatur

Auch der Einfluss der Temperatur wurde in zahlreichen Untersuchungen betrachtet. *Jacobs 1994* fand eine Reduzierung der Permeabilität um etwa 25 % bei einer Temperaturerhöhung von 5 °C auf 50 °C heraus. Ebenfalls berichtete *Nolan 1996* von einer Abnahme der Permeabilität um bis zu 30 % bei einer Erhöhung der Temperatur von 10 auf 30 °C. Ergebnisse von *DAfStb Heft 403* zeigten dagegen eine Zunahme der Permeabilität bei langen Messzeiten (> 50 h). Eine mögliche Begründung für diesen Unterschied ist eine Entgasung von gebundenem Wasser in Hydratphasen, welche den Gasfluss bei kurzen Messzeiten beschränkt (vgl. *Jacobs 1994*). Bei einer Temperaturerhöhung von 20 °C auf 100 °C verdoppelt sich die Gaspermeabilität. Diese wesentliche Änderung führte *DAfStb Heft 403* auf eine Verschiebung des maximalen Porendurchmessers und einen größeren Porenradius zurück. Da sich die dynamische Viskosität der Luft bei Temperaturänderungen zwischen 20 und 50 °C nur gering ändert, ist nach *Millard 1989* der Einfluss der Temperaturänderung auf die Luftpermeabilität in diesem Bereich gering.

3.2.6 Feuchte

Mit steigender r. F. steigt der Feuchtegehalt im Beton und die Gaspermeabilität nimmt aufgrund der Sättigung der Kapillarporen ab, während die Abnahme der Feuchte zur Entleerung der Poren und damit zur Erhöhung der Permeabilität führt. Gelegentlich wird in der Literatur auf die Wassersättigung von Beton und deren Einfluss auf die Permeabilität hingewiesen. Der Sättigungsgrad hängt von der r. F. sowie dem w/z-Wert ab. Eine Wassersättigung von 40 % könnte sich beispielsweise für einen w/z-Wert von 0,4 mit einer Lagerung bei 60 % r. F. einstellen (vgl. *Jacobs 1994*). Mit höherer Wassersättigung kann ein poröser Beton eine geringere Permeabilität aufweisen als ein trockener, wenig poröser Beton.

Parrot 1994 untersuchte den Einfluss des Wassergehalts auf die Permeabilität an Betonen mit w/z-Werten zwischen 0,46 und 0,72. Durch eine Wasserlagerung von

3 – 28 Tagen und anschließender Trockenlagerung bei 50 °C von unterschiedlicher Dauer wurden verschiedene Wassergehalte erzeugt. Die relative Luftfeuchte wurde im Anschluss in einem 4 cm tiefen Loch gemessen und lag zwischen 0 und 95 % r. F. Abb. 3.14 zeigt die Ergebnisse der Permeabilität (bestimmt mit Überdruck) in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte.

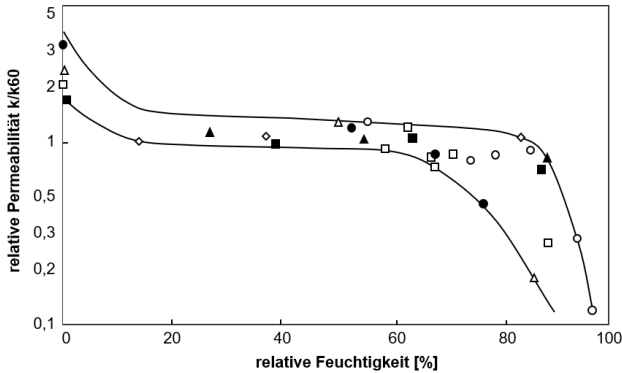


Abb. 3.14: Relative Permeabilität in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchtigkeit im Beton nach Parrot 1994

Abb. 3.14 veranschaulicht, dass die Luftpermeabilität bei einer relativen Feuchte zwischen 20 und 60 % nur gering variiert. Bei höheren oder niedrigeren Werten ist die Änderung im Gegensatz dazu wesentlich größer. Die Abnahme der relativen Luftfeuchte führte zu einer Zunahme der Permeabilität. Dinku u. Reinhardt 1997 kamen zu einem ähnlichen Ergebnis, allerdings liegt bei ihnen der Bereich der geringen Auswirkung auf die Luftpermeabilität zwischen 40 und 75 % r. F.

Laut Jacobs 2006 sind in einem Beton mit ausreichender Lagerung Wassergehalte zwischen 60 und 80 % r. F. vorhanden. Verändert sich die Lagerungsfeuchte in diesem Bereich, ist ihr Einfluss auf die Permeabilität nicht maßgebend im Vergleich zu einer gleichgroßen Änderung der Feuchte im niedrigeren oder höheren Bereich.

Um den Einfluss der Lagerungsfeuchte bei der Bestimmung der Permeabilität von Beton auszuschließen, empfiehlt Hermann 2000 eine Trocknung der Proben bei 50 bis 105 °C vor der Messung. Eine schriftliche Regelung für eine derartige Ausführung gibt es jedoch nicht.

3.2.7 Messfluid

Die Permeabilität bezeichnet die Fähigkeit eines Festkörpers Flüssigkeiten und/oder Gase passieren zu lassen (siehe Abs. 2.5), weswegen zwischen der Wasser- und der Gaspermeabilität unterschieden wird. Aktinson et al. 1989 zeigten an Betonprüfkörpern bei Verwendung von unterschiedlichen Gasen (Ar, H₂, He) vergleichbare Permeabilitätsergebnisse. Diese sind auf den gleichen kovalenten Radius von 32 pm zurückzuführen. Der Kovalenzradius bezeichnet die halbe Distanz zweier Atome desselben chemischen Elements in einer kovalenten Bindung (z. B. O₂-Molekül). Diese Radien hängen von der Bindungsart und von der Elektronegativität bei unterschiedlichen Bindungspartnern ab. Aufgrund ihrer nahezu identischen kovalenten

Radien, werden für die Permeabilitätsmessungen häufig Stickstoff (71 pm), Sauerstoff (73 pm) oder Luft (Zusammensetzung größtenteils aus Stickstoff (78 %) und Sauerstoff (21 %)) verwendet. Die nahezu gleiche Bindungslänge und Beweglichkeit der Moleküle erlauben einen direkten Vergleich der Ergebnisse untereinander. Zu erwähnen ist, dass die Luft als leicht reaktives Gas betrachtet wird, denn das Kohlendioxid aus der Luft könnte eine leichte Karbonatisierung bewirken.

Aufgrund der möglichen Reaktion von reaktiven Gasen mit den Komponenten des Betons und die damit einhergehende Veränderung der Betonstruktur, sollen Gase wie z. B. Kohlenstoffdioxid CO₂ oder Wasserdampf H₂O nicht verwendet werden (*DAfStb Heft 422*).

Wenn die Permeabilität gegenüber Wasser anstelle von Gasen bestimmt wird, weist grundsätzlich der untersuchte Betonkörper eine geringere Wasserpermeabilität als Gaspermeabilität auf. Dieser Effekt ist auf den Gleitfluss des Gases an den Porenwänden, der den Gasstrom verstärkt, zurückzuführen. Er entsteht insbesondere im Übergangsbereich zwischen viskoser und molekularer Strömung ($Kn \approx 1$). Im Gegensatz zu Flüssigkeiten haftet das Gas in diesem Bereich nicht mehr an den Porenwänden, sondern gleitet (vgl. *Häfner et al. 2015*). Bereits 1941 untersuchte Klinkenberg diesen Effekt und fand einen Zusammenhang zwischen den Permeabilitätskoeffizienten von flüssigen (k_f) und gasförmigen (k_g) Medien in Abhängigkeit des mittleren Gasdrucks in der Probe p_m (vgl. *Klinkenberg 1941*).

$$k_f = \frac{k_g}{\left(1 + \frac{b}{p_m}\right)} \tag{3.9}$$

Darin stellt b eine Materialkonstante dar, die von der Porengrößenverteilung abhängt. Die Werte von b wurden in *Bamforth 1987* für Beton aus den Durchschnittswerten von Wasser- und Gasdurchlässigkeit wie folgt berechnet (vgl. *Claisse et al. 2003*):

$$b = 1,635 \cdot 10^{-8} \cdot k_f^{-0,5227} \tag{3.10}$$

Wird die Gaspermeabilität k_g über $\frac{1}{p_m}$ aufgetragen, so bildet deren Extrapolation die Wasserpermeabilität k_f (siehe Abb. 3.15).

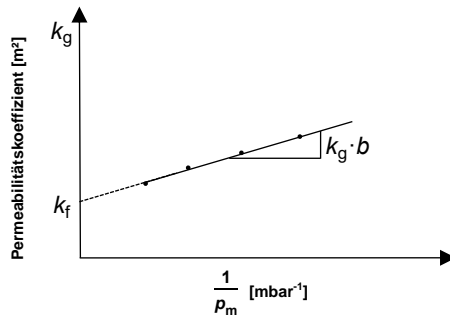


Abb. 3.15: Korrelation zwischen Gas- und Wasserpermeabilität nach *Häfner et al. 2015*

3.3 Zusammenhänge

3.3.1 Permeabilität und Diffusionskoeffizient

Wie in Abs. 2.5 bereits erwähnt, werden einige Korrosionsformen im Beton durch Diffusionsvorgänge aggressiver Stoffe wie CO_2 , SO_2 und Cl^- hervorgerufen. Anhand des Diffusionskoeffizienten ist es daher möglich, für einen bestimmten Beton die wahrscheinliche Karbonatisierungstiefe vorauszusagen (vgl. *Gräf u. Grube 1986b*).

Lawrence 1984 untersuchte den Zusammenhang zwischen Diffusions- und Permeabilitätskoeffizient von Beton mit unterschiedlichen Nachbehandlungen gegenüber Sauerstoff. Er stellte einen proportionalen Zusammenhang zwischen den Logarithmen beider Koeffizienten (siehe Abb. 3.16) fest, wobei diese Ergebnisse nur für inerte Gase (Sauerstoff, Stickstoff, etc...) gelten. Mithilfe dieses Zusammenhangs kann die aufwendige Bestimmung des Diffusionskoeffizienten durch den Permeabilitätskoeffizienten ersetzt werden (vgl. *Schönlin 1989*).

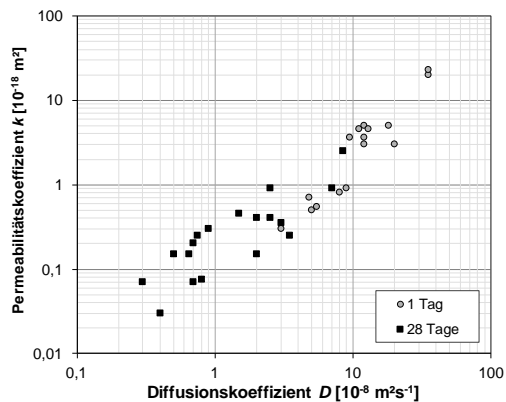


Abb. 3.16: Zusammenhang zwischen dem Diffusions- und dem Permeabilitätskoeffizienten von Beton für zwei Nachbehandlungsdauern nach *Lawrence 1984*

3.3.2 Permeabilität und Karbonatisierungstiefe

Da die Karbonatisierung durch einen Diffusionsprozess von Kohlendioxid hervorgerufen wird, kann die Karbonatisierungstiefe d [mm] zu einem bestimmten Zeitpunkt t [s] anhand des Diffusionskoeffizienten D_c [m^2/s] von karbonatisiertem Beton mit dem sogenannten *Wurzel-t-Gesetz* Gl. (3.11) beschrieben werden:

$$d = \sqrt{D_c \cdot t} \quad (3.11)$$

Aufgrund des in Abs. 3.3.1 erwähnten Zusammenhangs zwischen der Diffusion und der Permeation kann erwartet werden, dass die Karbonatisierungstiefe mit der Permeabilität von Beton korreliert. *Schönlin 1989* untersuchte diesen Zusammenhang an Betonen mit unterschiedlichen Bindemittelarten, wobei die Karbonatisierungstiefe nach einem Jahr bestimmt und der Permeabilitätskoeffizient nach 56 Tagen an nicht karbonatisierten Betonen ermittelt wurde. Seine Untersuchungen bestätigten diesen Zusammenhang (siehe Abb. 3.17 in doppelt logarithmischem Maßstab).

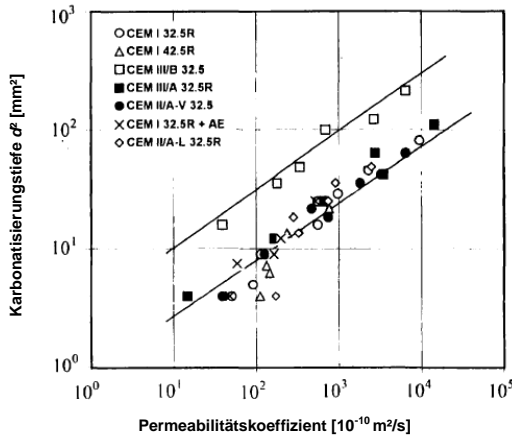


Abb. 3.17: Karbonatisierungstiefe nach einjähriger Lagerung in der Luft bei 20° C und 65 % r. F. in Abhängigkeit der Luftpermeabilität im Alter von 56 Tagen nach Schönlin 1989

In Abb. 3.17 ist außerdem ersichtlich, dass bei Verwendung von Hochofenzement anstelle von Portlandzement höhere Karbonatisierungstiefen bei sonst gleichem Permeabilitätskoeffizienten vorhanden sind. Dies liegt an der durch die Karbonatisierung größeren Struktur des Hochofenzements (vgl. fib 1999). Würde die Permeabilität stattdessen an karbonatisiertem Beton gemessen, wäre dieser Unterschied nicht festzustellen (vgl. Schönlin 1989).

Der festgestellte Zusammenhang wird mit folgender Gleichung beschrieben:

$$d = d_0 \cdot \sqrt{\left(\frac{k}{k_0}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)} \tag{3.12}$$

Mit:

- d Karbonatisierungstiefe in mm
- d_0 bezogene Karbonatisierungstiefe (1 mm)
- k Permeabilitätskoeffizient in m^2/s
- k_0 $2 \cdot 10^{-10} m^2/s$ für Portlandzement
- t Betonalter in Jahren
- t_0 bezogenes Betonalter (ein Jahr)

Mit Gl. (3.12) kann die Karbonatisierungstiefe eines Betons mit einem bestimmten Alter anhand dessen Permeabilitätskoeffizienten prognostiziert werden. Diese Gleichung basiert auf Laboruntersuchungen und ist daher zur Abschätzung der Karbonatisierungstiefe des In-situ-Betons nicht geeignet (vgl. Schönlin 1989).

Wierig u. Hurling 1985 untersuchten die Betondurchlässigkeit gegenüber Sauerstoff und Kohlendioxid an Beton im Alter von vier Jahren und beobachteten, dass die Kohlendioxiddurchlässigkeit geringer ist als die Durchlässigkeit von Sauerstoff. Dies

fürten Sie darauf zurück, dass die CO₂-Moleküle größer sind als die O₂-Moleküle, wodurch sich ein niedriger Diffusionskoeffizient von CO₂ ergibt.

Im Bereich von ultrahochfestem Beton liegen keine Ergebnisse über den Zusammenhang zwischen der Karbonatisierung und der Permeabilität vor. Die von *Fehling u. Schmidt 2005* ermittelten Karbonatisierungstiefen in zeitlichen Abständen zwischen 28 Tagen und drei Jahren entsprachen nicht den nach dem *Wurzel-t-Gesetz* zu erwarteten Werten, wobei der tatsächliche Karbonatisierungsfortschritt höher war. Aus diesen Gründen ist es von großer Bedeutung den Zusammenhang zwischen der Karbonatisierung und der Permeabilität für UHPC zu untersuchen.

3.3.3 Permeabilität und Druckfestigkeit

Die Betondruckfestigkeit ist eine der wichtigsten charakteristischen Größen im Rahmen der Qualitätskontrolle. Aufgrund der großen Bedeutung der Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit wurde der Zusammenhang zwischen der Druckfestigkeit und der Gaspermeabilität intensiv untersucht, um die relativ aufwendige Bestimmung der Permeabilität durch die einfachere, bekanntere und sichere Bestimmung der Druckfestigkeit zu ersetzen. In den meisten betrachteten Literaturquellen wurde festgestellt, dass die Permeabilität mit steigender Druckfestigkeit abnimmt. Allerdings liegen bezüglich des funktionalen Zusammenhangs widersprüchliche Ergebnisse vor. *Bakhshi et al. 2006* untersuchten diesen Zusammenhang an unterschiedlichen Betonmischungen mit Druckfestigkeiten zwischen 34 und 80 N/mm² und Wasserbindemittelwerten (*w/b*-Werten) zwischen 0,35 und 0,65. Die Druckfestigkeit wurde nach 28 Tagen ermittelt, während der Permeabilitätskoeffizient erst nach 2,5 Jahren (12 Monate Wasserlagerung und 18 Monate unter 65 % r. F. und 20 °C) bestimmt wurde (siehe Abb. 3.18). *Bakhshi et al. 2006* stellten einen eindeutigen Zusammenhang zwischen dem Permeabilitätskoeffizienten k_g [10⁻¹⁶ m²] und der Druckfestigkeit f_{cm28} [N/mm²] fest und leiteten eine entsprechende Korrelation empirisch her:

$$k_g = 37,86 \cdot \exp(-0,059 \cdot f_{cm28}) \quad (3.13)$$

Gl. (3.13) gilt laut *Bakhshi et al. 2006* für verschiedene Nachbehandlungsarten, sofern die Festigkeits- und die Permeabilitätsproben der gleichen Nachbehandlung unterzogen sind und im gleichen Alter getestet werden. Nach *Schönlin 1989* sollte aber eine Nachbehandlung die Permeabilität stärker beeinflussen als die Druckfestigkeit.

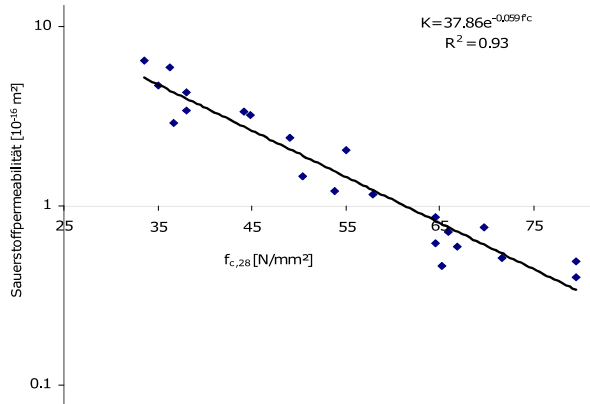


Abb. 3.18: Zusammenhang zwischen dem Permeabilitätskoeffizienten und der Druckfestigkeit unterschiedlicher Betonmischungen (*Bakhshi et al. 2006*)

Zusätzlich liefert *Model Code 2010* eine Gleichung zur groben Abschätzung der Gaspermeabilität von Beton k_g [m²] gegenüber Luft, Stickstoff und Sauerstoff anhand der mittleren Druckfestigkeit f_{cm} [N/mm²]:

$$k_g = 2 \cdot 10^{-10} \cdot \frac{1}{f_{cm}^{4,5}} \quad (3.14)$$

Gl. (3.14) gilt für eine relative Porenfeuchte des Betons von weniger als 65 %. Mit höherer relativer Luftfeuchtigkeit kann k_g um bis zu einem Faktor von 10^{-3} reduziert werden. Im Gegensatz dazu sollte k_g für im Ofen vorgetrocknete Betonproben eine Größenordnung höher angenommen werden (vgl. *Model Code 2010*). Andere in den vorherigen Abschnitten vorgestellten Einflussfaktoren auf die Permeabilität wie z. B. Betonalter, Zuschlagsmaterial, Korngröße und Temperatur wurden in dieser Gleichung nicht berücksichtigt. Da die Permeabilitätsmessungen generell große Streuungen aufweisen, sollte die Gaspermeabilität experimentell bestimmt werden, sofern eine genauere Vorhersage erforderlich ist. (vgl. *Model Code 2010*).

Schönlin 1989 beobachtete ebenfalls mit zunehmender Druckfestigkeit eine Abnahme der Permeabilität von Betonen mit unterschiedlichen Bindemittelarten. Im Gegensatz zu *Bakhshi et al. 2006* und *Model Code 2010* konnte *Schönlin 1989* keinen eindeutigen funktionalen Zusammenhang feststellen. Dies führte er auf die große Streuung dieser Abhängigkeit zurück. Die Druckfestigkeit kann deswegen nur als Anhaltspunkt und nicht als eindeutige Kenngröße der Dauerhaftigkeit in Betracht gezogen werden.

Jacobs 2006 verglich die Ergebnisse von unterschiedlichen Forschern und fand ebenfalls keinen mathematisch zu beschreibenden Zusammenhang zwischen dem Permeabilitätskoeffizienten und der Druckfestigkeit (siehe Abb. 3.19). Dies führte er zum einen auf die unterschiedlichen Prüfmethoden zurück. Während die Druckfestigkeit an Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm bestimmt wird, sind die äußersten 1-2 cm eines Bauteils für die Ermittlung der Permeabilität maßgebend. Zum

anderen werden die zwei Betonkennwerte (Druckfestigkeit und Gaspermeabilität) nicht im gleichen Verhältnis von der Porengrößenverteilung beeinflusst.

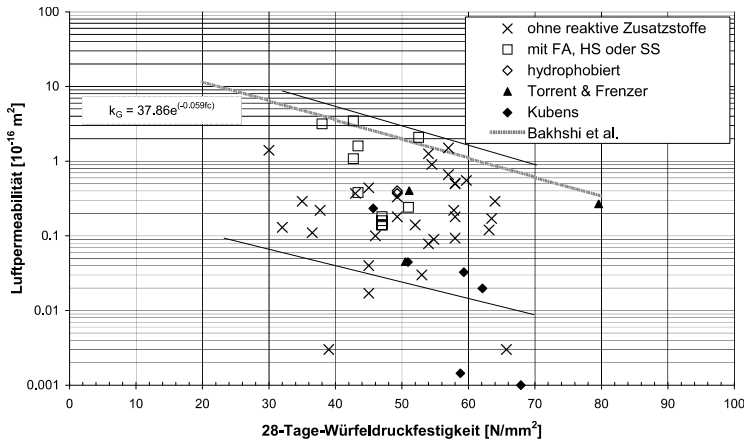


Abb. 3.19: Mittlere Luftpermeabilität in Abhängigkeit der Druckfestigkeit nach 28 Tagen (Jacobs 2006)

Die in diesem Abschnitt vorgestellten Ergebnisse beruhen auf normalfestem Beton, da zum heutigen Stand der Forschung noch keine Untersuchung bezüglich des Zusammenhangs mit ultrahochfestem Beton vorliegen.

3.4 Zwischenfazit

Aus physikalischer Sicht ist das Eindringen von Gasen in poröse Körper ein komplexes Thema, welches von unterschiedlichen Faktoren, u. a. dem Druck, der Temperatur, dem Porendurchmesser und der Porenverteilung abhängt. Die Inhomogenität von Beton führt dazu, dass keine reine Strömungsart vorherrscht.

Der bei den üblichen UHPC-Mischungen vorhandene w/z -Wert $< 0,25$ reduziert den Einfluss auf die Permeabilität. Die Feuchteänderung hat eine bedeutende Auswirkung auf die Permeabilität von Beton, weswegen einige Forscher eine Austrocknung der Prüfkörper bei Temperaturen zwischen 50 und 105 °C vor der Permeabilitätsmessung empfehlen. Die Änderung des Feuchtegehaltes im Beton zwischen 40 – 70 % zeigt allerdings keine große Veränderung der Permeabilität.

Die Nachbehandlung von Beton reduziert erheblich die Permeabilität. Insbesondere die Wasserlagerung sowie die Wärmebehandlung bei 90 °C zeichnen sich als sehr effiziente Maßnahmen aus, um die Permeabilität von Beton zu verringern. Im Rahmen der Beurteilung, inwiefern UHPC für den Einsatz im Bereich der VIPs in Frage kommt, wird der Einfluss der Wasserlagerung und der Wärmebehandlung auf die Permeabilität von UHPC nachfolgend näher untersucht.

Aufgrund der vorhandenen, teilweise widersprüchlichen Ergebnisse über die zeitliche Entwicklung der Permeabilität von Beton, bleibt dieses Thema weiterhin Gegenstand laufender Forschungsvorhaben. Da im Bereich von UHPC keine aussagekräftigen

Ergebnisse über das Langzeitverhalten der Permeabilität vorhanden sind, wird sie im Rahmen dieser Arbeit bis zu einem Zeitraum von einem Jahr untersucht.

Aus der durchgeführten Literaturrecherche lassen sich auch widersprüchliche Aussagen über die Korrelation zwischen der Permeabilität und der Druckfestigkeit von Beton herausarbeiten. Während einige Forscher eine Permeabilitätsreduktion mit zunehmender Druckfestigkeit bestätigten, konnten andere Forscher keinen Zusammenhang zwischen den zwei Kennwerten beobachten. Im Bereich von UHPC sind keine Literaturdaten über die Korrelation zwischen der Permeabilität und der Druckfestigkeit vorhanden, weswegen diese im Rahmen der vorliegenden Arbeit ebenfalls beurteilt wird.

Aufgrund der fehlenden Ergebnisse über den Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der Karbonatisierungstiefe bei ultrahochfesten Betonen soll das Thema im Rahmen dieser Arbeit weiter erforscht werden. Trotz der bestehenden Korrelation bei normalfesten Betonen ist diese wegen der Unterschiede der Molekülgröße und der Bestimmungsmethode bei UHPC nicht zu erwarten.

Infolge des dichten Gefüges von UHPC soll zur Untersuchung der Permeabilität zuerst überprüft werden, inwiefern die vorhandenen Permeabilitätsmessverfahren dafür geeignet sind. Dies erfolgt im folgenden Kapitel auf Basis einer kritischen Analyse bestehender Messverfahren.

4 Kritische Analyse ausgewählter Permeabilitätsmessverfahren

4.1 Allgemeines

Im vorherigen Kapitel wurden anhand einer Literaturstudie die maßgebenden Einflussfaktoren auf die Permeabilität von Beton erläutert. Zudem wurden bestehende Korrelationen der Permeabilität mit anderen Betonkennwerten im Bereich Normalbeton wurden ebenfalls aufgezeigt. Um die Gültigkeit dieser Korrelationen im Bereich von Ultrahochleistungsbeton zu überprüfen, muss zuerst die Permeabilität von UHPC bestimmt werden. Zur Bestimmung dieser existieren derzeit eine Vielzahl an Messverfahren, welche auf unterschiedlichen Prinzipien beruhen. In diesem Kapitel werden daher ausgewählte Messverfahren zur Bestimmung der Gaspermeabilität vorgestellt und kritisch analysiert. Die ausgewählten Messverfahren sind entweder genormt und auf dem Markt als fertiges Produkt erhältlich oder für wissenschaftliche Zwecke entwickelt und mit genormten Messverfahren validiert. Das Cembureau-Messverfahren (vgl. Abs. 4.4.1) wird gemäß *DAfStb Heft 422* zur Bestimmung der Gaspermeabilität von Beton unter stationären Bedingungen empfohlen und wird meist zur Validierung von anderen Messverfahren verwendet. Die Analyse umfasst dabei das Messprinzip, den Versuchsaufbau, den Versuchsablauf und die Genauigkeit jedes Messverfahrens sowie ihre Eignung zur Bestimmung der Permeabilität von UHPC. Abschließend zeigt eine zusammenfassende kritische Analyse der praxisüblichen Verfahren die jeweiligen Unterschiede sowie Vor- und Nachteile.

Prinzipiell wird in In-situ- und Labormessverfahren unterschieden. Die In-situ-Messverfahren sind entweder invasiv oder oberflächlich. Bei den invasiven Messverfahren wird ein Bohrloch in den Prüfkörper zur Permeabilitätsmessung hergestellt. Bei den Oberflächenmessverfahren wird eine einzellige oder zweizellige Prüfkammer direkt auf die Betonoberfläche aufgebracht und mit einer Vakuumpumpe angeschlossen.

Der Druckgradient wird entweder durch einen Überdruck oder einen Unterdruck (Vakuum) erzeugt, wodurch die Richtung der Gasströmung bestimmt wird. Bei herrschendem Überdruck strömt das Gas aus der Kammer in den Beton ein, während es unter Vakuum in umgekehrter Richtung strömt. Bei den Messverfahren mit Überdruck wird meist Stickstoff oder Sauerstoff verwendet und die ermittelte Permeabilität als Gaspermeabilität bezeichnet. Beim Vakuum handelt es sich um die Umgebungsluft, dessen Permeabilität als Luftpermeabilität bezeichnet wird.

4.2 Invasive In-situ-Messverfahren

Bei dieser Art von Messverfahren wird die Permeabilität anhand eines Bohrlochs am Bauwerk bei einer mehrere Zentimeter dicken Deckschicht bestimmt. Zu dieser Messmethode zählen *Figg* und *Reinhardt-Mijnsbergen-Croes*.

4.2.1 Figg

Das Verfahren nach *Figg 1973* ist eine invasive In-situ-Methode, die die Betonpermeabilität über einen Unterdruck in einem Bohrloch bestimmt. Als Prinzip wird ein Bohrloch ($\varnothing d = 40/10$ mm) senkrecht zur Betonoberfläche gebohrt und mit einem Gummistopfen im oberen Bereich verschlossen. Dieser Gummistopfen besitzt eine kleine Öffnung, durch die eine Injektionsnadel in den darunter liegenden Hohlraum eingeführt wird. Zur Erstellung einer luftdichten Versiegelung zwischen dem Stopfen und dem Beton wird der Stopfen in den meisten Fällen mit Fett oder mit Epoxidharz eingerieben. Im Anschluss wird die Injektionsnadel über einen Polyethylen-Schlauch an eine Vakuumpumpe mit einem Manometer verbunden und im Hohlraum ein absoluter Druck von 450 mbar (Unterdruck) erzeugt. Mit einem Absperrventil vor der Vakuumpumpe soll das Zurücktreten der Luft nach der Evakuierung verhindert werden (vgl. *Hudd 1989*). Durch den Verschluss des Absperrventils steigt der erzeugte Unterdruck nur durch die Luft, die von außen in den Beton eindringt. Die Zeit zum Anstieg des absoluten Drucks im Hohlraum von 450 mbar auf 500 mbar (von weniger als 1 Minute bis hin zu 30 Minuten für dichtere Betone) wird als Figg-Luft-Wert in [s] oder später als Luftdurchlässigkeitsindex (*eng. air permeability index, API*) bezeichnet. Dieser Wert sagt aus, wie dicht das Betongefüge um die Prüfstelle gegenüber dem Eindringen von Luft ist (vgl. *Torrent u. Ebensperger 1993*). Die Bestandteile des Figg-Messverfahrens sind in Abb. 4.1 dargestellt.

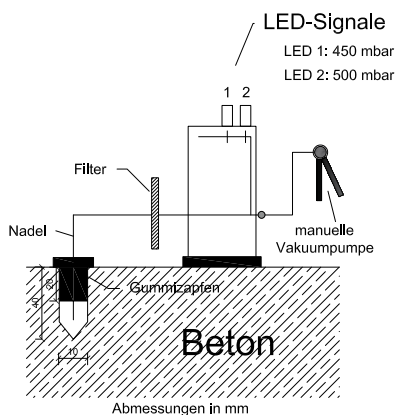


Abb. 4.1: Verfahren nach *Figg* in Anlehnung an *Torrent u. Ebensperger 1993*

Die Dichtheit der Messapparatur wird vor der Messung kontrolliert. Dies erfolgt mithilfe eines Reagenzglases, welches nach Evakuierung keine Druckveränderung vorzeigen darf (vgl. *Hudd 1989*). Nach *Dhir et al. 1987* weist dieses Verfahren eine hohe Messgenauigkeit auf, sodass eine Messung pro Loch ausreicht. Empfohlen wurden drei bis sechs Messungen je Betonbauteil. Diese Anzahl führten sie auf die hervorgerufene Mikrorissbildung durch das Bohren und auf die Heterogenität des Betongefüges zurück. Die Anwendung dieses Verfahrens an Betonen mit unterschiedlichen Wasserzementwerten (0,40 – 0,70) und Druckfestigkeiten (zwischen 30 und 65 N/mm²) zeigte eine gute Differenzierbarkeit der Betonqualitäten (vgl. *Figg 1973, Dhir et al. 1987*). Zusätzlich zeigte die mit diesem Verfahren

bestimmte Luftpermeabilität eine gute Korrelation mit der Sauerstoffpermeabilität nach Cembureau (siehe Abs. 4.4.1) für den gleichen Beton (vgl. *Dhir et al. 1988*). Eine Betonklassifizierung für dieses Verfahren ist in Tab. 4.1 aufgelistet.

Tab. 4.1: Betonklassifizierung nach Figg in Anlehnung an *Dhir et al. 1988*

Qualitätsklassifizierung	0	1	2	3	4
Figg-Luft-Wert [s]	< 30	30 – 100	100 – 300	300 – 1000	> 1000
Betonqualität	sehr schlecht	schlecht	mäßig	gut	sehr gut
Materialbezeichnung	poröser Mörtel	20 N/mm ² Beton	30 – 50 N/mm ² Beton	festverdichteter Beton	modifizierter Beton

Die Hauptvorteile des Messverfahrens nach Figg bestehen darin, dass die Messung leicht durchzuführen ist und dass die Bestandteile und Ausrüstung des Messverfahrens relativ günstig sind. Einige Nachteile dieses Messverfahrens sind der hohe Zeitaufwand zur Lochvorbereitung, die relativ geringe Prüffläche sowie die Gefahr von lokalisierten Rissen durch den Bohrvorgang. Infolge der Auswertung kann keine Aussage über den Permeabilitätskoeffizienten getroffen werden und damit erschwert sich ein Vergleich der Ergebnisse mit anderen Messverfahren. Die Qualitätsklassifizierung mit diesem Messverfahren ist zudem zu grob, um eine Unterscheidung der UHPC-Mischungen mit Figg-Luft-Werten deutlich über 1000 s untereinander zu ermöglichen.

4.2.2 Reinhardt-Mijnsbergen-Croes

Das an der Technischen Universität von Delft (Abk. TUD) entwickelte Messverfahren besitzt ein ähnliches Messprinzip wie bei Figg, wobei anstatt des Vakuums ein Überdruck mit Stickstoff hergestellt wird. Die Bestandteile des TUD-Messverfahrens sind in Abb. 4.2 dargestellt.

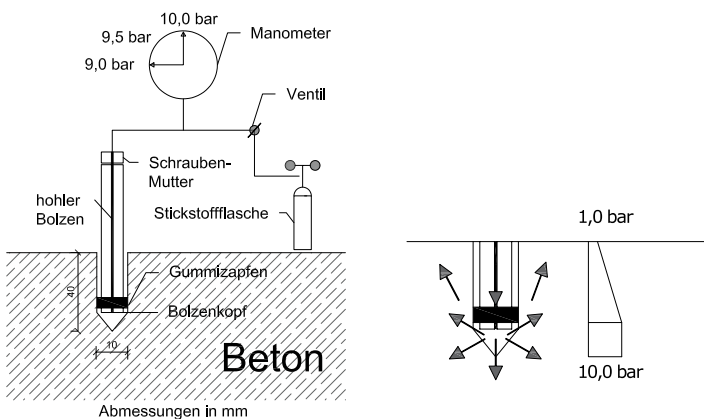


Abb. 4.2: Links: Prüfanlage nach Reinhardt-Mijnsbergen-Croes mit Stickstoffzufuhr (*Torrent u. Ebensperger 1993*); rechts: Gasflussverlauf und Druckverteilung in einem Bohrloch in Anlehnung an *Hermann 2000*

Vor der Messung wird ein Loch mit den Abmessungen $t/d = 40/10$ mm gebohrt. Im Anschluss wird eine zylindrische Messsonde bis hin zum Grund des Loches eingeführt und mit einem an der Sonde angebrachten ausdehnbaren Gummiring die Prüfkammer dicht abgeschlossen. Das Zusammendrücken und die seitliche Ausdehnung des Gummirings erfolgen durch das Anziehen der Schraubenmutter. Danach wird Stickstoffgas in Höhe von 10.000 mbar (10 bar) in die Prüfkammer eingeführt. Das Absperrventil wird nach Erreichen des Zieldrucks geschlossen und die Zeit zur Druckabnahme von 10.000 auf 9.500 mbar notiert (TUD-Zeit) und als Maß der Permeabilität des benachbarten Betons bezeichnet (vgl. *Reinhardt u. Mijnsbergen 1989*). Um genauere Ergebnisse zu erzielen, verlängerten *Torrent u. Ebensperger 1993* vier Jahre später die Messdauer des TUD-Messverfahrens auf die Zeit zum Druckabfall auf 9.000 mbar anstelle von 9.500 mbar. Auch hier konnte eine gute Korrelation zwischen diesem Verfahren und dem Cembureau-Verfahren nachgewiesen werden. Eine Betonqualifizierung entsprechend der TUD-Zeit wurde in Tab. 4.2 aufgestellt.

Tab. 4.2: Betonqualifizierung nach TUD-Messprüfverfahren in Anlehnung an *Reinhardt u. Mijnsbergen 1989*

TUD-Messzeit [s]	> 25	5 – 25	< 5
Betonqualität	gut	ausreichend	schlecht

Auch hier gelten die gleichen Beschränkungen des Figg-Verfahrens. Ferner fällt auf, dass die Betonqualifizierung grob eingestuft ist und aus diesem Grund kein richtiger Vergleich der Hochleistungsbetone untereinander möglich ist.

Hong u. Parrott 1989 entwickelten ein ähnliches Messverfahren mit einem geringeren Druckniveau und einem größeren Lochdurchmesser (20 mm). Gemessen wird die Zeit zum Abfallen des absoluten Drucks von 1.500 mbar auf 1.350 mbar. Zusätzlicher Schritt zu dem TUD-Verfahren ist das Einschmieren der Betonoberfläche innerhalb eines Radius von 35 mm um die Prüfzelle mit einer Seifenlösung. Wegen des Überdrucks von 500 mbar in der Kammer strömt die Luft von der Kammer durch den Beton bis hin zur Betonoberfläche und bildet dort feine Blasen (siehe Abb. 4.3). Große und häufig auftretende Blasen deuten dabei auf einen durchlässigen Beton hin. Für dieses intrusive Messverfahren konnte ebenfalls eine direkte Korrelation der Permeabilität und der Druckfestigkeit mit dem Cembureau-Verfahren gezeigt werden (vgl. *Parrot u. Hong 1991*). Bei diesem Messverfahren gelten ebenfalls die gleichen Beschränkungen wie bei den TUD- und Figg-Verfahren. Die größere erstellte Lochgrundfläche ruft zusätzlich einen höheren Schadensgrad der Betonoberfläche und ein steigendes Risiko der Rissbildung hervor.

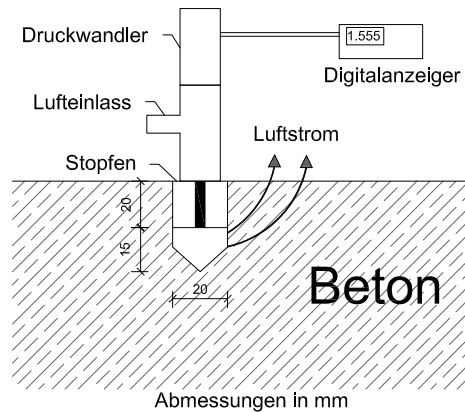


Abb. 4.3: Schematische Darstellung des Messprüfverfahrens nach *Hong u. Parrott 1989*

4.3 Nicht invasive In-situ Oberflächenmessverfahren

In-situ Oberflächenmessverfahren sind auch als nicht-invasiv bekannt, denn sie erfordern keinen Eingriff in die Struktur zur Bestimmung der Permeabilität. Zwischen der Betonoberfläche und dem Porennetzwerk unter der Oberfläche wird ein Luftdruckgradient durch die Verwendung einer ein- oder zweiteiligen Vakuumkammer erzeugt. Zu dieser Art von In-situ-Messverfahren gehören u. a. die Verfahren nach *Autoclam*, *Schönlín*, *Torrent* und *Guth-Zia*.

4.3.1 Autoclam

Das „Clam“ Messverfahren wurde von *Montgomery u. Adams 1985* zur Untersuchung der Wasser- und Luftpermeabilität entwickelt. Durch die Entwicklungsarbeit von *Basheer 1991* wurde dieses Messverfahren automatisiert und daraufhin als „Autoclam“ bezeichnet. Die Vorrichtung besteht aus einem Manometer, einem Metallring, der Autoclam-Prüfkammer und einer Spritze zum Aufbau des Drucks (siehe Abb. 4.4).

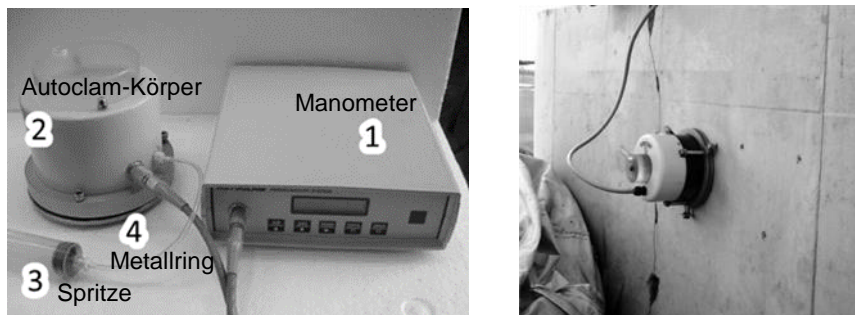


Abb. 4.4: Links: Vorrichtung des Autoclam-Systems; rechts: Einsatz des Autoclam vor Ort (*Torrent u. Luco 2007*)

Zur Versuchsvorbereitung wird die zu prüfende Betonoberfläche mit einem Metallring isoliert ($\varnothing = 50 \text{ mm}$) und in den meisten Fällen mit Klebstoff fixiert. Alternativ zum Kleben kann ein Gummiring zwischen der Betonoberfläche und dem Metallring

geklemmt werden, hierbei muss jedoch der Ring an die Betonoberfläche mittels Schrauben befestigt werden. Im Anschluss wird die Prüfkammer an den Metallring fixiert. Mit der Spritze, die am Ansaugventil befestigt ist, wird der relative Luftdruck in der Prüfkammer auf der zu prüfenden Betonoberfläche um 500 mbar gegenüber dem Atmosphärendruck erhöht. Das Entlüftungsventil wird dann geschlossen und der Test wird gestartet. Über ein Manometer wird der Druckabfall automatisch jede Minute für 15 min oder bis zum Wiedererreichen des Atmosphärendrucks überwacht. Es bildet sich ein linearer Verlauf des Drucks in logarithmischer Darstellung über die Zeit. Der Gradient der linearen Regressionslinie zwischen der 5. und der 15. Minuten (für Messungen, die 15 min dauern) wird als Luftdurchlässigkeitsindex (eng. air permeability index (API)) mit der Einheit Log.bar/min angegeben. Das Autoclam-Messverfahren erlaubt eine leichte und schnelle Beurteilung der Dauerhaftigkeit von zementgebundenen Werkstoffen sowohl vor Ort als auch im Labor (vgl. Yang et al. 2013).

Basheer et al. 1995 stellten mit dieser Methode eine gute Wiederholgenauigkeit der Werte fest, sodass eine einzige Durchführung je Prüfstelle ausreichend ist, um belastbare Messergebnisse zu erzielen. Des Weiteren zeigt diese Methode eine sehr gute Korrelation zwischen der Karbonatisierungstiefe und dem Luftdurchlässigkeitsindex (vgl. Basheer et al. 2000). Als Nachteil dieses Verfahrens gelten u. a. die Beschränkung der Prüfung auf die Betonoberfläche (wenige Millimeter) sowie die undefinierte Durchflussgeometrie, weswegen der Feuchtegehalt des Überdeckungsbetons bei diesem Messverfahren eine große Rolle spielt. Basheer et al. 2001 konnten bei einem Feuchtegehalt des Überdeckungsbetons von über 80 % keine Differenzierung der Betone mit unterschiedlichen w/z-Werten mehr feststellen. Ein Beton mit einem w/z-Wert von 0,65 und 90% r. F. kann eine geringere Durchlässigkeit zeigen als ein Beton mit einem w/z-Wert von 0,45. Basierend auf umfangreichen Erfahrungen mit dem Autoclam-Verfahren lässt sich folgende Klassifizierung für Betone aus Portlandzement erstellen:

Tab. 4.3: Betonklassifizierung nach dem Autoclam-Verfahren in Anlehnung an Torrent u. Luco 2007

Luftdurchlässigkeitsindex¹ [Log(bar)/min]	< 0,10	≥ 0,10 < 0,50	≥ 0,50 < 0,90	≥ 0,90
Betonqualität	sehr gut	gut	schlecht	sehr schlecht

¹Basierend auf Portlandzementbetone, die 14 Tage im Trockenschrank bei 40°C und 20% r. F. gelagert wurden.

4.3.2 Schönlin

Schönlin 1989 entwickelte ein neues Messverfahren, welches sowohl für eine Labor- als auch für eine Baustellenprüfung geeignet ist. Mit einer Messung unter Vakuum ähnelt dieses Verfahren dem Figg-Verfahren (siehe Abs. 4.2.1), mit dem Unterschied, dass es eine Prüfmethode ohne Bohrungen darstellt. Der Versuchsaufbau für die Laborprüfung und für die Baustellenprüfung ist in Abb. 4.5 schematisch dargestellt. Für die Laborprüfung eignen sich Betonscheiben (t/d = 40/150 mm) als Probekörper, welche mit einem Gummiring seitlich abgedichtet werden. Im Gegensatz zu einer In-situ-Prüfung kann durch die seitliche Abdichtung eine definierte Durchflussgeometrie sichergestellt werden. Der Versuchsaufbau besteht aus einer dichten, einzelligen

Kammer mit bekanntem Volumen, die auf die zu prüfende Betonoberfläche bzw. auf den Prüfkörper im Labor aufgebracht wird. Mithilfe einer Vakuumpumpe wird ein Unterdruck in der Kammer erzeugt. Unter der Annahme eines dichten Kontakts zwischen der Betonoberfläche und der Kammer steigt der Druck in der Kammer nach schließen des Absperrventils aufgrund der einströmenden Luft durch den Beton. Die Zeit zum Ansteigen des Drucks in der Kammer von 20 auf 50 mbar im Labor bzw. von 50 auf 300 mbar auf der Baustelle wird gemessen und zur Ermittlung der Permeabilität verwendet. Wenn der Beton eine sehr geringe Permeabilität besitzt, wird nicht bis zur Erreichung des oberen Druckniveaus (50 bzw. 300 mbar) gewartet, sondern die Vakuumdruckänderung während eines 2-minütigen Intervalls zur Berechnung der Permeabilität angewendet. Dieser Vorgang wird bis zum Erreichen eines konstanten zeitlichen Druckanstiegs wiederholt.

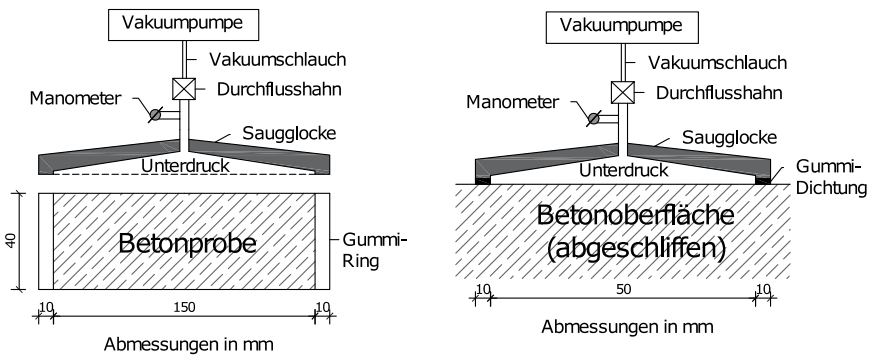


Abb. 4.5: Links: Schönlin-Messverfahren im Labor; rechts: Schönlin-Messverfahren vor Ort in Anlehnung an Schönlin 1989

Der Permeabilitätskoeffizient für Prüfkörper mit bekannten Abmessungen lässt sich nach Schönlin 1989 wie folgt berechnen:

$$k = \frac{(p_1 - p_0) \cdot V_s}{(t_1 - t_0) \cdot p_a} \cdot \frac{1}{\left(p_a - \frac{p_1 + p_0}{2}\right)} \cdot \frac{L}{A} \quad (4.1)$$

wobei:

- k Permeabilitätskoeffizient in m^2/s
- p_0, p_1 Druck in der Kammer am Anfang und am Ende der Messung in mbar
- p_a Atmosphärendruck in mbar
- $t_1 - t_0$ Versuchsdauer in s
- V_s Kammervolumen in m^3
- L, A Probendicke in m und Querschnittsfläche in m^2

Für In-situ Prüfungen können weder die Dicke noch die Querschnittsfläche genau ermittelt werden. Aus diesem Grund und mit der Annahme eines konstanten

Verhältnisses von L/A wird Gl. (4.1) vereinfacht und das Permeabilitätsmaß M in $[m^3/s]$ wie folgt berechnet:

$$M = \frac{(p_1 - p_0) \cdot V_s}{(t_1 - t_0) \cdot p_a} \cdot \frac{1}{\left(p_a - \frac{p_1 + p_0}{2}\right)} \quad (4.2)$$

Torrent u. Ebensperger 1993 untersuchten die Wiederholgenauigkeit der Ergebnisse mit dem Schönlin-Messverfahren und stuften sie als sehr gut ein. Sie fanden ebenfalls eine gute Korrelation des Permeabilitätsmaßes M $[m^3/s]$ mit der Sauerstoffpermeabilität k_o $[m^2]$ nach Cembureau. Um den Einfluss des Feuchtegehalts auf die Luftpermeabilitätsmessungen zu eliminieren, schlug *Schönlin 1989* eine 5-minütige Heißluftherwärmung der Betonoberfläche vor der Prüfung vor.

Durch das in der Kammer erzeugte Vakuum ist keine dauerhafte Befestigung oder Klemmvorrichtung erforderlich, um die Prüfvorrichtung in Position zu halten. Dies und die Begrenzung der Messdauer auf 2 Minuten führen zu einer schnelleren Versuchsdurchführung im Vergleich mit anderen Messverfahren.

Die Sicherstellung eines dichten Kontakts zwischen der Prüfkammer und der Betonoberfläche ist bei diesem und anderen Oberflächenmethoden eine herausfordernde Aufgabe. Dies erfordert das Schleifen der zu prüfenden Oberfläche vor Ort sowie die Anwendung von elastischen Dichtstoffen wie Silikon. *DAfStb Heft 487* berichtet, dass mit diesem Verfahren ein Wert des Permeabilitätsmaßes M unter $2 \cdot 10^{-10} m^3/s$ nicht mehr mit ausreichender Genauigkeit erfasst werden kann.

Ein weiterer Nachteil dieses Verfahrens liegt in dem für die Permeabilität bezogenem Messbereich. Aufgrund einer schlechteren Porenstruktur an der Betonoberflächenrandzone als im Betonkern und der kürzeren Distanz zur Oberfläche, strömt ein größerer Luftanteil über die Überdeckungssicht und nicht durch den Betonkern in die Prüfkammer. Es erfolgt somit eine grobe Permeabilitätsmessung des Überdeckungsbetons. Hinzu kommt, dass sich kein in einer Richtung fließender Luftstrom bildet. Über den zusätzlich seitlichen Luftstrom stellt sich eine Verfälschung der Ergebnisse ein (siehe Abb. 4.6). Um die Ergebnisse der Luftpermeabilität nicht zu beeinflussen, muss sich ein unidirektionaler Luftstrom bilden. *Schönlin 1989* konnte das nur an Probekörpern im Labor (den Betonscheiben) durch die seitliche Abdichtung erreichen. Drei Jahre später konnte *Torrent 1992* mit einer zweizelligen Kammer eine passende Alternative anbieten (siehe Abs. 4.3.3).

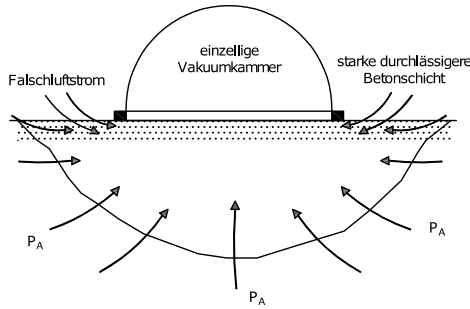


Abb. 4.6: Falschlufstrom an einer einzelligen Vakuumpumpe (Torrent 1992)

4.3.3 Torrent

Wie im vorherigen Abschnitt kurz erwähnt, entwickelte *Torrent 1992* das Schönlin-Messverfahren weiter, indem er einen Saugglockenkopf als innere und äußere Kammer verwendete. Darüber hinaus gehören zu dem Aufbau eine Vakuumpumpe, ein Datenlogger sowie das Torrent-Messgerät (siehe Abb. 4.7).

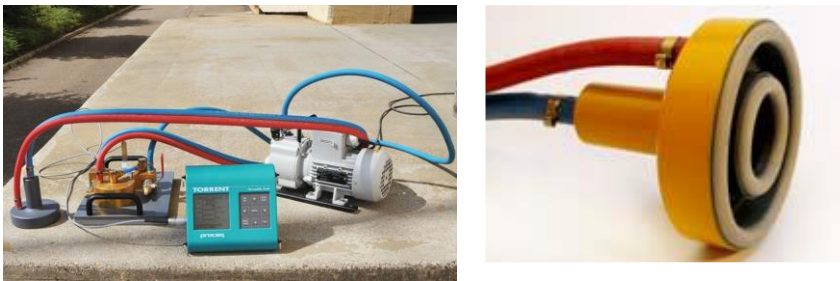


Abb. 4.7: Links: Vorrichtung der Torrent-Messmethode (*Aimil (30.12.2019)*); rechts: zweizellige Prüfkammer (*DSI (23.05.2017)*)

Mithilfe der Gummidichtung entsteht bei dem Evakuieren eine luftdichte Verbindung des Saugglockenkopfes mit der Betonoberfläche. Je nach Beton wird ein Unterdruck von ca. 10 bis 20 mbar erzeugt (vgl. *Setzer 1992*). Sobald das Unterdruckniveau erreicht ist, wird das Absperrventil (Ventil 1, siehe Abb. 4.8) geschlossen. Aus der Druckveränderung $p_a - p$ in der inneren Kammer innerhalb der ersten 6 Minuten und durch das Einsetzen weiterer bekannten Kenngrößen kann die Luftpermeabilität wie folgt ermittelt werden:

$$k_T = \left(\frac{V_c}{A} \right)^2 \cdot \frac{\eta}{2 \cdot \varepsilon \cdot p_a} \cdot \left[\frac{\ln \left(\frac{p_a + p}{p_a - p} \cdot \frac{p_a - p_0}{p_a + p_0} \right)}{\sqrt{t} - \sqrt{t_0}} \right] \quad (4.3)$$

Mit:

- k_T Permeabilitätskoeffizient in 10^{-16} m^2
- V_c Volumen der inneren Kammer und des Schlauchs in m^3

4 Kritische Analyse ausgewählter Permeabilitätsmessverfahren

A	Querschnittsfläche der inneren Kammer in m^2
η	dynamische Viskosität der Luft in $(N \cdot s)/m^2$
ε	Porosität des Betons [-], als konstant mit 0,15 angenommen
p_a	Luft- / Umgebungsdruck in N/m^2
p_0, p	Kammerdruck am Anfang und am Ende der Messung in N/m^2
t_1, t_0	Versuchsdauer in s

Die maximale Eindringtiefe L in [mm] wird wie folgt berechnet:

$$L = \sqrt{t \cdot \frac{2 \cdot k_T \cdot p_a}{\varepsilon \cdot \mu}} \quad (4.4)$$

Mithilfe eines Druckreglers wird der Druck in der äußeren Kammer mit der inneren Kammer ausgeglichen (vgl. *Beushausen et al. 2016*). Dieser Druckausgleich sorgt für einen unidirektionalen Luftstrom, sodass die Luft nur senkrecht zum Aufbau in die innere Kammer strömt (siehe Abb. 4.8).

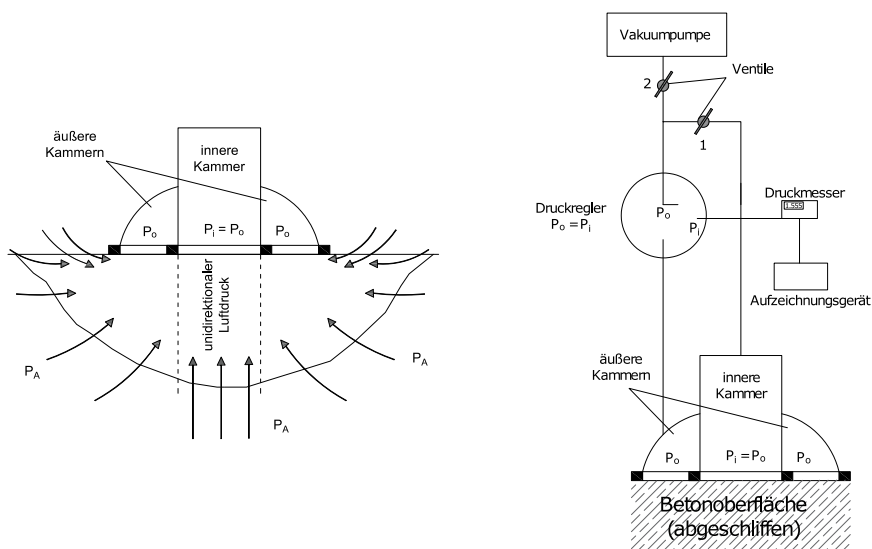


Abb. 4.8: Links: Schematische Darstellung des Luftstromverlaufes durch den Probekörper; rechts: Versuchsprinzip zur Luftpermeabilitätsmessung (in Anlehnung an *Torrent u. Ebensperger 1993*)

Eine Qualitätsklassifizierung der Betonbauteile nach der Luftpermeabilität ist nach *Torrent* in Tab. 4.4 angegeben.

Tab. 4.4: Qualitätsklassifizierung von Betone nach dem Luftpermeabilitätskoeffizienten k_T (Brochure-PermeaTORR-V14)

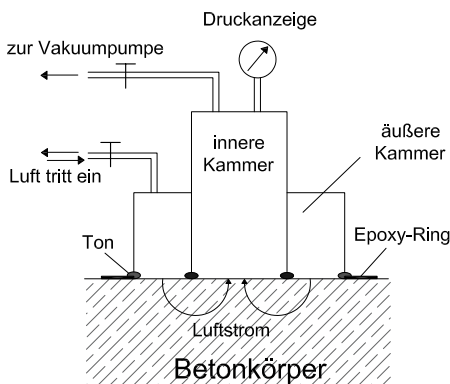
Luftpermeabilitätskoeffizient k_T [10^{-16} m^2]	< 0,001	0,001–0,01	0,01 – 0,10	0,10 – 1,0	1,0 – 10	10– 100	>100
Durchlässigkeit	vernachlässigbar niedrig	sehr niedrig	niedrig	mäßig	hoch	sehr hoch	ultra-hoch

Nach *Torrent u. Ebensperger 1993* reicht aufgrund der guten Wiederholgenauigkeit eine einzige Messung pro Prüfstelle. Darüber hinaus stellten sie eine gute Korrelation der Ergebnisse aus diesem Verfahren und dem Verfahren nach Cembureau (siehe Abs. 4.4.1) fest.

Die Permeabilität mit dem *Torrent*-Messverfahren wird lediglich um den Saugglockenbereich und bis zu einer gewissen Bauteiltiefe und nicht für die ganze Bauteildicke bestimmt. Dieses Verfahren wird daher insbesondere für die Kontrolle von Überdeckungsbeton verwendet und 2003 von dem schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein *SIA 262/1:2003* für die Qualitätskontrolle der Betondeckung als Standardmessverfahren empfohlen.

4.3.4 Guth und Zia

Dieses Messverfahren wurde 2001 in den Vereinigten Staaten entwickelt und besteht ebenfalls aus einem Saugglockenkopf mit zwei Kammern, einer Vakuumpumpe und einem Messgerät. Der Unterschied zu den anderen Messverfahren liegt im Messprinzip (siehe Abb. 4.9) vor.

Abb. 4.9: Messprinzip nach *Guth und Zia* (*Torrent u. Luco 2007*)

Mithilfe der Vakuumpumpe wird im ersten Schritt ein Unterdruck von etwa 20 mbar in beiden Kammern aufgebaut. Im zweiten Schritt wird das Absperrventil der inneren Kammer nach 15 min geschlossen und Luft in die äußere Kammer eingelassen. Die eingeführte Luft strömt aufgrund des Druckunterschieds von der äußeren in die innere Kammer durch die Betonoberfläche. Aufgrund eines 38 mm breiten Epoxidschutzrings, welcher auf die Betonoberfläche aufgetragen wird, sollte die eingeführte Luft dabei nicht nach Außen strömen. Durch weiche Tonringe wird eine luftdichte Verbindung der

zwei Kammern mit der Betonoberfläche sichergestellt, sodass die eingeführte Luft durch den Beton und nicht oberhalb der Betonoberfläche in die innere Kammer strömt. Der Druckanstieg während einer Stunde wird dann aufgezeichnet und für die Ermittlung der Permeabilität zugrunde gelegt. Nach zahlreichen Permeabilitätsuntersuchungen haben die Entwickler des Verfahrens eine numerische Modellierung zwischen Druck und Zeit entwickelt (siehe Abb. 4.10). Durch die Zuordnung der aufgezeichneten Druck-Zeit-Diagramme zu der nächstgelegenen theoretischen Kurve kann dem untersuchten Beton ein Permeabilitätskoeffizient k in $[m^2]$ zugeordnet werden. Gemäß des internationalen Einheitensystems wird der Druck in der Einheit psi (eng. pound per square inch) angegeben, wobei 1 psi ca. 69 mbar entspricht (vgl. Guth u. Zia 2001).

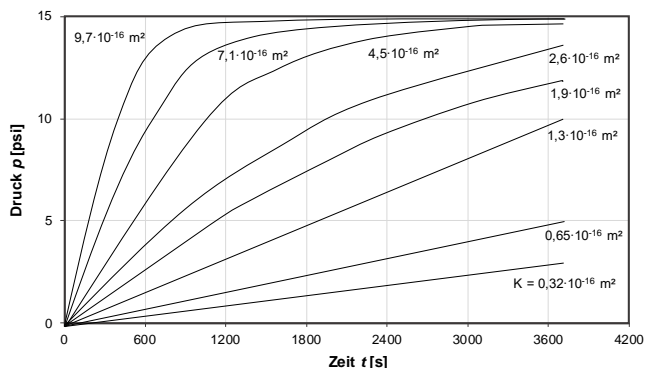


Abb. 4.10: Modell zur Zuordnung der Luftpermeabilität nach Zia-Guth (Torrent u. Luco 2007)

Für dieses Verfahren wurde ebenfalls eine Qualitätsklassifizierung der Betone hergeleitet (siehe Tab. 4.5).

Tab. 4.5: Klassifizierung der Betone nach der Zia-Guth-Methode (Torrent 2007)

Luftpermeabilitätskonstante $k [10^{-16} m^2]$	> 6	3 – 6	< 3
Betonqualität	schlecht	ausreichend	gut

Durch das Epoxidharz und den Ton haben Mikrorisse und raue Oberflächen nur einen geringen Einfluss auf die Messung, was ein Vorteil dieses Messverfahrens ist. Als Nachteile des Verfahrens gelten u. a. die relativ lange Zeit zum Aufbringen und Aushärten des Epoxidharzes sowie die Epoxidharzreste nach dem Versuch. Aufgrund der groben Qualitätsklassifizierung der Betone mit diesem Verfahren und der relativ hohen unteren Grenze der Permeabilität von $k = 0,32 \cdot 10^{-16} m^2$ eignet es sich nicht für dichtere Betone wie beispielsweise HPC und UHPC.

4.4 Labormessverfahren

Im Gegensatz zu den vorgestellten In-situ-Messverfahren können bei den Labormessverfahren der Feuchtegehalt sowie die Umgebungstemperatur durch geeignete Lagerung bestimmt werden. Zylinderförmige Probekörper eignen sich aufgrund ihrer einfach aufzubringenden seitlichen Abdichtung besonders für die

Bestimmung der Permeabilität von Beton im Labor. Um Betonbauteile mit Labormessverfahren überprüfen zu können, müssen während der Betonage zu den Betonbauteilen zusätzliche Betonprobekörper mitbetoniert werden, oder alternativ dazu Bohrkerne aus den Bauteilen gezogen. Durch die Außenlagerung erfahren die Proben die gleichen Umweltexpositionen sowie Wetterbedingungen wie das zu prüfende Bauwerk. In einigen Fällen wird der Einfluss der Bewitterung und die Alterung des Betons durch eine Lagerung in einer Klimakammer unter bestimmtem Feuchtegehalt und bestimmter Temperatur simuliert.

4.4.1 Cembureau

Die Prüfanlage besteht aus einer Gasflasche, einem Druckminderer mit Manometer und Präzisionsdruckregler zum Erhalt eines konstanten Drucks, einer Prüfzelle und einem Blasenähler (engl. bubblemeter). Als Probekörper eignen sich Betonscheiben, die eine eindimensionale, räumlich homogene Durchströmung ermöglichen (Paulmann u. Rostasy 1989). Die empfohlenen Abmessungen von 15 cm x 5 cm ($d \times h$) reduzieren die aus der Inhomogenität des Betons hervorgerufene Streuung der Ergebnisse (vgl. DAFStb Heft 422). Der Probekörper wird in die Prüfzelle eingebaut und mit einem enganliegenden Polyurethan-Gummiring seitlich abgedichtet. Aufgrund des vergleichbaren kovalenten Radius kann sowohl Stickstoff als auch Sauerstoff als Prüfgas verwendet werden (siehe Abs. 3.2.7). In Abb. 4.11 ist der Versuchsaufbau dargestellt.



Abb. 4.11: Links: Versuchsaufbau bestehend aus: 1. Gasflasche, 2. Druckminderer und Manometer, 3. Präzisionsdruckregler, 4. Elektronisches Anzeigegerät, 5. Glasrohre (Blasenähler); rechts: Prüfzelle mit seitlicher Abdichtung

Auf der dem Beton zugewandten Seite der Prüfzelle wird das Prüfgas mit einem absoluten Druck von 1,5 bis 2,5 bar in Abstufung von 0,5 bar Schritten zugeführt. Bei dichteren Betonen werden höhere Druckstufen (z. B. 2,5 bis 3,5 bar) empfohlen. Neben der Prüfzelle befindet sich der Blasenähler, welcher aus Glasrohren mit unterschiedlichen Messvolumen (z. B. 150 ml, 50 ml, 10 ml) besteht. Nach der Durchströmung des Gases durch den Probekörper wird die Steiggeschwindigkeit einer Gasblase in dem passenden Glasrohr mithilfe einer Stoppuhr gemessen. Mit dieser Zeitermittlung wird der Gasdurchfluss Q [m^3/s] berechnet. Maßgebend ist das

Messrohr, bei dem eine Messung zwischen 20 s und 60 s erfolgen kann. Diese Zeit wird gewählt, damit der Fehler beim Ablesen der Stoppuhr gering bleibt (vgl. *DAfStb Heft 422*). Bei jedem Druckniveau wird zuerst abgewartet, bis sich ein stationärer Gasfluss eingestellt hat. Dieser Vorgang dauert je nach Betondurchlässigkeit zwischen 5 und 30 min und wird als beendet angesehen, wenn der Unterschied zwischen zwei Messungen im Abstand von 3 min nicht größer als 5 Sekunden ist. Sofern diese Voraussetzung erfüllt ist, wird der Druck auf die nächste Stufe erhöht. Bei jeder Druckstufe wird der Permeabilitätskoeffizient berechnet. Bei Druckanstieg soll eine leichte Reduzierung des Permeabilitätskoeffizienten zu beobachten sein. Dies wird mit der Abweichung der Strömungsverhältnisse gegenüber der laminaren Strömung begründet (vgl. *DAfStb Heft 422*). Der spezifische Permeabilitätskoeffizient ist der Mittelwert aller drei Werte und erfolgt für einen porösen Körper unter laminarer Strömung und mit einem kompressiblen Fluid nach der Gleichung von Hagen-Poiseuille:

$$k = \frac{2 \cdot Q \cdot P_a \cdot L \cdot \eta}{A \cdot (P_e^2 - P_a^2)} \quad (4.5)$$

Mit:

- k : Permeabilitätskoeffizient in [m²]
- Q : Durchflussrate des Gases in [m³/s]
- P_a : Atmosphärendruck in [mbar]
- L : Dicke des Prüfkörpers in [m]
- η : Dynamische Viskosität des Prüfgases bei 20° C in [(N·s)/m²]
- A : durchströmte Querschnittsfläche in [m²]
- P_e : Eingangsdruck in [mbar]

In Abb. 4.12 ist das Messsprinzip der Cembureau-Methode schematisch dargestellt.

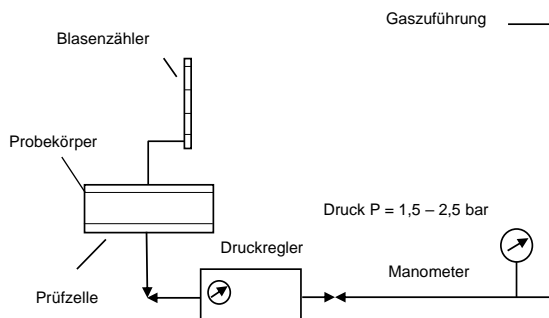


Abb. 4.12: Versuchsprinzip der Cembureau-Methode in Anlehnung an *Kollek 1989*

Nach *RILEM TC 116-PCD:1999* besitzt die Cembureau-Methode eine sehr hohe Konsistenz und weist eine leichte Handhabung auf, sie gilt als Standardmessverfahren. Um jedoch die Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen vergleichen zu können, müssen die Prüfkörper unter gleichen Bedingungen gelagert werden. Die Korrelation

zwischen diesem und anderen Verfahren wurde von mehreren Forschern untersucht. Insgesamt wurde eine gute Korrelation mit dem Verfahren nach Figg (*Dhir et al. 1988*), dem Verfahren nach Reinhardt-Mijnsbergen-Croes, nach Schönlin und nach Torrent nachgewiesen (vgl. *Torrent u. Ebensperger 1993*).

Das Cembureau-Messverfahren beschränkt sich auf die Möglichkeit der Bestimmung der Gaspermeabilität im Labor, eine Anwendung In-situ am Bauwerk ist nicht möglich. Zur Prüfung der Gasdurchlässigkeit eines Bauwerks müssen Bohrkerne gezogen werden. Da es insbesondere bei dichteren Betonen lange dauert (in der Größenordnung von Tagen), bis sich ein stationärer Gasfluss einstellt, ist der Personalaufwand groß. Der stationäre Zustand kündigt sich nicht an, sodass stets manuell kontrolliert werden muss. Darüber hinaus wird das Gas während der gesamten Messung eingelassen, um einen konstanten Druckgradienten zu gewährleisten.

Um die Eignung dieses Verfahrens für dichteren Beton zu untersuchen, wurden an der TU Kaiserslautern Versuche mit zwei UHPC-Mischungen durchgeführt. Mit den ursprünglich empfohlenen Probekörperabmessungen war die Versuchsdurchführung aufgrund der geringeren Permeabilität von UHPC äußerst zeitaufwendig (ca. 10 Tage für einen Versuch). Mit dem Ziel der Reduktion der Versuchsdauer, wurden die Druckstufen im Vergleich zu *DAfStb Heft 422* erhöht (4 bis 6 bar). Ferner wurden die Abmessungen der Probekörper auf 10 mm reduziert. Aufgrund der im Vergleich zu Normalbeton feineren Gesteinskörnung ($d_g < 3$ mm) der untersuchten UHPC-Scheiben werden deutlich geringere Inhomogenitäten des Materials erwartet (vgl. *Gluth 2011*). Aus diesem Grund wurde die reduzierte Dicke von 10 mm als ausreichend zur Erzielung aussagekräftiger Ergebnisse erachtet. *Scheydt 2014* hatte ebenfalls aufgrund der geringen Permeabilität von Hochleistungsbetonen modifizierte Probekörperabmessungen verwendet.

Mit den vorgenommenen Anpassungen an Druckstufen und Abmessung der Probekörper konnte die Versuchsdauer auf 4 Tage reduziert werden. Die Versuchsergebnisse zeigten allerdings eine erhebliche Streuung. Ursache hierfür könnte die kleine Dicke der geprüften Betonscheiben sein, denn bei dünner werdenden Prüfkörpern steigt die Wahrscheinlichkeit, dass gröbere Poren und Korngrenzflächen eine durchgehende Verbindung zwischen beiden Prüfkörperoberflächen herstellen und so zu einer Erhöhung der Gasdurchlässigkeit beitragen. Darüber hinaus könnten die erhöhten Druckstufen Mikrorisse in einigen Probekörper verursachen. *Scheydt 2014* berichtete ebenfalls von einer großen Streuung der Ergebnisse an untersuchten Ultrahochleistungsbetonen mit dem Cembureau-Messverfahren. Durch eine Vortrocknung der Probekörper von drei Wochen bei 40 °C in Anlehnung an *DAfStb Heft 487* stellte *Scheydt 2014* eine Verringerung der Streuung fest. Zusammengefasst lässt sich feststellen, dass das Cembureau-Messverfahren nach *DAfStb Heft 422* bei sehr dichten Ultrahochleistungsbetonen seine Anwendungsgrenze erreicht und nur mit Anpassungen, wie etwa Vortrocknung der Probekörper oder Reduzierung der Probekörperdicke verwendbar ist.

Ein ähnliches Verfahren zur Bestimmung der Gaspermeabilität von Beton im Labor wurde in Südafrika von *Alexander et al. 2001* entwickelt (siehe Abb. 4.13). In der Literatur wird dieses Messverfahren als OPI (eng. Oxygen Permeability Index)

bezeichnet. Als Probekörper sind ebenfalls Betonscheiben (70 x 30 cm) geeignet. Der Probekörper wird in einem Fallkopfermeameter zwischen dem Druckbehälter und der Luft platziert. Die seitliche Abdichtung des Prüfkörpers stellt einen Sauerstoffaustritt an der Betonoberseite sicher. Am Anfang des Versuchs wird ein absoluter Druck von 2 bar auf der unteren Seite des Prüfkörpers aufgebaut. Dieser Druck wird als Sauerstoffanfangsdruck definiert. Im Gegensatz zu dem Cembureau-Messverfahren wird das Absperrventil während des Versuchs geschlossen, sodass kein konstanter Druckgradient herrscht. Durch den zeitlichen Druckabfall wird der Permeabilitätskoeffizienten k in [m/s] bestimmt. Der negative Logarithmus von k wird als Sauerstoffpermeabilitätsindex OPI definiert. Wie bei dem Cembureau-Messverfahren ist die Verwendung dieses Messverfahrens für UHPC aufgrund der geringen Durchlässigkeit kritisch.

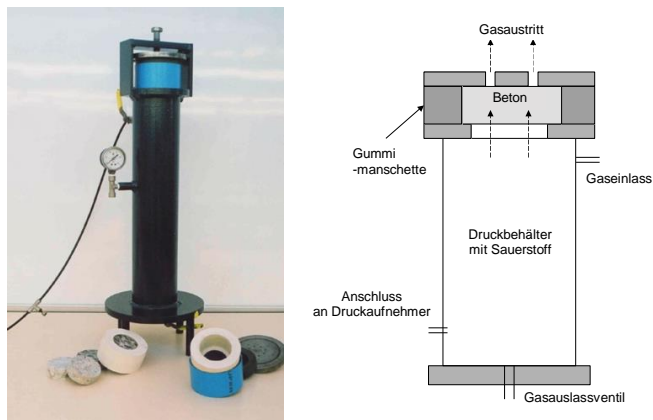


Abb. 4.13: Links: Versuchsaufbau des OPI-Messverfahrens (Bjegović 2014); rechts: Messprinzip des OPI-Messverfahrens nach Mackechnie u. Alexander 2002

4.4.2 Häfner

Die Herausforderung der Bestimmung geringerer Permeabilitäten von $k < 10^{-19} \text{ m}^2$ ist kein spezifisches Problem bei Hochleistungsbetonen, sondern tritt ebenfalls in anderen Fachgebieten auf. So untersuchten Häfner *et al.* 1996 passende Messverfahren zur Bestimmung der Dichtheit von Salzgesteinen, welche eine geringe Permeabilität aufweisen, zur Untergrundspeicherung von Erdgas und Wasserstoff. Dabei stellte die Verwendung von stationären Messverfahren bei niedrigen Permeabilitäten hohe Anforderungen dar. Zum einen ist die Messung mit niedrigem Volumenstrom des Gases fehlerhaft. Zum anderen dauert es sehr lange bis die stationären Bedingungen eingestellt. Aus diesen Gründen wurde zur Untersuchung geringpermeabler Materialien von Häfner *et al.* 1996 am Institut für Bohrtechnik und Fluidbergbau der TU Bergakademie Freiberg ein instationäres Mehrkammerverfahren entwickelt (vgl. Amro *et al.* 2012).

Mit diesem instationären Messverfahren können sowohl die Wasser- und Gaspermeabilität als auch die effektive Porosität bestimmt werden. Das Grundprinzip dieses Verfahrens beruht auf der Aufnahme der zeitlichen Druckänderung an der Ein- und Ausströmseite aufgrund der Gaszufuhr durch den Probekörper. Die Ergebnisse

werden numerisch über die inverse Lösung der Strömungsdifferentialgleichung ausgewertet. Dazu wurde eine Software entwickelt und kontinuierlich verbessert. Mit diesem Messverfahren können Permeabilitätskoeffizienten bis zu 10^{-22} m^2 ermittelt werden (vgl. *Scheydt 2014*), während die untere Messgrenze des Cembureau-Messverfahrens auf 10^{-19} m^2 beschränkt ist (*Gräf u. Grube 1986b*). Der Versuchsaufbau des Mehrkammerverfahrens ist in Abb. 4.14 dargestellt.

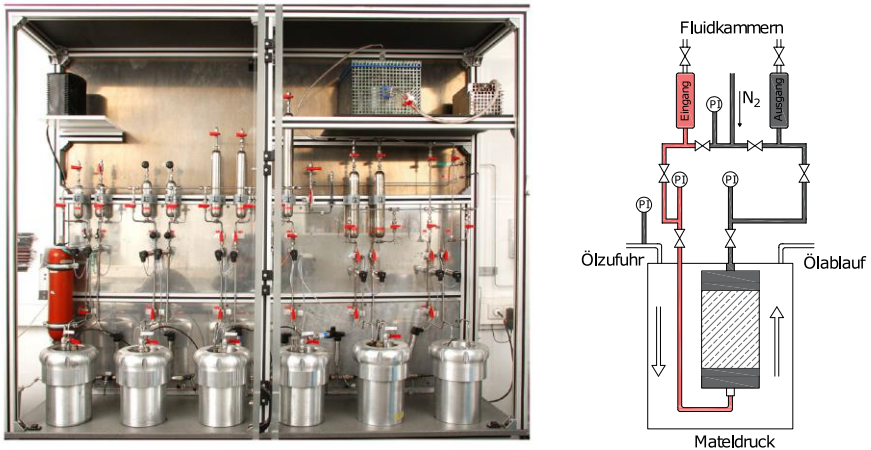


Abb. 4.14: Links: Versuchsaufbau des Zweikammerverfahrens (*IBeWA 2010*); rechts: Prinzipskizze des Zweikammermessverfahrens nach *Scheydt 2014*

Vor der Messung wird die zylinderförmige Probe ($d/h = 50/70 \text{ mm}$) in eine Prüfwelle eingebaut und durch Aufbringung eines Manteldrucks seitlich abgedichtet. Diese Prüfwelle befindet sich zwischen einer Eingangskammer und einer Ausgangskammer. Am Anfang der Messung wird ein absoluter Druck $p_A > 1 \text{ bar}$ im Gesamtsystem von der Eingangskammer ausgehend eingestellt. Das Gas strömt anschließend durch die Probe in die Ausgangskammer, bis ein konstanter Druck in den beiden Kammern herrscht. Ist dies eingestellt, wird der Druck in der Eingangskammer auf $p_E > p_A$ erhöht und die Kammer geöffnet. Das Gas strömt ebenfalls von der Eingangskammer durch die Probe in die Ausgangskammer. Die zeitliche Änderung des Drucks in beiden Kammern wird mit Drucksensoren aufgenommen und elektronisch gespeichert. Die Bestimmung der Permeabilität und die Auswertung der Ergebnisse sind in *Häfner et al. 1996* beschrieben. *Scheydt 2014* hat UHPC mit diesem Messverfahren untersuchen lassen und ermittelte einen Permeabilitätskoeffizient in Höhe von $4 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$. Aktuell ist diese Prüfanlage ein Prototyp der Forschung, sodass die Untersuchung der Permeabilität nur am Institut für Bohrtechnik und Fluidbergbau der TU Bergakademie Freiberg erfolgen kann.

4.5 Gegenüberstellung der Messverfahren

Grundsätzlich sind Messverfahren zur Bestimmung der Gas-/Luftpermeabilität von Beton in zwei Kategorien einzuordnen: In-situ- und die Labormessverfahren. Die In-

situ-Messverfahren bestimmen hauptsächlich die Permeabilität der Betondeckung und können in zwei Untergruppen unterteilt werden, nämlich invasive und nichtinvasive Messverfahren (Oberflächenmessverfahren).

Das Versuchsprinzip ist bei allen vorgestellten Messverfahren identisch, die Gaspermeabilität wird auf Basis der zeitlichen Druckänderung in einer Prüfkammer bestimmt. Eine Druckdifferenz kann entweder mit Überdruck (mit einer Druckflasche) oder mit Unterdruck (mit einer Vakuumpumpe) erzeugt werden. Die Geschwindigkeit der Druckänderung hängt von der Durchlässigkeit des geprüften Betons ab, sodass sich bei einem durchlässigeren Beton schneller eine Angleichung der Druckdifferenz ergibt. Grundsätzlich gilt, dass der Überdeckungsбетон mit höherer Gaspermeabilität eine schlechtere Qualität bezüglich der Dauerhaftigkeit aufweist als der Kernbeton. Jedoch können Betone mit geringer Qualität bei hohem Feuchtegehalt eine irreführend niedrige Gaspermeabilität zeigen. Aufgrund der teilweisen Sättigung der Kapillarporen sind die Permeabilitätswerte vor Ort In-situ üblicherweise niedriger als die mit Labormessverfahren ermittelten Werte. Zusätzliche Messungen der Betonfeuchte und -sättigung können die Interpretation der mit In-situ-Messverfahren erhaltenen Permeabilitätsdaten verbessern (Paulini 2010). Darüber hinaus wird insbesondere bei witterungsungeschützten Betonen eine Erwärmung der Betonoberfläche zur Verringerung des Sättigungsgrads vor der Messung vorgesehen (vgl. Torrent u. Luco 2007). Auf Basis der vorangehenden kritischen Analyse der dargestellten Verfahren sind die wesentlichen Vor- und Nachteile in Tab. 4.6 zusammenfassend gegenübergestellt. Da generell die In-situ-Messverfahren sowohl am Bauwerk als auch am im Labor hergestellten Prüfkörper angewandt werden können, werden diese gegenüber den Labormessverfahren bevorzugt.

Tab. 4.6: Vor- und Nachteile der analysierten Messverfahren

Methode	Vorteile (+)	Nachteile (-)
Figg	In-situ große Messtiefe hohe Wiederholgenauigkeit schnelle Versuchsdurchführung (2 bis 15 min pro Loch) niedrige Kosten für die Ausrüstung leichte Anwendung	invasiv gewisser Schadensgrad des Überdeckungsbetons mögliche Entstehung von Mikrorissen zeitlicher Aufwand des Bohrvorgangs Beschränkung der Messung auf die Betonrandzone Einfluss des Feuchtegehaltes auf die Ergebnisse
Reinhardt- Mijnsbergen- Croes	siehe Figg ¹	siehe Figg ¹ grobe Betonqualifizierung

Methoden	Vorteile (+)	Nachteile (-)
Autoclam	<p>siehe Figg¹</p> <p>eine Messung je Prüfstelle</p> <p>gute Korrelation mit der Karbonatisierungstiefe</p>	<p>Leichter Schaden am Beton durch die Schraubenbefestigung</p> <p>großer Einfluss der Feuchte von Überdeckungsbeton</p> <p>Beschränkung auf Oberflächenbetone (erste Millimeter)</p> <p>undefinierte Durchflussgeometrie</p>
Schönlin	<p>In-situ- und Labormessverfahren</p> <p>nicht-invasiv</p> <p>leichter Umbau zwischen den Messungen</p>	<p>Feuchtegehalt beeinflusst die Ergebnisse</p> <p>Beschränkung der Permeabilität auf die Betonrandzone</p> <p>undefinierter Luftstrom bei einer In-situ-Messung</p> <p>kritischer Kontakt zwischen der Vakuumkammer und dem Prüfkörper</p>
Torrent	<p>In-situ</p> <p>nicht-invasiv</p> <p>schnelle Versuchsdurchführung (6 min)</p> <p>Feuchtigkeitskorrektur</p> <p>feine Betonqualifizierung (k-Werte von 10^{-14} bis 10^{-19} m^2)</p>	<p>Beschränkung auf Überdeckungsbetone</p> <p>undefinierter Einflussbereich der Bauwerksdicke</p>
Guth und Zia	<p>In-situ</p> <p>Überbrücken von Mikrorissen und rauen Oberflächen durch Epoxidharz</p>	<p>Oberflächenschaden durch Epoxybeschichtung</p> <p>Lange Prüfdauer (Epoxidaushärtung + Messung 90 min)</p> <p>Eignung nur für waagerechte Oberflächen</p> <p>grobe Betonqualifizierung</p> <p>hohe untere Grenze der Permeabilität</p>

Methode	Vorteile (+)	Nachteile (-)
Cembureau	Betrachtung der gesamten Probendicke hohe Wiederholgenauigkeit definierter Luftstrom durch die seitliche Abdichtung genormtes Messverfahren	Beschränkung auf Labormessungen für dichtere Betone zeit- und kostenaufwändig hoher Personalaufwand keine digitale Aufzeichnung
Häfner	Permeabilitäten bis 10^{-22} m^2 Auswertung über Lösung von Differenzialgleichung (hohe Genauigkeit) genormtes Messverfahren	nicht auf dem Markt erhältlich

¹gleiche Vor- bzw. Nachteile des Messverfahrens nach Figg

4.6 Zwischenfazit

Das Hauptziel der vorgenommenen Analyse ist, ein passendes Messverfahren zur Bestimmung der Gaspermeabilität Ultrahochleistungsbeton zu finden. In Tab. 4.6 werden die jeweiligen Vor- und Nachteile der einzelnen Messverfahren gegenübergestellt.

Obwohl die In-situ-Messverfahren die Permeabilität des Betons vor Ort ermitteln können, werden diese für die Untersuchung von Hochleistungsbeton aufgrund der folgenden nicht definierten Parameter: Feuchtegehalt, Durchflussgeometrie und Eindringtiefe nicht weiterverfolgt. Das von Torrent entwickelte Verfahren als Labormessverfahren wurde aufgrund der unbekanntenen Einwirkungstiefe ausgeschlossen. Alle Messverfahren mit grober Betonklassifizierung sind für die Untersuchung von Hochleistungsbeton aufgrund der geringen Permeabilität nicht geeignet.

Zwar ist das Cembureau-Messverfahren ein zerstörungsfreies Messverfahren, die Voruntersuchungen zeigten jedoch, dass es für eine Gaspermeabilität kleiner als 10^{-19} m^2 wegen der erheblichen Streuung der Ergebnisse und des Zeitaufwands nicht geeignet ist.

Das Mehrkammerverfahren nach Häfner ist das einzige Messverfahren, welches aufgrund seiner unteren Messgrenze von kleiner als 10^{-22} m^2 die Voraussetzung für die angestrebten Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit erfüllt. Da dieses Messverfahren jedoch nicht auf dem Markt erhältlich ist, wäre die Versuchsdurchführung nur am Institut für Bohrtechnik und Fluidbergbau der TU Bergakademie Freiberg möglich. Aufgrund der allgemeinen Anwendbarkeit und um ein umfangreiches Versuchsprogramm abzubilden, wurde auf eine Versuchsdurchführung mit diesem Messverfahren verzichtet.

Zusammenfassend ergibt sich aus der vorgenommenen Analyse, dass die Entwicklung eines neuen Messverfahrens zur Permeabilitätsmessungen von dichten

Ultrahochleistungsbeton erforderlich ist. Dies erfolgte am Fachgebiet Massivbau der Technischen Universität Kaiserslautern und wird im folgenden Kapitel ausführlich beschrieben.

5 Neues Luftpermeabilitätsmessverfahren

5.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird das im Rahmen dieser Arbeit am Fachgebiet Massivbau der Technischen Universität Kaiserslautern neu entwickelte Labormessverfahren zur Luftpermeabilitätsmessung an UHPC-Prüfkörpern unter Vakuum vorgestellt. Zunächst werden die Anforderungen an das neue Messverfahren erläutert und in Abs. 5.2 die Überlegungen zu dem Messprinzip und zu der Form der untersuchten Proben dargestellt. Abs. 5.3 beschreibt die Komponenten der Messapparatur und ihre Eigenschaften. Anschließend wird in Abs. 5.4, aufbauend auf den in Kapitel 3 vorgestellten physikalischen Grundlagen, die zur Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten verwendete Gleichung hergeleitet. Darüber hinaus werden in Abs. 5.5 die untersuchten Kriterien zur Validierung des neuen Messverfahrens und die damit gewonnenen versuchstechnischen Erkenntnisse beschrieben. Abs. 5.6 veranschaulicht mit einem Berechnungsbeispiel die Vorgehensweise zur Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten von UHPC. Schließlich erfolgt in Abs. 5.7 ein Vergleich dieses Messverfahrens mit dem Cembureau-Messverfahren. Bei der Entwicklung des Messverfahrens wurden dabei folgende Anforderungen gestellt:

- Prüfung mittels eines vordefinierten unidirektionalen Luftstroms, zur Sicherstellung einer präzisen Auswertung der Ergebnisse.
- Eignung zur Untersuchung der Permeabilität von Betonen mit niedriger Durchlässigkeit wie UHPC.
- Hohe Präzision, insbesondere bei Drücken von unter 10 mbar, zur Gewährleistung der Prüfbarkeit von UHPC zur Anwendung im VIP.
- Keine mechanische Befestigung oder Kleben des Prüfkörpers am Messstand, um einen leichten Umbau und ein Wiederverwenden der Probe zu ermöglichen.
- Reproduzierbare Ergebnisse und ein zerstörungsfreies Messverfahren.

5.2 Messkonzept und Prüfkörper

Mit Bildung einer Vakuumkammer innerhalb des Betonprüfkörpers im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen nicht invasiven In-situ-Messverfahren (vgl. Abs. 4.3) kann der von der Luft durchströmte Weg vordefiniert werden. Dies setzt die Anwendung von Betonhohlkörpern wie z. B. Hohlzylinder, Kugel- oder Halbkugelschalen voraus.

Im Jahr 1657 führte der deutsche Physiker und Erfinder *Otto von Guericke* sein bekanntes Experiment „Magdeburger Halbkugeln“ durch, womit er die Wirkung des atmosphärischen Drucks demonstrierte. Anbei wurden zwei Halbkugelschalen aus Kupfer mit einem Durchmesser von etwa 42 cm und einem dazwischen liegendem Lederstreifen zur Bildung einer Kugel aneinandergelegt. Anschließend wurde der damit entstandene Hohlraum mit einer von ihm erfundenen Kolbenpumpe evakuiert. Infolge des Außendrucks der Umgebungsluft wurden die zwei Halbkugeln zusammengedrückt. In einer Demonstration wurde gezeigt, dass 16 Pferde es nicht schafften, die Halbkugeln auseinander zu ziehen. Eine Trennung der zwei Halbkugeln erfolgte erst durch Einlassen der Umgebungsluft in die Kugel mithilfe eines Absperrventils (vgl. *Krafft 1996* und *Vollmer 2002*).

Inspiziert von diesem Experiment wurden für das im Rahmen der vorliegenden Arbeit neu entwickelte Messverfahren Halbkugelschalen aus UHPC als Prüfkörper festgelegt. Diese Prüfkörperform bietet die größte sensitive Oberfläche bei geringstem Volumen im Vergleich zu anderen Formen. Zudem ist der Druck auf den zugrunde liegenden Prüfkörper sehr homogen gegenüber z. B. einer runden Scheibe verteilt. Das Messprinzip des neu entwickelten Messverfahrens besteht darin, die zeitliche Druckänderung im Innenvolumen des evakuierten Prüfkörpers mit einem hochauflösendem Drucksensor zu erfassen und mithilfe elektronischer Datenverarbeitung zu speichern. Anhand des kontinuierlich aufgezeichneten Druckanstiegs kann der Gasfluss Q und damit der Permeabilitätskoeffizient k bestimmt werden.

Die meisten in Kapitel 4 vorgestellten Labormessverfahren zur Untersuchung der Permeabilität von Normalbeton betrachten Betonscheiben mit einer Dicke von 50 mm als geeignete Prüfkörper. Diese Formauswahl ermöglicht eine eindimensionale, räumlich homogene Gasdurchströmung. Durch die Auswahl dieser Probendicke soll die aufgrund der unvermeidbaren Inhomogenität des Betons große Streuung der Ergebnisse verringert werden. Das verwendete Größtkorn der Betonmischung für die Permeabilitätsmessung im Labor wird auf 16 mm begrenzt (vgl. *DAFStb Heft 422*). Außerdem wird die Permeabilität weitgehend als Kennwert zur Prüfung der Qualität von Überdeckungsbeton herangezogen, weswegen eine Dicke von 50 mm eine praxisrelevante Größe darstellt.

Im Gegensatz zu herkömmlichem Beton könnte bei der Prüfung von UHPC, aufgrund der feinen Gesteinskörnung und der hohen Packungsdichte, die große Streuung der Permeabilitätsmessungen bereits bei viel dünneren Betondicken als bei Normalbeton vermindert werden. Zudem ist bei geringer Prüfkörperdicke eine realisierbare deutlich kürzere Versuchsdauer als bei den bekannten Methoden bei dichten Betonen erreichbar (siehe hierfür Abs. 4.4.1). Eine Reduzierung der Probendicke ermöglicht darüber hinaus die direkte Überprüfung der Eignung von UHPC zur Anwendung im Bereich von VIP. Wie in Abs. 2.6.3 erwähnt, können dünne UHPC-Schalen mit einer Dicke von nur 2-3 cm aufgrund ihrer hohen Gefügedichte in der Vakubäude-Konstruktion zielführend eingesetzt werden. Aus diesen Gründen empfiehlt sich die Reduzierung der Probendicke für die Durchführung der Permeabilitätsmessungen von UHPC.

Im Rahmen von Vorversuchen wurde das neue Messverfahren validiert und optimiert. Die Optimierung umfasste den Versuchsaufbau, die Dichtigkeit der Apparatur und die Prüfkörperform. Für die ersten Vorversuche wurden als Prüfkörper zwei Halbkugelschalen mit Epoxidharz aneinandergelinkt, sodass sie eine Kugel bildeten. Ein Loch wurde in einer der beiden Halbkugelschalen gebohrt und ein Vakuumflansch zum Anschließen an eine Vakuumpumpe mittels Klebstoffes fixiert. Im Laufe der Vorversuche konnte der Versuchsaufbau optimiert werden, so dass nur noch eine einzige Halbkugelschale ohne jeglichen Bohr- und Klebvorgang zur Permeabilitätsmessung erforderlich war, ohne Einfluss auf die Ergebnisse. Mithilfe eines Silikonrings konnte die Halbkugelschale auf eine mit einem Vakuumflansch versehene Aluminiumplatte aufgelegt und an die Vakuumpumpe angeschlossen werden.

Mit den im Prüflabor zur Verfügung stehenden Mitteln war es technisch nicht möglich, eigene Hohlkugelschalungen herzustellen. Mit den ausgewählten marktverfügbaren Schalungen wurde für die Halbkugelschalen ein Außendurchmesser von 19,5 cm und einen Innendurchmesser von 15 cm gewählt. Dies ergab eine Wandstärke von ca. 2,25 cm (siehe Abb. 5.1). Die ausgewählten Probekörperabmessungen ergeben ein für die vorhandene Pumpenleistung angemessenes Volumen. Zudem bietet die ausgewählte Prüfkörperdicke eine gute Vergleichbarkeit mit der später gebauten VIP als dünne UHPC-Schale.

Damit eine exakte Herstellung dieser relativ dünnen Prüfkörper sichergestellt werden konnte, mussten die verwendeten UHPC-Mischungen eine feine Gesteinskörnung und eine hohe Fließfähigkeit aufweisen. Nach *Paulini u. Nasution 2007* ist der Einfluss der Probekörperdicke bei Betonen mit einem w/z -Werten von $< 0,25$ vernachlässigbar.

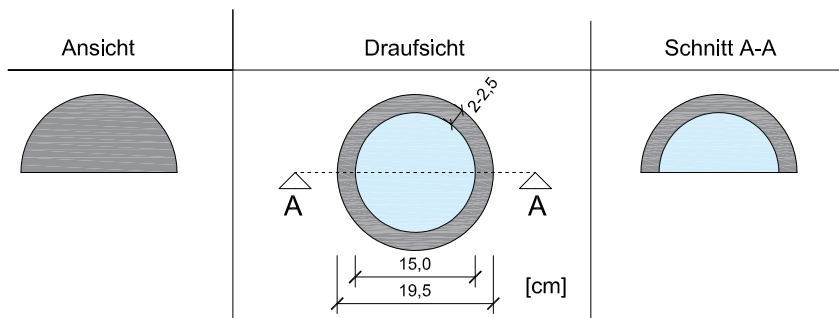
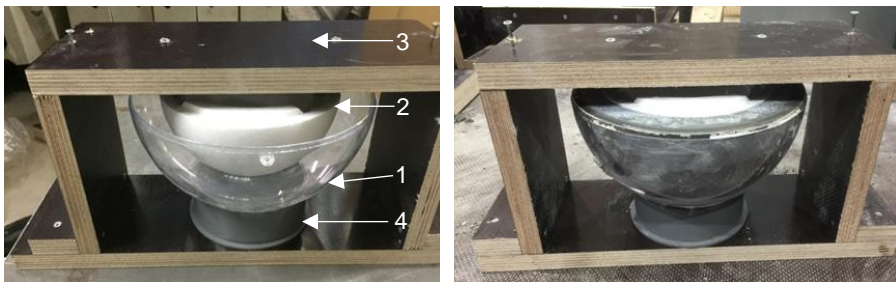


Abb. 5.1: Abmessung der Halbkugelschale

Die Herstellung der zur Permeabilitätsmessung verwendeten Betonprüfkörper erfolgte mithilfe der in Abb. 5.2 dargestellten Schalung.



1: Plexiglasschale, 2: Styroporschale, 3: Holzkonstruktion, 4: PVC-Rohrstück

Abb. 5.2: Links: verwendete Schalung; rechts: Prüfkörper in Schalung

Als äußere Schalung wurde eine Plexiglasschale verwendet, um eine glatte Betonoberfläche und ein leichtes Ausschalen zu gewährleisten. Da eine Ausschälung ohne Zerstörung der inneren Schalung technisch nicht möglich war, wurde die kostengünstigere Variante der Styroporschale gewählt. Diese ermöglichte außerdem eine flexible Befestigung und Zentrierung an der Holzkonstruktion. Zur Gewährleistung der Herstellung vergleichbarer Prüfkörper wurden folgende Vorbereitungsschritte ausgeführt: Die Plexiglasschale wurde auf ein PVC-Rohrstück mittig geklebt, welches

in der Mitte der unteren Holzstrebe befestigt war. Vor Befestigung der inneren Schalung an die Holzkonstruktion wurde deren Abstand zu der äußeren Schalung an vier Stellen mithilfe von Abstandshalterungen überprüft. Nach der Sicherstellung einer gleichmäßigen Prüfkörperdicke wurde die Styroporschale an der oberen Holzstrebe mittig befestigt.

Nachdem der Mischvorgang abgeschlossen war, wurde der Beton bis zur Hälfte der Plexiglasschale eingegossen. Im Anschluss wurde die an der oberen Holzkonstruktion befestigte Styroporschale langsam in den Frischbeton eingedrückt, bis der Beton bündig mit der äußeren Schale war. Die vier Abstandshalterungen sorgten dafür, dass die Styroporschale mittig eingedrückt war. Die obere Holzstrebe wurde anhand der dafür vorgebohrten Löcher an den restlichen Teil der Holzkonstruktion befestigt. Am nächsten Tag wurden die Prüfkörper ausgeschalt und die Styroporschale entfernt, wodurch der zu evakuierende Hohlraum sichergestellt wurde. Nach Reinigung der äußeren Schalungen und Verwendung von neuen Styroporschalen konnten die gleichen Konstruktionen für mehrere Betonagen eingesetzt werden.

5.3 Versuchsaufbau

Im Rahmen von Vorversuchen wurde der für die Permeabilitätsmessungen an UHPC-Prüfkörpern zu verwendende Versuchsaufbau konzipiert (siehe Abb. 5.3). Neben der Silikonschicht und der Auflageplatte aus Aluminium besteht der Prüfstand aus zwei Absperrventilen, einer Vakuumpumpe und einem präzisen Druckmesssensor mit einem Anschluss an ein Anzeigergerät und an den Laptop.

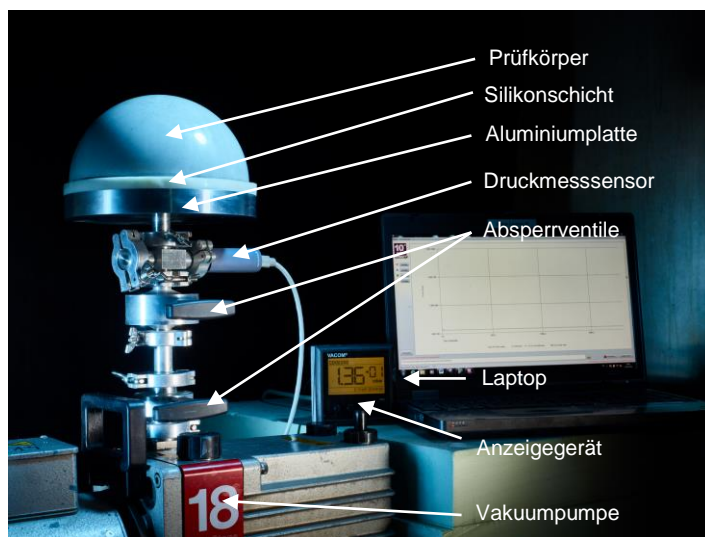


Abb. 5.3: Prüfstand der Permeabilitätsmessung an der TU Kaiserslautern

Die zu prüfenden Betonhalbkugeln werden auf eine an einer Vakuumpumpe angeschlossenen Auflageplatte gesetzt. Die dazwischen liegende Silikonschicht sorgt für ein dichtes Anliegen der Halbkugelschale und gleicht deren Unebenheiten aus. Die Aluminiumplatte ist mit einem Vakuumflansch (KF 16) versehen, um an die Vakuumpumpe angeschlossen zu werden. Darüber hinaus ist die Aluminiumplatte mit

nutähnlichen Vertiefungen versehen, um eine bessere Haftung mit dem gegossenen Silikon zu gewährleisten. Sowohl die Platte als auch der Vakuumflansch sind aus demselben Rundmaterial gefertigt, sodass die Verbindung möglichst luftdicht ist. Mithilfe der Vakuumpumpe wird das Innenvolumen der Halbkugelschale evakuiert. Nach dem Schließen der Absperrventile wird der zeitliche Druckverlauf in der Betonhalbkugel mithilfe des präzisen Druckmessensors gemessen und mit dem Anzeigegerät am Laptop aufgezeichnet. Zum Erreichen einer hohen Dichtheit werden nur genormte Vakuumbauteile aus Edelstahl oder Aluminium mit niedrigen Leckraten verwendet. Die zwei Absperrventile haben eine Dichtheit von $< 10^{-9}$ mbar·l/s. Ferner erfolgen alle Anschlüsse dieses Systems mit dehnbaren Zentrierringen und passenden Spannketten.

Durch die Wahl einer geeigneten Vakuumpumpe mit hohem Saugvermögen, präziser Messsensoren sowie dichten Anbauteilen können niedrige Drücke (Unterdrücke) erreicht und aufgezeichnet werden. Infolge des Evakuierens wird die Halbkugelschale von dem Atmosphärendruck an die Aluminiumplatte gedrückt, womit spezielle Vorrichtungen zur Befestigung des Prüfkörpers entfallen. Zudem ist der Umbau zwischen den Versuchen zügig und unkompliziert. Dieses Messverfahren bezieht sich bedingt durch die Prüfkörperform auf Laboruntersuchungen und kann daher nicht für In-situ-Messverfahren angewendet werden. Aufgrund des Messprinzips beschränkt sich dieses Verfahren auf einen maximalen Druckunterschied von 1 bar unter dem Atmosphärendruck und ohne zusätzliche Maßnahmen. Angaben zu den einzelnen Komponenten und zu der verwendeten Messtechnik sind in Tab. 5.1 zusammengestellt. Das Messprinzip des neu entwickelten Messverfahrens ist zudem in Abb. 5.4 schematisch dargestellt.

Tab. 5.1: Zusammenstellung der verwendeten Komponenten

Komponente	Produktname/Hersteller	Beschreibung
Vakuumpumpe	E1M18/ Edwards	einstufige mechanische Drehschieberpumpe, Endvakuum ohne Gasballast bis 0,02 mbar, maximales Saugvermögen von 20,5 m ³ /h
Druckmesssensor	10TORR25/Inficon	Membransensor mit Kleinflanschanschluss, Messbereich 6,7E-3 bis 13,3 mbar, Messgenauigkeit ±1%
Anzeigegerät	VMG/VACOM	Anzeige- und Betriebsgerät für Vakuumsensoren, Anzeigebereich: 0,1 bis 1.000 mbar
Aufzeichnungssoftware	VVD/VACOM	Mess- und Darstellungsprogramm VACOM-Messgeräte, bis zu vier Messkanälen, Zeitintervall 250 ms bis 15 s, Speicherung der Druckwerte mit der Zeit als Text-Datei

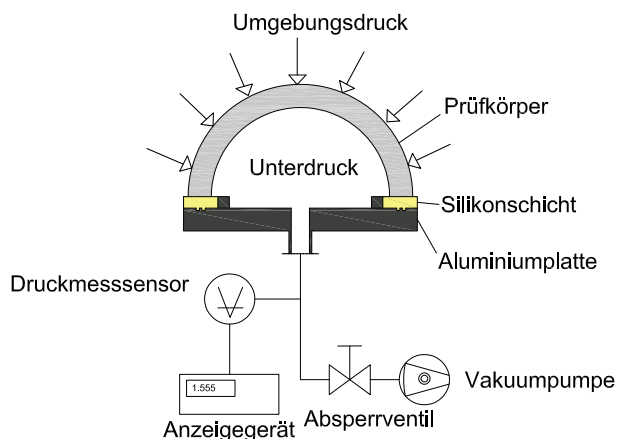


Abb. 5.4: Messprinzip des Messverfahrens an der TU Kaiserslautern

5.4 Auswertung der Permeabilitätsmessungen

Die physikalischen Grundlagen der Transportmechanismen in einem porösen Körper wurden in Abs. 3.1.3 ausgeführt. Darauf aufbauend wird in diesem Abschnitt die zur Auswertung der Permeabilitätsuntersuchungen verwendete Gleichung hergeleitet. Zur Vereinfachung werden für die Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k [m²] folgende Annahmen getroffen:

- Die Auswirkung des kapillaren Saugens ist vernachlässigbar gering.
- Lineare Druckabnahme über die Probendicke L .
- Proportionaler Zusammenhang zwischen der Durchflussrate und dem vorhandenen Druck.
- Konstante Viskosität und Temperatur der durchströmenden Luft während einer Messung.

Wie in Abs. 3.1.4 verdeutlicht, hängt die Strömungsart unmittelbar von der mittleren freien Weglänge λ [m] sowie dem Kanaldurchmesser d [m] ab, siehe Gl. (3.8). Letztgenannter wird bei porösen Feststoffen wie Beton durch den Porendurchmesser ersetzt. Das neu entwickelte Messverfahren umfasst einen Druckbereich zwischen ca. 0,1 bis 1.000 mbar. Da die mittlere freie Weglänge druckabhängig ist, ändert sie sich dementsprechend um den Faktor 10.000 (λ der Umgebungsluft bei 20 °C und 1.000 mbar beträgt ca. $5,9 \cdot 10^{-8}$ m, bei gleicher Temperatur und bei 0,1 mbar rund $5,9 \cdot 10^{-4}$ m). Die vom Gas durchströmten Porenradien schwanken ebenfalls um mehrere Zehnerpotenzen, sodass keine reine Strömungsart vorherrscht, sondern eine Mischströmung aus Kontinuum-, Knudsenströmung und molekularer Strömung vorhanden ist (vgl. Schönlin 1989). Demzufolge wird für die Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k die von der Strömungsart unabhängige Gl. (3.7) unter Betrachtung der Gaskompressibilität durch ihre dynamische Viskosität η [mbar·s] herangezogen:

$$k = \frac{p \cdot V}{t} \cdot \frac{\eta}{A} \cdot \frac{L}{p_E - p_A} \quad (5.1)$$

Im Folgenden finden das Gesetz von Darcy, die Kontinuitätsgleichung (Massenerhaltungssatz) sowie die allgemeine Gasgleichung Anwendung. Das Gesetz von Darcy verbindet den Volumenstrom \dot{V} [m³/s] eines Gases durch ein Material mit dessen Querschnittsfläche A [m²] und mit dem Druckgradienten $\text{grad } p$ [mbar/m]:

$$\frac{\dot{V}}{A} = - \frac{k}{\eta} \cdot \text{grad } p \quad (5.2)$$

Dabei bezeichnet k [m²] die absolute Durchlässigkeit des Materials (hier den Permeabilitätskoeffizienten). Die Kompressibilität des Gases wird mit der dynamischen Viskosität η [mbar·s] beschrieben. Das Minuszeichen in Gl. (5.2) kennzeichnet die Strömungsrichtung hin zum niedrigeren Druck. Unter der Annahme, dass keine Bindung zwischen dem Gas und dem durchströmten Material entsteht, bleibt die Masse des Systems m_s [kg] konstant. Ebenso wird angenommen, dass die Massenströme am Eingang und Ausgang des Festkörpers \dot{m}_E und \dot{m}_A [kg/s] konstant sind (Massenerhaltungssatz). Dies wird wie folgt beschrieben:

$$\dot{m}_E = \dot{m}_A = \dot{m} \quad (5.3)$$

Der Massenstrom \dot{m} stellt die Ableitung der Masse m [kg] nach der Zeit t [s] dar, und wird als Kontinuitätsgleichung in Beziehung mit der Dichte ρ [kg/m³] und dem Volumen V [m³] gebracht:

$$\dot{m} = \frac{dm}{dt} = \frac{d(\rho \cdot V)}{dt} = V \cdot \frac{d\rho}{dt} + \rho \cdot \frac{dV}{dt} = V \cdot \dot{\rho} + \rho \cdot \dot{V} \quad (5.4)$$

Einsetzen von Gl. (5.4) in (5.3) ergibt:

$$\dot{V}_E \cdot \rho_E + V_E \cdot \dot{\rho}_E = \dot{V}_A \cdot \rho_A + V_A \cdot \dot{\rho}_A \quad (5.5)$$

Das Gasgesetz beschreibt die Beziehung zwischen Dichte ρ [kg/m³], Druck p [mbar] und Temperatur eines Gases folgendermaßen:

$$\rho(p) = \rho_0 \cdot \frac{p \cdot T_0}{p_0 \cdot T} \quad (5.6)$$

In Gl. (5.6) wird verdeutlicht, dass sich die Gasdichte mit Änderung des zugehörigen Drucks ändert, wobei sich der Index 0 in der Gleichung auf Normbedingungen ($p_0 = 1013$ mbar und $T_0 = 20$ °C bzw. 293 K) bezieht.

Wie in Abs. 3.1.3.4 definiert wurde, ruft ein Druckgefälle in einem porösen Körper einen Permeationsvorgang hervor. Bei dem neu entwickelten Messverfahren wird infolge des Evakuierens der Halbkugelschale mit der Vakuumpumpe eine solche Druckdifferenz erzeugt. Außerhalb des Prüfkörpers herrscht der Eingangsdruck p_E [mbar], während innerhalb der Ausgangsdruck p_A [mbar] vorhanden ist (siehe Abb. 5.5). Unter Betrachtung der Randbedingungen des Messverfahrens lassen sich obige Gleichungen mit einigen Vereinfachungen zusammenfassen. Es wird angenommen, dass der Eingangsdruck während der gesamten Versuchsdauer konstant ist. Er entspricht bei diesem Verfahren dem Atmosphärendruck und wird zu $p_E = p_0 = 1.013$ mbar festgelegt. Es folgt daraus, dass sich die Luftdichte im Eingangsbereich nicht ändert und daher $\dot{\rho}_E = 0$ ist. Ebenso ist das ausgangsseitige Volumen (Innenvolumen der Halbkugelschale) V_A [m³] konstant und daher $\dot{V}_A = 0$.

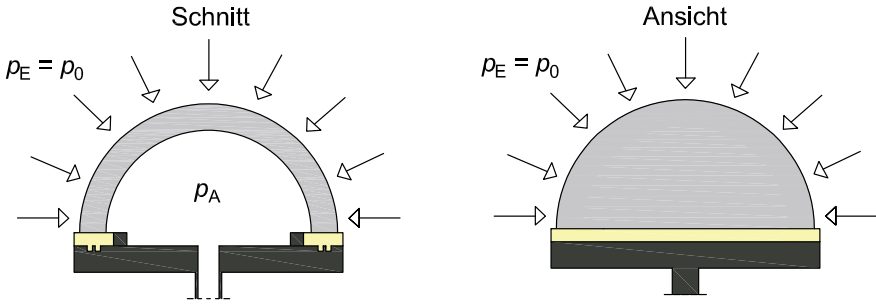


Abb. 5.5: Vorherrschende Drücke während einer Permeabilitätsmessung

Mit diesen Betrachtungen wird Gl. (5.5) zu:

$$\dot{m} = \dot{V}_E \cdot \rho_E = \dot{V}_0 \cdot \rho_0 = V_A \cdot \dot{\rho}_A \quad (5.7)$$

Die Dichteänderung $\dot{\rho}_A$ im inneren der Halbkugelschale ergibt sich unmittelbar aus der Änderung des Kammerdrucks \dot{p}_A und lässt sich bei gleicher Temperatur anhand Gl. (5.6) schreiben:

$$\dot{\rho}_A = \rho_0 \cdot \frac{\dot{p}_A}{p_0} \quad (5.8)$$

Einsetzen von Gl. (5.8) in Gl. (5.7) führt zu:

$$\dot{V}_0 \cdot \rho_0 = V_A \cdot \frac{\rho_0}{p_0} \cdot \dot{p}_A \quad (5.9)$$

Ersetzt man im Gesetz von Darcy Gl. (5.2) den Volumenstrom \dot{V} durch $\frac{\dot{m}}{\rho}$ so wird:

$$\frac{\dot{V}}{A} = \frac{\dot{m}}{A \cdot \rho} = \frac{\dot{V}_0 \cdot \rho_0}{A} \cdot \frac{p_0}{\rho_0 \cdot p} = \frac{V_A \cdot \dot{p}_A}{A \cdot p} = -\frac{k}{\eta} \cdot \text{grad } p \quad (5.10)$$

Umgestellt nach dem Permeabilitätskoeffizienten k liefert:

$$k = -\frac{V_A \cdot \dot{p}_A \cdot \eta}{A \cdot p \cdot \text{grad } p} \quad (5.11)$$

Aus der Annahme einer linearen Druckänderung über die Probendicke L folgt $p = 0,5 \cdot (p_E + p_A)$ und $\text{grad } p = \frac{\Delta p}{L} = \frac{1}{L} \cdot (p_E - p_A)$.

Durch die Ermittlung der Zeit am Anfang und am Ende eines Versuchs mit dem dazugehörigen Druck lässt sich \dot{p}_A [mbar/s] ermitteln. Durch Einfügen dieser Beziehungen in Gl. (5.11) erhält man Gl (5.12) wie folgt:

$$k = \frac{2 \cdot V_A \cdot (p_1 - p_0) \cdot \eta \cdot L}{(t_1 - t_0) \cdot A \cdot (p_E^2 - p_A^2)} \quad (5.12)$$

Das Produkt $\frac{(\rho_1 - \rho_0) \cdot V_A}{(t_1 - t_0)}$ kann in Gl. (5.12) durch die Durchflussrate Q_{Perm} [mbar·m³/s] ersetzt werden. Die für die Auswertung der Permeabilitätsuntersuchungen verwendete Gleichung wird somit wie folgt beschrieben:

$$k = \frac{2 \cdot Q_{\text{Perm}} \cdot \eta \cdot L}{A \cdot (p_E^2 - p_A^2)} \quad (5.13)$$

Dabei ist:

k	Permeabilitätskoeffizient in m ²
p_1, p_0	Druck am Anfang und am Ende der Messung in mbar
$t_1 - t_0$	Versuchsdauer in s
V_A	Innenvolumen der Halbkugelschale in m ³
L	Dicke der Halbkugelschale in m
η	dynamische Zähigkeit (Viskosität) des Gases (hier Luft) in mbar·s
A	durchströmte Querschnittsfläche der Halbkugelschale in m ²
p_E, p_A	Atmosphärendruck und Ausgangsdruck in mbar
Q_{Perm}	Durchflussrate in mbar·m ³ /s

Die zwei Größen Q_{Perm} und p_A (Gl. 5.13) sind unbekannt und werden während einer Messung bestimmt. Alle anderen Größen sind anhand der Prüfkörpergeometrie und der Randbedingungen vordefiniert. Ein ausführliches Beispiel zur Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k ist in Abs. 5.6 präsentiert.

5.5 Einflussfaktoren auf das Messverfahren

Die maßgebenden aus einer Reihe von Vorversuchen untersuchten Einflussfaktoren auf das Messverfahren werden in diesem Abschnitt vorgestellt. Diese Vorversuche umfassten u. a. die Festlegung des für die Messung passenden Druckbereichs, den Einfluss der Versuchswiederholung sowie die Ermittlung der vom Messaufbau abhängigen Leckraten. Aufbauend auf den Ergebnissen der Vorversuche wurde ein einheitlicher Messvorgang für die Permeabilitätsmessungen entwickelt.

5.5.1 Definierter Druckbereich

Im Rahmen der Validierung wurde zuerst der für die späteren Permeabilitätsmessungen geeignete Druckbereich festgelegt. Zur Untersuchung der Tauglichkeit von UHPC zum Einsatz im Bereich der VIPs soll seine Luftpermeabilität in einem Druckbereich ermittelt werden, bei dem die Wärmeleitfähigkeit des Füllmaterials am niedrigsten ist (siehe Abb. 2.12). Abhängig von dem Messbereich des verwendeten Druckmessensors wurde der maximale Absolutdruck zu 12 mbar festgelegt. Zur Festlegung der unteren Grenze des Druckbereichs sind folgende Begriffe aus der Vakuumtechnik zu berücksichtigen. Der niedrigste Totaldruck, der in einer Vakuumanlage mit einer vordefinierten Pumpenanordnung asymptotisch erreichbar

ist, wird als „Enddruck“ bezeichnet (vgl. *Eichmeier 1981*). Dieser Druck ist ein theoretischer Wert und wird heute durch den „Basisdruck“ ersetzt, welcher sich ohne Leck in der Prüfanlage und ohne Einströmung von Gasen nach einer gewissen Zeit bildet. Diese beträgt gemäß *DIN ISO 21360-1* 48 Stunden Ausheizen der Vakuumanlage und weiteren 48 Stunden Wartezeit (vgl. *Jousten 2018*). In den praktischen Anwendungen wird der minimal erreichbare Druck in Abhängigkeit von dem Saugvermögen der verwendeten Vakuumpumpe, vom Kammervolumen und von der Prüfkörpergröße definiert. Bei dem neu entwickelten Messverfahren konnte ein minimaler Druck von 0,2 mbar zielsicher und im Zeitraum zwischen 2 und 10 Minuten erreicht werden. Da die Auspumpzeit mit abnehmendem Druck proportional zunimmt, wurde nach ca. 26 Stunden weiterem Pumpenbetrieb ein niedrigster Druck von nur 0,185 mbar erzielt. Aufgrund des geringen Druckunterschieds bei deutlich längerer Auspumpzeit wurde die untere Grenze des Druckbereichs für die geplanten Permeabilitätsmessungen auf 0,2 mbar festgelegt. Nach dem Erreichen dieses Drucks kann das Absperrventil geschlossen und die Messung gestartet werden.

Es ist wichtig zu erwähnen, dass je Anwendungsbereich bzw. Zielsetzung andere Druckbereiche von Interesse sein können. Um beispielhaft niedrigere Drücke zu erreichen, müssten Pumpen mit höherem Saugvermögen eingesetzt werden. Für sonstige Anwendungsbereiche, wie z. B. die Untersuchung der Qualität von Überdeckungsbeton, wird die Luftpermeabilität mit anderen Messverfahren bei höheren Drücken (zwischen 10 und 50 mbar) bestimmt. Aus diesem Grund wurde im Rahmen der Vorversuche auch ein höherer Druckbereich untersucht. An der gleichen UHPC-Halbkugelschale wurden daher zwei Druckmesssensoren mit unterschiedlichen Messbereichen angeschlossen. Der erste Sensor (D1) umfasste einen Messbereich von 0,0066 bis 13 mbar, der zweite Sensor (D2) einen Bereich von 0,55 bis 1100 mbar. Während D1 einen niedrigsten Druck von 0,13 mbar zeigte, konnte mit D2 nur 1,85 mbar gemessen werden. Unter Betrachtung eines gleichen Druckbereichs zwischen 1,85 und 13 mbar, wurde mit D1 ein langsamerer Druckanstieg aufgezeichnet (siehe Abb. 5.6).

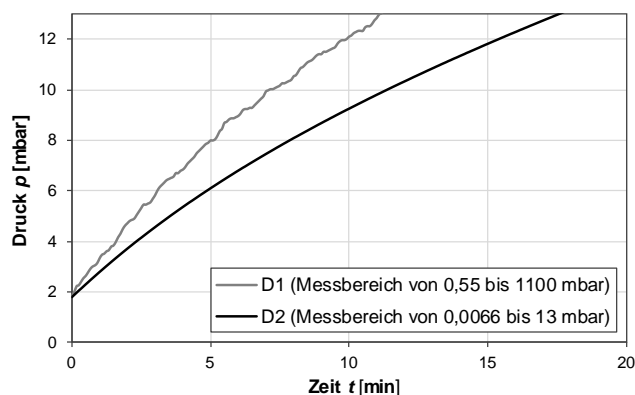


Abb. 5.6: Zeitlicher Druckanstieg gemessen mit zwei Druckmesssensoren (D) mit unterschiedlichen Messbereichen

Im Gegensatz dazu wurde bei einer Druckmessung bis 400 mbar mit D2 ein langsamerer Druckanstieg gemessen. Abb. 5.7 zeigt den mit D2 aufgezeichneten Druckverlauf.

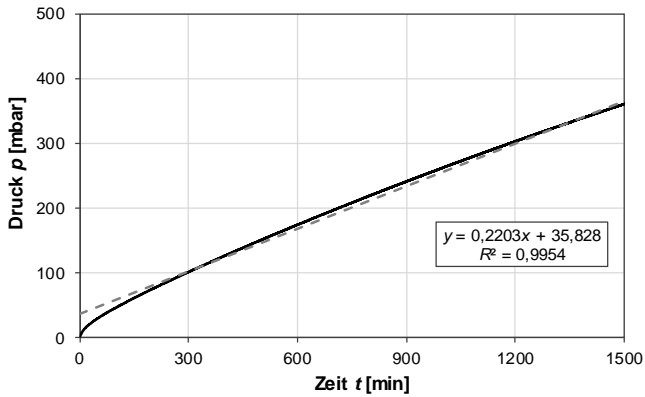


Abb. 5.7: Druckverlauf bis 400 mbar gemessen mit D2

Der steile Anstieg in Abb. 5.7 bei niedrigem Druckbereich kann damit erklärt werden, dass diese Drücke im unteren Messbereich des verwendeten Drucksensors liegen. Ab einem Druck von ca. 25 mbar verhält sich der Druckanstieg linear. Anzumerken ist, dass die zeitliche Druckänderung von der Prüfkörpergeometrie, von dem Druckbereich und von dem strömenden Fluid abhängt. Demzufolge wird bei den üblichen Permeabilitätsmessverfahren der Permeabilitätskoeffizient anstelle des Druckanstiegs verglichen, denn in die Gleichung zur Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten fließen die genannten Größen (Druckänderung, Prüfkörpergeometrie und Druckbereich) ein. Anhand Gl. (5.13) wurde der Permeabilitätskoeffizient für zwei Druckbereiche ermittelt. Bei dem ersten Druckbereich wurde ein maximaler Druck von 12 mbar (mit D1) für die Ermittlung von k [m²] betrachtet. Der zweite Druckbereich streckte sich auf 400 mbar. Die anhand von fünf Versuchen ermittelten Druckanstiege und Permeabilitätskoeffizienten sind im Mittelwert in Tab. 5.2 dargestellt.

Tab. 5.2: Vergleich der Permeabilitätskoeffizienten zwei Druckbereiche

		Druckbereich I	Druckbereich II
		bis 12 mbar	bis 400 mbar
Druckänderung pro Zeit $\Delta p/\Delta t$	[mbar/s]	$1,70 \cdot 10^{-7}$	$5,66 \cdot 10^{-8}$
Permeabilitätskoeffizient k	[m ²]	$2,94 \cdot 10^{-20}$	$1,16 \cdot 10^{-20}$
Versuchsdauer t	[h]	0,33 ¹	28,5 ²

¹Druckanstieg von 0,13 bis 12 mbar

²Druckanstieg von 1,85 bis 400 mbar

Bei Drücken bis 400 mbar ist ein um den Faktor 0,39 niedrigerer Permeabilitätskoeffizient erreichbar. Da bei den Permeabilitätsmessungen an Beton

große Streuung mit Variationskoeffizienten von über 50 % vorkommen können (siehe *Paulmann u. Rostasy 1989; Jacobs 2006*), spielt dieser Faktor eine untergeordnete Rolle. Die Permeabilitätskoeffizienten einer Versuchsserie im gleichen Druckbereich können sich um einen höheren Wert voneinander unterscheiden. Darüber hinaus ist der Unterschied der Versuchsdauer für die zwei Druckbereiche im Vergleich zu der erhaltenen Permeabilitätsverringeringung deutlich bemerkbar. Der Zeitunterschied kann bei dichteren Prüfkörpern noch größer sein. Mit fortschreitender Versuchsdauer wird der Druckverlauf leicht flacher (siehe Abb. 5.7). Dies führt zur Verringerung des ermittelten Permeabilitätskoeffizienten k , so dass dieser im kleineren Druckbereich stets auf der sicheren Seite liegt.

5.5.2 Versuchswiederholung

Als Validierungskriterium des Messverfahrens wurde der Einfluss der Versuchswiederholung an einem UHPC-Referenzkörper aus einer grobkörnigen Mischung (M2 in Abs. 6.3) untersucht. Zwar wird der Permeabilitätskoeffizient k [m²] in den meisten Messverfahren mit einem Versuch ermittelt, dennoch ist denkbar, dass die Anzahl der Versuchswiederholungen am gleichen Prüfkörper diesen Wert beeinflussen könnte.

Aus diesem Grund wurde eine Messung an einem Prüfkörper bis zu viermal durchgeführt. Nachdem die erste Messung abgeschlossen war, wurde die Vakuumpumpe angeschaltet und das Absperrventil erneut geöffnet. Ohne Belüftung des Prüfkörpers wurde dessen Innenvolumen evakuiert und der gleiche Vorgang wiederholt. Die Kurven des Druckanstiegs sowohl für die erste Messung „M“ als auch für die drei Wiederholungen „W“ sind in Abb. 5.8 dargestellt.

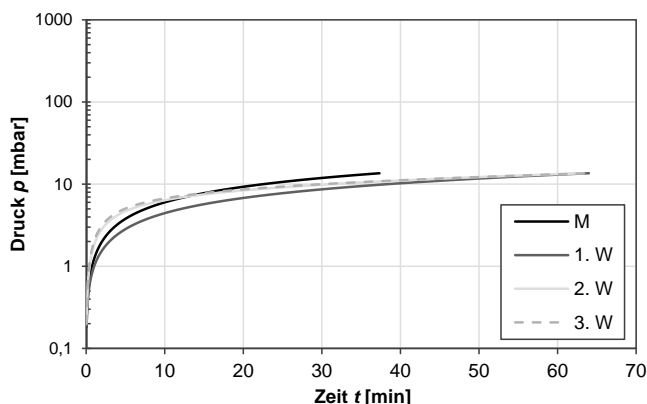


Abb. 5.8: Druckanstieg bei wiederholter Versuchsdurchführung

Abb. 5.8 veranschaulicht, dass der Druckverlauf bis zum maximalen Druck von 12 mbar bei einer Versuchswiederholung flacher wird. In Tab. 5.3 sind der Druckanstieg und der Permeabilitätskoeffizient der ersten Messung und der drei Wiederholungen aufgeführt.

Tab. 5.3: Zeitlicher Druckanstieg bei wiederholter Versuchsdurchführung

	Druckunterschied	Zeitunterschied	Druckunterschied pro Zeit	Permeabilität
	Δp^1	Δt^2	$\Delta p/\Delta t$	k
	[mbar]	[s]	[10^{-3} mbar/s]	[10^{-19} m ²]
M	2	472,81	4,23	6,45
1.W	2	825,31	2,42	3,70
2.W	2	1019,54	1,96	2,99
3.W	2	1080,11	1,85	2,82

¹betrachtet wurde der lineare Bereich zwischen 10 und 12 mbar

²zeitlicher Unterschied des betrachteten Druckbereichs

Infolge der ersten Wiederholung ergab sich ein um ca. 43 % langsamerer Druckanstieg. Mit der zweiten Wiederholung wurde eine weitere Verbesserung um rund 19 % erzielt. Die dritte Wiederholung ergab nur eine Verringerung des Druckanstiegs um 5 %. Der nach der dritten Wiederholung ermittelte Permeabilitätskoeffizient war um den Faktor 0,44 geringer als der nach dem ersten Versuch. Die niedriger werdende Durchlässigkeit bei wiederholter Versuchsdurchführung könnte mit einer durch die Wiederholung besseren Haftung zwischen dem Prüfkörper und der Aluminiumplatte begründet werden. Messverfahren mit ähnlichem Messprinzip ermitteln die Permeabilität mit einer einzigen Messung pro Prüfstelle (vgl. Schönlin 1989, Torrent u. Luco 2007). Es lässt sich dennoch vermuten, dass bei diesen Messverfahren ein ähnlicher Effekt der besseren Haftung (Vakuumkammer zu Betonoberfläche) vorkommen kann. Im Bereich der VIPs ist die Abspumpzeit wirtschaftlich von einem großen Interesse, sodass sich in dieser Arbeit trotz der Permeabilitätsverringering infolge der Versuchswiederholung für eine einzige Messung je Prüfkörper entschieden wurde. Aus diesem Grund liegen die Ergebnisse auf der sicheren Seite.

Im Rahmen der Vorversuche wurde ferner untersucht, ob andere Alternativen bestehen, die Zunahme der Haftung infolge der Versuchswiederholung und damit Verringerung der Permeabilität über Leck und Verluste zeitsparender zu simulieren. Während der Messung wurde z. B. bei eingeschalteter Pumpe das Absperrventil bei einem bestimmten Druck wieder geöffnet. Die vordefinierte untere Druckgrenze wurde damit wieder erreicht und das Absperrventil wurde danach erneut geschlossen. Es wurde festgestellt, dass die erforderliche Zeit zum Erreichen des vordefinierten Drucks infolge der Wiederholung zunahm. Diese Zunahme sank mit der Wiederholungsanzahl, sodass sie nach der vierten Wiederholung vernachlässigbar gering war. Zu Festlegung des Drucks, ab dem wiederevakuiert werden sollte, wurden drei Drücke (2, 1 und 0,5 mbar) untersucht. Der Verbesserungseffekt wurde in vergleichbaren Maßen bei den drei Drücken festgestellt. In Tab. 5.4 sind die Ergebnisse des mehrmaligen Evakuierens zusammengestellt, wobei das Wiederöffnen des Absperrventils bei einem Druck von 0,5 mbar erfolgte.

Tab. 5.4: Einfluss des mehrmaligen Evakuierens auf den Permeabilitätskoeffizienten k

	Versuchsnummer				
	1	2	3	4	5 ¹
	$t \text{ [min]}^2$				
Erste Messung	0,15	0,20	0,25	0,24	0,41
Erste Wiederholung	0,28	0,28	0,33	0,32	0,49
Zweite Wiederholung	0,35	0,32	0,40	0,39	0,55
Dritte Wiederholung	0,41	0,35	0,45	0,42	0,60
Vierte Wiederholung	0,41	0,36	0,46	0,43	0,62
$k_1 \text{ [} 10^{-19} \text{ m}^2\text{]}^3$	13,0	10,2	8,48	13,9	1,01
$k_2 \text{ [} 10^{-19} \text{ m}^2\text{]}^4$	5,87	7,05	4,34	3,01	0,353
Verringerungsfaktor	0,45	0,69	0,51	0,22	0,35

¹28 Tage Wasserlagerung (zur Sicherstellung, dass die Permeabilitätsverringerung auch bei dieser Lagerungsart vorhanden ist)

²für Druckanstieg von 0,2 bis 0,5 mbar

³nach der ersten Messung

⁴nach der vierten Wiederholung

Aus Tab. 5.4 lässt sich feststellen, dass der wassergelagerte Prüfkörper (siehe Abs. 6.2) längere Zeit zum Erreichen eines Drucks von 0,5 mbar benötigte als die unter Laborbedingungen gelagerten Prüfkörper, welches für eine geringe Durchlässigkeit infolge der Wasserlagerung spricht. In Abb. 5.9 ist der zeitliche Druckverlauf mit und ohne mehrmaliges Evakuieren an Versuchsnummer 2 aus Tab. 5.4 beispielsweise dargestellt, wobei die restlichen Druckverläufe in Anhang C dargestellt sind. Der Einfluss des mehrmaligen Evakuierens bei einem Druck von 0,5 mbar scheint mit dem der Versuchswiederholung vergleichbar zu sein. Dies bekräftigt die Vermutung, dass die Abnahme der Permeabilität infolge der verbesserten Haftung zwischen Beton und Silikon hervorgerufen wurde. Infolgedessen wird im Weiteren ein viermaliges Evakuieren bei 0,5 mbar im Messvorgang der geplanten Permeabilitätsmessungen durchgeführt.

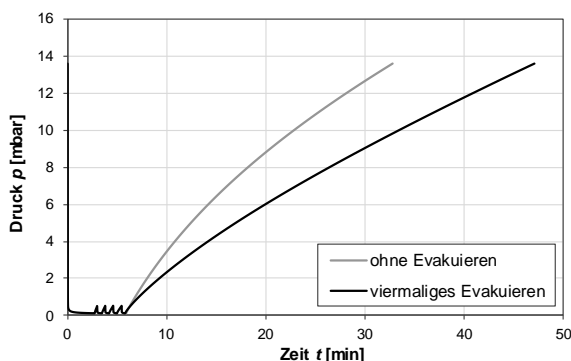


Abb. 5.9: Einfluss des viermaligen Evakuierens auf den zeitlichen Druckanstieg (V2)

5.5.3 Leckraten

Als Leck werden Undichtheiten am Messsystem bezeichnet, die zu unerwünschtem Druckanstieg führen sowie den minimal erreichbaren Druck beschränken (Vakubäude 2019). Keine Vakuumanlage ist absolut dicht, sondern sie besitzt abhängig von ihrem Aufbau und den verwendeten Materialien grundsätzlich Lecks. Die in einem Messsystem vorhandenen Lecks sollen so klein sein, dass der erforderliche Druckbereich zielsicher erreicht wird. Daraus folgt, dass die Anforderungen an die Dichtheit einer Vakuumanlage steigen, je niedriger der nötige Arbeitsdruck sein soll (vgl. Rottländer et al. 2016). Bei dem neu entwickelten Messverfahren steigt der Druck im inneren der Vakuumkanmer dementsprechend nicht nur durch die Luftpermeation in den Betonprüfkörpern, sondern auch durch die Undichtheiten der Vakuumanchlüsse oder durch die Kontaktstellen zwischen dem Betonprüfkörper und der Silikonschicht. Zum Validierungsprozess gehörte daher die qualitative Erfassung der in der Prüfanlage vorhandenen Undichtheiten. Um aussagekräftige Ergebnisse mit dem neuen Messverfahren zu erzielen, müssen die Leckraten soweit beschränkt werden, dass die Luftströmung überwiegend durch den untersuchten Prüfkörper erfolgt. Die im System vorhandenen Leckstellen sind in Abb. 5.10 dargestellt.



Abb. 5.10: Links: vorhandene Leckstellen im neuen Messverfahren; rechts: zylinderförmiger Referenzprüfkörper zur Erfassung der Leckrate des Kontakts Silikon-Prüfkörper

Trotz Verwendung von hochwertigen Vakuumanchlüssen und Elastomer-Ringen mit hoher Dichtheit sind vollkommen luftdichte Anschlüsse baupraktisch nicht realisierbar. Das Anliegen des Betonprüfkörpers auf der Silikonschicht ist ebenfalls nicht luftdicht und bildet ein zusätzliches Leck im Messverfahren. Nach der Herstellung verfügt die Silikonschicht über eine glatte und porenarme Oberfläche sowie über eine hohe Elastizität. Nach mehrmaliger Verwendung verliert sie ihre Eigenschaften infolge Alterns. Aus diesem Grund soll diese Schicht fortlaufend kontrolliert und regelmäßig erneut eingegossen werden. Darüber hinaus spielt die Betonsetzfläche eine wichtige Rolle zur Gewährleistung eines dichten Anliegens mit dem Silikon, daher wird sie vor der Permeabilitätsmessung abgeschliffen (siehe Abs. 6.7). Ein vorhandenes Leck zwischen der Silikonschicht und der Aluminiumplatte ist außerdem nicht auszuschließen. Durch das direkte Gießen des Silikons auf die Aluminiumplatten mit den vorhandenen nutähnlichen Vertiefungen und durch das Zusammendrücken infolge

des Evakuierens ist an dieser Stelle ein vergleichsweise geringes Leck zu erwarten, das vernachlässigt werden kann.

Die Leckrate Q_{Leck} [mbar·l/s] eines Systems mit bekanntem innerem Volumen V [m³] wird mit dem zeitlichen Druckanstieg $\Delta p/\Delta t$ [mbar/s] in diesem Volumen bezeichnet.

$$Q_{\text{Leck}} = \frac{\Delta p \cdot V}{\Delta t} \quad (5.14)$$

Eine Leckrate von $Q_{\text{Leck}} = 1$ mbar·l/s bedeutet, dass eine abgeschlossene evakuierte Vakuumkammer mit dem Volumen von 1 Liter einen Druckanstieg von 1 mbar in einer Sekunde erfährt. Die vorhandene Leckrate Q_{Leck} [mbar·l/s] in dem neuen Messverfahren wurde mithilfe eines Aluminiumzylinders ermittelt, welcher auf die Silikonschicht aufgelegt wurde. Dieser Hohlzylinder hatte das gleiche Volumen wie das einer zu prüfenden Halbkugelschale ($V_{\text{Aluminiumzylinder}} = V_{\text{Betonhalbkugel}}$). Die Luftpermeation durch den Aluminiumzylinder wurde aufgrund seiner hohen Dichtheit vernachlässigt. Daher wurde angenommen, dass der Druckanstieg in der Vakuumkammer durch die oben genannten Lecks hervorgerufen wurde. Anhand von fünf Versuchen mit jeweils viermaligem Evakuieren wurde die mittlere Leckrate unter Betrachtung des linearen Druckanstiegs zu $Q_{\text{Leck}} = 6,13 \cdot 10^{-5}$ mbar·l/s mit einem Variationskoeffizienten von 7,7 % ermittelt. Der Wert Q_{Leck} ist um den Faktor 100 bis 1000 kleiner als die Permeabilität der untersuchten Betone. Aus diesem Grund kann der Versuchsaufbau des neu entwickelten Messverfahrens als hinreichend dicht betrachtet werden.

Die aus einer Permeabilitätsmessung bestimmte Durchflussrate Q_{Messung} [mbar·l/s] beinhaltet sowohl Komponenten aus Leckrate Q_{Leck} als auch aus Luftpermeation durch den Betonprüfkörper Q_{Perm} . Zur Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten von UHPC k wird nur der Durchfluss aus Permeation Q_{Perm} betrachtet. Dies wird wie folgt berechnet:

$$Q_{\text{Perm}} = Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}} \quad (5.15)$$

5.5.4 Prüfkörperform

Im Validierungsprozess wurden auch die entstehenden Spannungen in der Halbkugelschale berechnet, um eine mögliche Rissentstehung infolge des Außendrucks während der Versuchsdurchführung auszuschließen.

Aus der Gleichgewichtsbedingung ergibt sich für jeden Schnitt senkrecht zur Kugeloberfläche eine Tangentialspannung gemäß Gl. (5.16):

$$\sigma_t = -p_a \cdot \frac{r_i}{2t} \quad (5.16)$$

Mit:

σ_t	Tangentialspannung unter Außendruck in N/mm ²
p_a	Außendruck in N/mm ²
r_i	Mittellinienradius der Halbkugelschale in mm
t	Wanddicke der Halbkugelschale in mm

Ausgehend von einem maximalen Druckunterschied zwischen Außen- und Innenseite der Halbkugelschale von $0,1013 \text{ N/mm}^2$ (Atmosphärendruck von 1013 mbar) lässt sich aus Gl. (5.16) folgende Spannung berechnen:

$$\sigma_t = -0,1013 \text{ N/mm}^2 \cdot \frac{86,25 \text{ mm}}{2 \cdot 22,5 \text{ mm}} = -0,194 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (5.17)$$

Das Minuszeichen deutet auf eine Druckspannung hin. Ein Vergleich der entstehenden Spannung mit der Betondruckfestigkeit von über 125 N/mm^2 zeigt, dass die Tangentialspannung vernachlässigbar gering ist. Bei den hier vorhandenen Halbkugelschalen als Prüfkörper werden die Lasten zudem im Wesentlichen durch Normalkräfte ohne Biegung und Querkräfte abgetragen. Alle Fasern eines Querschnitts werden gleichmäßig ausgenutzt und es herrscht der Membranzustand (vgl. *Hake u. Meskouris 2007*). Aus diesem Grund ist bei dieser Prüfkörperform keine Rissgefahr infolge Überschreitung der maximalen Betonzugfestigkeit zu erwarten.

Ein weiteres Kriterium zur Validierung des Messverfahrens war die Überprüfung, ob die entstehende Umfangsdehnung ε_t (hier Stauchung) zu einem möglichen Zusammenziehen der Poren und damit zu einer Verdichtung des Prüfkörpers führen könnte. Die Dehnung ε_t ergibt sich aus der Umfangsänderung zu:

$$\varepsilon_t = \frac{2\pi \cdot r - 2\pi (r - \Delta r)}{2\pi \cdot r} = \frac{\Delta r}{r} \quad (5.18)$$

Die Dehnung kann alternativ auch aus dem Quotienten der Tangentialspannung σ_t und dem E-Modul E_c berechnet werden:

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma_t}{E_c} \quad (5.19)$$

Aus Gl. (5.18) und (5.19) wird die Radiusänderung Δr wie folgt berechnet:

$$\Delta r = r \cdot \frac{\sigma_t}{E_c} = 86,25 \text{ mm} \cdot \frac{0,194 \text{ N/mm}^2}{40.000 \text{ N/mm}^2} = 0,00042 \text{ mm} \quad (5.20)$$

Die Radiusänderung der Halbkugelschale infolge des herrschenden Außendrucks ist ebenfalls vernachlässigbar gering und führt zu keiner zusätzlichen Abdichtung des Prüfkörpers.

Andere üblichen Labormessverfahren untersuchen die Permeabilität von Beton anhand von Scheiben als Prüfkörper. Diese Prüfkörperform bietet zahlreiche Vorteile: seitliche Abdichtung, unidirektionale Durchströmung und einfache Herstellung. Dennoch entstehen bei dieser Form im Gegensatz zu einer Halbkugelschale Zugspannungen, welche allerdings bei der üblichen Prüfkörperdicke von 5 cm nicht kritisch sind. Wie die Vorversuche allerdings zeigten, kann es bei der Untersuchung von UHPC-Scheiben aufgrund der geringen Permeabilität zu unrealistisch langen Versuchsdauern (über zwei Wochen je Messung) kommen, weswegen die Messung mit reduzierter Prüfkörperdicke zielführender sind. Zum gleichen Zweck wird bei derartigen Betonen außerdem ein höherer Gasdruck zur Ermittlung der Permeabilität angesetzt (vgl. *Vakubäude 2019, Scheydt 2014*). Mit der Reduzierung der Prüfkörperdicke und der Erhöhung des anstehenden Drucks steigt die Gefahr der

Rissbildung bei derartigen Prüfkörpern. Abb. 5.11 zeigt die Bildung mehrerer Risse in zwei Prüfkörpern mit reduzierter Dicke (1,5 cm) bei einem Druck von 8 bar.



Abb. 5.11: Durch erhöhten Druck gerissener Betonscheibe ($d = 1,5 \text{ cm}$) aus UHPC

Aus den erwähnten Ausführungen lässt sich feststellen, dass die gewählte Prüfkörperform keinen Verdichtungseffekt der Porenstruktur zeigt. Darüber hinaus ist diese Form im Vergleich mit anderen Prüfkörperformen wie z. B. Betonscheiben rissbeständiger.

5.6 Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k

In diesem Abschnitt wird ein Berechnungsbeispiel zur Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k anhand einer Permeabilitätsmessung mit dem neuen Messverfahren gegeben. Dafür wird die in Abs. 5.4 hergeleitete Gl. (5.13) verwendet.

Bekannte Größen zur Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten

Die untersuchte Halbkugelschale hat folgende Abmessungen:

Außendurchmesser d_a :	0,195 m
Innendurchmesser d_i :	0,150 m

Die Prüfkörperdicke beträgt $L = 0,0225 \text{ m}$. Der von der Luft durchströmte Prüfkörperquerschnitt wird anhand des mittleren Durchmessers d_M ermittelt, wobei

$$d_M = 0,5 \cdot (0,195 \text{ m} + 0,150 \text{ m}) = 0,1725 \text{ m} \quad (5.21)$$

Der durchströmte Querschnitt A lässt sich wie folgt berechnen:

$$A = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot d_M^2 = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot (0,1725 \text{ m})^2 \approx 0,04674 \text{ m}^2 \quad (5.22)$$

Der Eingangsdruck p_E wird dem mittleren Luftdruck nach der Immissionsstation in Kaiserslautern gleichgesetzt. Somit ergibt sich p_E zu 1.013 mbar, kleinere Druckänderungen werden dabei vernachlässigt. Die dynamische Viskosität der Luft bei Atmosphärendruck und Umgebungstemperatur von 20 °C wird mit $\eta_{\text{Luft}, 20^\circ\text{C}} = 1,84 \cdot 10^{-7} \text{ mbar} \cdot \text{s}$ angesetzt.

Zu ermittelnde Größen während der Permeabilitätsmessung

Nachdem die bekannten Größen zur Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten berechnet wurden, erfolgt für jede Permeabilitätsmessung und in Abhängigkeit von dem Prüfkörper die Bestimmung des Ausgangsdrucks p_A und der Durchflussrate Q_{Perm} . Nach viermaligem Evakuieren der Vakuumkammer bei einem Druck von 0,5 mbar wird das Absperrventil geschlossen und die Messung bis zum Erreichen eines Drucks von 12 mbar durchgeführt. Während der Messung wird die zeitliche Druckänderung in der Vakuumkammer mithilfe des Druckmessensors digital aufgezeichnet. Die Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k erfolgt gemäß Gl. (5.13), welche für stationäre Strömungen Anwendung findet. Diese Strömungen zeichnen sich dadurch aus, dass ihre Geschwindigkeit über die Zeit hinweg konstant bleibt. In der Praxis findet allerdings keine reine stationäre Strömung statt, daher wird nachfolgend vereinfachend ein Bereich mit näherungsweise konstantem Druckanstieg definiert und als Auswertebereich festgelegt. Dieser Bereich wird mit folgendem Vorgehen bestimmt: In einem ersten Schritt wird der Druckanstieg über die Zeit mit einer Messrate von 5 Sekunden für die gesamte Versuchsdauer grafisch (vgl. Abb. 5.12) dargestellt und die Messwerte durch eine stetige Funktion mit interpolierten Linien näherungsweise miteinander verbunden. Im Anschluss wird die Steigung m_p [mbar/min] für jede Druckmessung gegenüber dem Anfangsdruck berechnet ohne auf den genauen Kurvenverlauf der Funktion einzugehen. Danach wird zur eindeutigen Differenzierung die Steigung in Schritten von 1 mbar (m_1, m_2, \dots, m_{12}) abgelesen (vgl. Abb. 5.12).

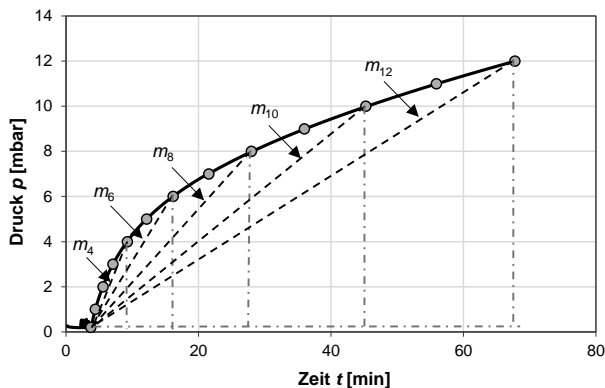


Abb. 5.12: Druckanstieg über die Zeit für ein Berechnungsbeispiel (die grauen Punkte repräsentieren die Messwerte bei Druckstufen von 1 mbar)

Im nächsten Schritt wird die prozentuale Änderung der Steigung zwischen zwei Druckstufen im Vergleich zu der Steigung bei einem Druck von 1 mbar (m_1) berechnet. Der vereinfachend angenommene näherungsweise konstante Druckanstieg über die Zeit wird definiert für den Bereich, bei dem die prozentuale Steigungsänderung zwischen zwei Druckstufen (z. B. zwischen 3 mbar und 4 mbar) einen Wert von 5 % der Anfangssteigung bei 1 mbar nicht überschreitet.

$$\Delta m_p = \frac{(m_p - m_{p+1})}{(m_1)} \leq 5 \% \quad (5.23)$$

In Tab. 5.5 sind die berechnete Steigungsänderung für die jeweilige Druckstufe zu finden.

Tab. 5.5: Ermittlung der prozentualen Steigungsänderung für den zeitlichen Druckanstieg

Druck p [mbar]	Zeit t [min]	Steigung m_p [mbar/min]	prozentuelle Steigungsänderung Δm_p [%]
0,2	3,75	-	-
1,0	4,42	1,19	$\Delta m_1 = (1,19 - 1,01)/1,19 = 15,13$
2,0	5,58	1,01	$\Delta m_2 = (1,01 - 0,84)/1,19 = 14,29$
3,0	7,08	0,84	$\Delta m_3 = (0,84 - 0,70)/1,19 = 11,76$
4,0	9,25	0,70	$\Delta m_4 = (0,70 - 0,57)/1,19 = 10,92$
5,0	12,17	0,57	$\Delta m_5 = (0,57 - 0,47)/1,19 = 8,40$
6,0	16,17	0,47	$\Delta m_6 = (0,47 - 0,38)/1,19 = 7,56$
7,0	21,55	0,38	$\Delta m_7 = (0,38 - 0,32)/1,19 = 5,04$
8,0	28,0	0,32	$\Delta m_8 = (0,32 - 0,27)/1,19 = 4,20$
9,0	36,0	0,27	$\Delta m_9 = (0,27 - 0,24)/1,19 = 2,52$
10,0	45,25	0,24	$\Delta m_{10} = (0,24 - 0,21)/1,19 = 2,52$
11,0	55,92	0,21	$\Delta m_{11} = (0,21 - 0,18)/1,19 = 2,52$
12,0	67,75	0,18	-

Aus Tab. 5.5 kann entnommen werden, dass Gl. (5.23) ab einem Druck von über 8 mbar für dieses Berechnungsbeispiel erfüllt ist und daher der im Rahmen dieser Arbeit definierte näherungsweise konstante Druckanstieg angenommen werden kann. Dieser Bereich kann mit einer Regressionsgerade beschrieben werden (siehe Abb. 5.13).

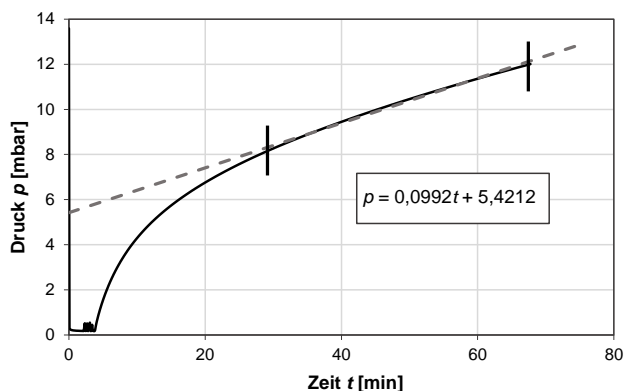


Abb. 5.13: Zeitliche Druckänderung innerhalb eines UHPC-Prüfkörpers mit Betrachtung seiner Linearität

Die Bestimmung der Durchflussrate Q_{Messung} [mbar·m³/s] erfolgt mit folgender Formel:

$$Q_{\text{Messung}} = \frac{(p_2 - p_1) \cdot V_A}{(t_2 - t_1)} \quad (5.24)$$

Mit:

- p_1, p_2 : zwei Druckwerte im definierten Auswertebereich in mbar
- $t_2 - t_1$: Zeitdifferenz in s
- V_A : Innenvolumen der Vakuumkammer in m³

In diesem Beispiel werden die zwei Drücke $p_1 = 8,0$ mbar und $p_2 = 12,0$ mbar angesetzt. Die benötigte Zeit zur Drucksteigerung von 8,0 auf 12,0 mbar beträgt 39,75 min (2.385 s). Die Druckänderung $\frac{\Delta p}{\Delta t}$ lässt sich damit wie folgt berechnen:

$$\frac{\Delta p}{\Delta t} = \frac{12 \text{ mbar} - 8 \text{ mbar}}{2385 \text{ s}} = 1,68 \cdot 10^{-3} \text{ mbar/s} \quad (5.25)$$

Das Innenvolumen der Vakuumkammer V_A [m³] lässt sich wie folgt berechnen:

$$V_A = \frac{1}{2} \cdot \frac{\pi}{6} \cdot (0,15 \text{ m})^3 = 0,000883 \text{ m}^3 \quad (5.26)$$

Einsetzen von $\frac{\Delta p}{\Delta t}$ und V_A in Gl. (5.24) ergibt:

$$Q_{\text{Messung}} = 1,68 \cdot 10^{-3} \frac{\text{mbar}}{\text{s}} \cdot 0,000883 \text{ m}^3 = 1,48 \cdot 10^{-6} \text{ (mbar} \cdot \text{m}^3\text{)/s} \quad (5.27)$$

Die Ermittlung von Q_{Messung} kann alternativ anhand der in Abb. 5.13 angegebene Formel erfolgen.

$$Q_{\text{Messung}} = \frac{0,0992 \text{ mbar}}{60 \text{ s}} \cdot 0,000883 \text{ m}^3 = 1,46 \cdot 10^{-6} \text{ (mbar} \cdot \text{m}^3\text{)/s} \quad (5.28)$$

Aus Gl. (5.15) und unter Einsetzen von $Q_{\text{Leck}} = 6,13 \cdot 10^{-8}$ (mbar·m³)/s aus Abs. 5.5.3 ergibt sich die Durchflussrate infolge der Permeabilität des Betonprüfkörpers wie folgt:

$$Q_{\text{Perm}} = Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}} = 1,40 \cdot 10^{-6} \text{ (mbar} \cdot \text{m}^3\text{)/s} \quad (5.29)$$

Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten k

Als Ausgangsdruck p_A [mbar] wird der Druck am Ende der Messung bzw. am Ende des linearen Bereichs eingesetzt. Daraus folgt für dieses Beispiel, dass $p_A = 12,0$ mbar ist. Unter Einsetzen aller ermittelten Größen in Gl. (5.13) wird der Permeabilitätskoeffizient k [m²] wie folgt bestimmt:

$$k = \frac{2 \cdot 1,40 \cdot 10^{-6} \cdot 1,84 \cdot 10^{-7} \cdot 0,0225}{0,04674 \cdot (1013^2 - 12^2)} = 2,42 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2 \quad (5.30)$$

Analog zu diesem Beispiel erfolgt die Auswertung aller nachfolgend dargestellten und im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Permeabilitätsmessungen.

5.7 Vergleich mit bestehenden Messverfahren

Zur Validierung des im Rahmen dieser Arbeit neu entwickelten Messverfahrens wurden Permeabilitätsmessungen an UHPC mit dem standardmäßig zum Vergleich verwendeten Messverfahren nach Cembureau (vgl. Abs. 4.4.1) durchgeführt. Als Basismodell dafür kam eine Permeabilitätsanlage mit der Produktbezeichnung 58-E0031 der Firma CONTROLS S.p.A. zum Einsatz (*Permeabilitätsanlage*).

Insgesamt wurden zwei UHPC-Mischungen untersucht (M2 und N), deren Zusammensetzung in Tab. 6.2 dargestellt ist. Diese zwei Mischungen werden zusammen mit einer weiteren Mischung (M1) anhand der Permeabilitätsmessungen im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Die ausgewählten Mischungen werden in Kapitel 6 ausführlich vorgestellt.

Wie in Abs. 4.4.1 erwähnt, wurde die Prüfkörperdicke in Abweichung zu dem Standardmessverfahren nach Cembureau auf 1,0 cm reduziert, um die Versuchsdauer zu verkürzen. Gleichzeitig wurden die auf den Prüfkörper aufgebrachten äußeren Gasdrücken für die Untersuchung von UHPC auf einem absoluten Druckbereich von 4,0 bis 6,0 bar erhöht. Mit der Ermittlung der Durchflussrate Q [m^3/s] bei jeder Druckstufe ließ sich der Permeabilitätskoeffizient nach Gl.(4.5) bestimmen. Der Mittelwert aller dessorpezifischen Permeabilitätskoeffizienten k [m^2] ist der Mittelwert aller drei Werte.

Im nächsten Schritt wurden die gleichen UHPC-Mischungen mit dem neuen Messverfahren untersucht. Die Permeabilitätsmessungen erfolgten gemäß den Beschreibungen in diesem Kapitel. Der Permeabilitätskoeffizient k [m^2] wurde analog zum Berechnungsbeispiel in Abs. 5.6 ermittelt. Tab. 5.6 veranschaulicht die Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen aus beiden Messverfahren.

Tab. 5.6: Ermittelte Permeabilitätskoeffizienten k nach Cembureau und nach dem neuen Messverfahren

Versuchsnummer	M2		N	
	Cembureau	Neues Messverfahren	Cembureau	Neues Messverfahren
	k [10^{-19} m^2]	k [10^{-19} m^2]	k [10^{-19} m^2]	k [10^{-19} m^2]
V1	289	54,9	82	2,77
V2	708	54,7	29,5	4,34
V3	36,5	54,9	0,243	5,68
Mittelwert	345	54,9	37,2	4,27
Standardabweichung	339,2	0,12	41,4	1,5

Die Versuchsergebnisse lassen erkennen, dass die anhand des Cembureau-Messverfahrens erhaltenen Permeabilitätskoeffizienten eine erhebliche Streuung im Vergleich zu dem neu entwickelten Messverfahren aufweisen. Ursache dafür kann die kleine Scheibendicke von 1 cm sein, denn bei dünner werdenden Prüfkörpern steigt die Wahrscheinlichkeit der Bildung von durchgehenden Verbindungen innerhalb des Prüfkörpers an, welche zu einer Erhöhung der Gasdurchlässigkeit führen können. Die Reduzierung der Prüfkörperdicke erschwert außerdem die Übertragung der

Permeabilitätsergebnisse auf den Bereich VIP, denn in der Praxis kommen solche dünnen Schalen bei dem genannten Anwendungsfall nicht zum Einsatz.

Im Gegensatz dazu liefert das neue Messverfahren Ergebnisse mit bedeutend weniger Streuung innerhalb derselben Mischung, einhergehend mit einer wesentlichen Reduzierung der Versuchsdauer im Vergleich mit dem Cembureau-Messverfahren. Während ein Versuch bei Cembureau im Schnitt 4 Tage dauert, konnte ein Versuch mit dem neuen Messverfahren innerhalb von 20 bis 60 min durchgeführt werden. Darüber hinaus ist es mit der ausgewählten Prüfkörperdicke von 2,0 bis 2,5 cm eine Überprüfung der Eignung von UHPC zum Einsatz im Bereich VIP ohne hin möglich.

5.8 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wurde das im Rahmen dieser Arbeit an der TU Kaiserslautern neu entwickelte Labormessverfahren zur Untersuchung der Luftpermeabilität von UHPC ausführlich vorgestellt und validiert.

Den Unterschied zu anderen Messverfahren bildet u. a. die gewählte Prüfkörperform als Halbkugelschale, wodurch die Vakuumkammer im Inneren des Betonprüfkörpers erzeugt wird. Diese Form sorgt dabei für eine radiale Luftströmung durch den Prüfkörper. Gegenüber anderen Labormessverfahren zeigt die Halbkugelschale aufgrund des maximalen Druckunterschieds von 1 bar keine Rissgefahr. Ein Verdichtungseffekt wurde bei dieser Prüfkörperform ebenfalls nicht festgestellt.

Aufgrund des bei dem Messverfahren betrachteten Druckbereichs und der großen Streuung der Porengrößen von UHPC herrscht keine reine Strömungsart der Umgebungsluft in den Prüfkörper vor. Bei der Auswertung der geplanten Permeabilitätsmessungen wird daher von einem Mischtransport ausgegangen.

Die quantitativ erfasste Leckrate des neuen Messverfahrens ist bis zu 1.000-fach geringer als bei der Durchflussrate infolge Permeation. Diese Leckrate wird bei der späteren Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten berücksichtigt.

Für die geplanten Permeabilitätsmessungen hat sich ein Druckbereich zwischen 0,2 und 12 mbar als zielführend ergeben. In diesem Druckbereich kann die Eignung von UHPC für den Einsatz in VIP hinreichend genau untersucht werden.

Im Rahmen der Vorversuche wurde eine kleinere Permeabilität infolge mehrmaligen Evakuierens im niedrigen Arbeitsdruckbereich (0,2 bis 0,5 mbar) festgestellt. Ab dem vierten Evakuieren wurde bei allen untersuchten Prüfkörpern keine signifikante Verbesserung beobachtet. Aus diesem Grund wird für den Messvorgang der im nächsten Kapitel vorgestellten Permeabilitätsmessungen ein viermaliges Evakuieren vor der Messung festgelegt.

Zur Validierung des neu entwickelten Messverfahrens wurden Vergleichsversuche mit dem Cembureau-Messverfahren durchgeführt. Diese Versuche zeigten eine sehr hohe Streuung der Permeabilitätskoeffizienten innerhalb derselben Mischung, welche die Interpretation der Ergebnisse maßgeblich erschwert. Gleichzeitig zeichneten sich die Permeabilitätsmessungen mit dem Cembureau_Messverfahren durch eine wesentlich längere Versuchsdauer im Vergleich mit dem neu entwickelten Messverfahren aus.

6 Experimentelle Untersuchungen

6.1 Allgemeines

Zur Prüfung der Tauglichkeit von UHPC für den Einsatz im Bereich von VIPs wurde die Permeabilität unterschiedlicher UHPC-Mischungen mit variierten Einflussparametern gegenüber Luft experimentell untersucht. Die Untersuchungen leisten zudem einen wichtigen Beitrag zum besseren Verständnis des Langzeitverhaltens von UHPC bezüglich der Permeabilität und decken auch das Verhalten von UHPC unter korrosiver Frost-Taubeanspruchung und unter Austrocknung ab. Die Permeabilitätsmessungen erfolgten mit dem neu entwickelten und in Kapitel 5 vorgestellten Labormessverfahren.

Darüber hinaus beinhaltet dieses Kapitel eine Charakterisierung der untersuchten Betone anhand ihrer Frisch- und Festeigenschaften. Damit kann die Gültigkeit einiger aus der Literaturrecherche herausgearbeiteten Korrelationen von Kennwerten des Normalbetons mit der Permeabilität für UHPC überprüft werden.

Zur besseren Vorstellung des Permeabilitätsverhaltens der gewählten Betone wurde zusätzlich im Rahmen der experimentellen Untersuchungen die Karbonatisierungstiefe der entsprechenden Betone untersucht.

Da alle Permeabilitätsmessungen mit demselben Messverfahren gegenüber Luft durchgeführt worden sind, wird nachfolgend die Luftpermeabilität der Einfachheit wegen als „Permeabilität“ bezeichnet.

6.2 Versuchsprogramm

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen sind sowohl zur Charakterisierung der Betone als auch zur Bestimmung der Permeabilität und der Karbonatisierungstiefe in Abb. 6.1 zusammengestellt.

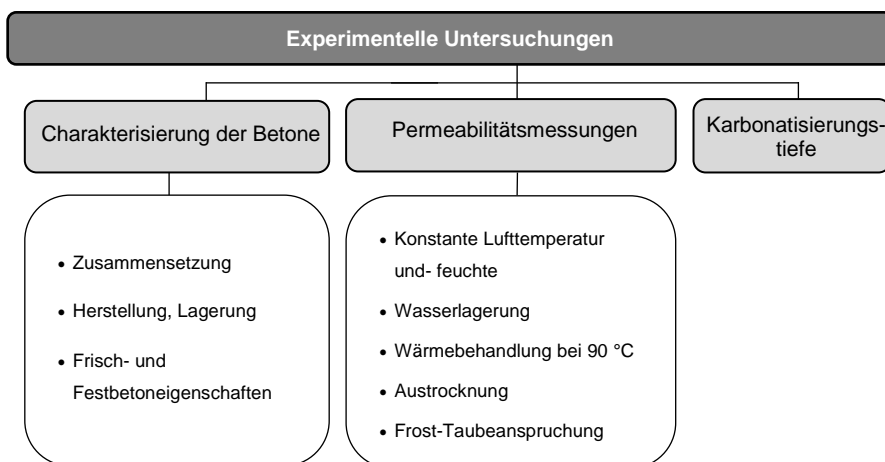


Abb. 6.1: Übersicht über die durchgeführten experimentellen Untersuchungen

Auf Basis der in den Kapiteln 2 und 3 erarbeiteten Literaturrecherche und der Motivation dieser Forschungsarbeit wurde das Versuchsprogramm zur Untersuchung der Permeabilität von UHPC wie nachfolgend dargestellt strukturiert:

In einem ersten Schritt wurden die Unterschiede der Permeabilität unter Verwendung verschiedener UHPC-Mischungen betrachtet. Dafür wurden die hergestellten Prüfkörper in einem Normklima unter konstanter Lufttemperatur und -feuchte gelagert. Diese Versuche dienen als Referenz für die nachfolgenden Untersuchungen, bei denen weitere Parameter untersucht wurden. Daher werden derartige Versuche in den folgenden Kapiteln, Tabellen und Diagrammen mit „RF“ abgekürzt.

Die Literaturrecherche ergab, dass sich die Permeabilität von Beton durch gezielte Nachbehandlung oder bei bestimmten Lagerungsarten reduzieren lässt (z. B. in Abs. 3.2.3). Deswegen wurden zwei potentielle Parameter untersucht, welche eine Verdichtung von UHPC hervorrufen könnten: Lagerung im Wasserbad (Abk. „WL“) und Wärmebehandlung bei 90 °C (Abk. „WB“). Falls die Permeabilität der untersuchten UHPC-Mischungen ohne gezielte Nachbehandlung für den VIP-Bereich nicht gering genug ist, kann auf derartige Parameter zur Reduzierung der Permeabilität zurückgegriffen werden.

Wie bereits dargestellt (vgl. Abs. 3.2.6), spielt der Feuchtegehalt im Betonbauteil eine große Rolle bei der Bestimmung der Permeabilität, sodass praktisch nur Betone vergleichbar sind, die unter gleicher relativer Luftfeuchte (r. F.) gelagert wurden. Der Einfluss der im Beton vorhandenen Feuchte auf die Permeabilität wurde untersucht, indem die Hälfte der Prüfkörper im Trocknungssofen bis zur Massekonstanz getrocknet worden sind. Dieser Einflussparameter wird mit „T“ abgekürzt.

Die Literaturrecherche in Kapitel 3 zeigte, dass sich die Untersuchung der Permeabilität von UHPC bei den meisten Forschungsarbeiten nur auf die ersten 28 Tage beschränkt. Da sich die Permeabilität als eine wichtige Kenngröße zur Charakterisierung der Dauerhaftigkeit von Beton herausgestellt hat, ist es darüber hinaus von großer Bedeutung, auch das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich der Permeabilität zu beurteilen. Daher wurde das Versuchsprogramm derart erweitert, dass die unterschiedlichen Permeabilitäten der Prüfkörper in Zeitabständen zwischen 28 und 365 Tagen erneut bestimmt wurden.

Mit der Verwendung von UHPC in VIPs können diese als Fassadenelemente zur Anwendung kommen. Ein Beispiel für derartige Überlegung bildet die in Abs. 2.6.3 vorgestellte Vakubäude-Konstruktion. Diese Anwendung setzt allerdings, neben der niedrigen Permeabilität der verwendeten Betone, eine hohe Beständigkeit gegenüber Bewitterung und großen Temperaturgradienten voraus. Dies wird generell anhand korrosiver Frost-Taubeanspruchung simuliert. Aus mehreren Forschungsarbeiten kann entnommen werden, dass UHPC über einen höheren Frost-Tauwiderstand als Normalbeton verfügt (siehe Abs. 2.5). Die Permeabilitätsänderung von UHPC infolge Frost-Taubeanspruchung wurde jedoch in der Literatur bisher noch nicht untersucht. Das Versuchsprogramm wurde daher um die Untersuchung der Permeabilität nach Frost-Tauzyklen unter Temperaturänderung zwischen -20 °C und +20 °C ergänzt. Dieses Prüfkriterium wird in den folgenden Abschnitten mit „F-T“ abgekürzt.

Das oben beschriebene Versuchsprogramm zur Untersuchung der Permeabilität ist in Tab. 6.1 dargestellt. Auf die Zusammensetzung der untersuchten UHPC-Mischungen wird im folgenden Abschnitt eingegangen.

Tab. 6.1: Versuchsprogramm der Permeabilitätsmessungen

Mischung	Prüfkriterium ¹						Summe ³	
	RF	RF-T	WL	WL-T	WB	WB-T		F-T
	Versuchszahl ²							
M1	6	3	6	3	6	3	6	87
M2	6	3	6	3	6	3	6	87
N	6	3	6	3	6	3	6	87

¹Referenzlagerung (RF), Wasserlagerung (WL) und Wärmebehandlung (WB) jeweils mit und ohne Ofentrocknung (T), Frost-Taubeanspruchung (F-T)

²Permeabilitätsmessungen nach 28 Tagen

³unter Betrachtung der Permeabilitätsmessungen an RF, WL und WB in Zeitabständen von 28, 90, 180 und 365 Tagen

Zur Charakterisierung der untersuchten Betone wurden neben den Permeabilitätsmessungen ihre Frisch- und Festbetonkennwerte bestimmt. Zu diesem Zweck wurden zusätzlich passende Würfeln ($100 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$) und Prismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) hergestellt und neben den Halbkugelschalen unter den gleichen Bedingungen gelagert. Durch die Bestimmung der Festbetoneigenschaften konnte die Gültigkeit der in Abs. 3.3.3 vorgestellten Korrelation der Permeabilität mit der Würfeldruckfestigkeit für UHPC überprüft werden. Mögliche neue Zusammenhänge zwischen der Permeabilität und anderen Betonkennwerten wie z. B. der Betonrohddichte wurden ebenfalls untersucht.

Wie in Abs. 2.5 erwähnt, zeichnet sich UHPC durch einen hohen Widerstand gegenüber Karbonatisierung aus, welcher sich anhand der niedrigen Karbonatisierungstiefen bemerkbar macht. Da die Reaktion durch einen Diffusionsprozess von CO_2 hervorgerufen wird, führt die Untersuchung dieser Kenngröße zur besseren Interpretation der erhaltenen Permeabilitätsergebnisse. Daher wurde im Betonalter von 16 Monaten die Karbonatisierungstiefe d [mm] an mindestens drei Betonkugelschalen je Mischung und Lagerungsart bestimmt. Infolge der Karbonatisierung reduziert sich der pH-Wert von Beton auf unter 9, weswegen die Karbonatisierungstiefe d [mm] allgemein mit Besprühen eines passenden Farbindikators auf die frische Betonbruchfläche bestimmt wird. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Karbonatisierungstiefe in Anlehnung an *DIN EN 14630* mithilfe des Indikators Phenolphthalein mikroskopisch bestimmt. Dieser Indikator färbt den nicht karbonatisierten Beton Rot (Lila) ein, während der karbonatisierte Bereich farblos bleibt.

Die Bezeichnung der Versuche und der Probekörper ist in Abb. 6.2 erläutert. Diese ist in mehrere Teile gegliedert, die durch Bindestriche voneinander getrennt sind. An erster Stelle ist die verwendete Betonmischung aufgeführt, an zweiter Stelle der untersuchte Parameter (z. B. RF, WB oder WL). Bei einigen Versuchen gibt es eine dritte Stelle, die weitere Details über den Versuch wiedergibt. In Abb. 6.2

beispielsweise die Durchführung eines Trocknungsvorgangs am Prüfkörper vor der Permeabilitätsbestimmung. Wurden die Untersuchungen bei einem Betonalter von über 28 Tagen durchgeführt, so steht an vierter Stelle das Betonalter zum Prüfdatum. Die Versuchsbezeichnung schließt mit der Versuchsnummer ab. Aufgrund ihrer niedrigen Permeabilität waren die Permeabilitätsmessungen sehr zeitintensiv und konnten für eine Betonmischung und mehrere Einflussparameter nicht an einem Tag durchgeführt werden, sondern sie erstreckten sich auf mehrere Tage. Dennoch wurde für die einheitliche Bezeichnung das Betonalter in den Zeitabständen 28, 90, 180 und 365 Tage angegeben. Das genaue Prüfdatum für jeden Prüfkörper ist im Anhang B aufgeführt.

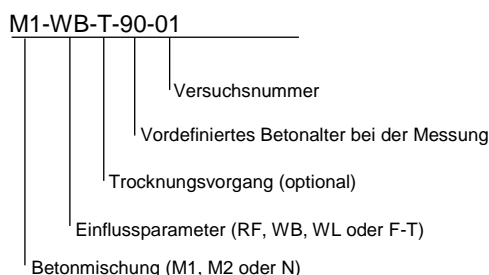


Abb. 6.2: Beispiel einer Versuchsbezeichnung

6.3 Betonzusammensetzung

Zur Durchführung des oben vorgestellten Versuchsprogramms wurden drei selbstverdichtende Betone mit Druckfestigkeiten von über 130 N/mm² eingesetzt. Die Zusammensetzung der drei Betonmischungen ist Tab. 6.2 zu entnehmen.

Tab. 6.2: Zusammensetzung der verwendeten UHPC-Rezepturen

Ausgangsstoffe	Bezeichnung	M1 [kg/m ³]	M2 [kg/m ³]	N [kg/m ³]
Bindemittel	CEM I 52,5 R	825 ¹	832 ²	-
	NANODUR [®] Compound 5941	-	-	1.050 ³
Wasser	Wasser	179	199	155,1
Zuschlag	Quarzsand 0,125/0,5	975	224	-
	Basalt Brechsand 0/2	-	694	436
	Basalt Edelsplitt 1/3	-	-	877
Zusatzstoff	Quarzmehl	200 ⁴	205 ⁵	-
	Silikastaub	175	125	-
Fließmittel	Sika Viscocrete 2810	30,25	-	-
	Master Glenium	-	40 ⁶	18 ⁷
Schwindreduzierer	Eclipse Floor von Grace	-	-	6
w/z-Wert	-	0,24	0,27	0,27

¹SR3-NA, ²HS-NA,

³Auf Basis des Dyckerhoff Premium-Zements NANODUR[®] CEM II/B-S 52,5 R mit Quarzmehl im Verhältnis 59:41

⁴MILLISIL-W12, ⁵QM 1600, ⁶ACE30, ⁷ACE430

Bei der Auswahl der zu untersuchenden Mischungen wurde zwischen wissenschaftlich konzipiertem, durch Laboruntersuchungen entwickeltem Beton (M1 und M2) und zwischen gebrauchsfertigem, auf dem Markt erhältlichem Beton (N) unterschieden.

Die Zusammensetzung beider Mischungen M1 und M2 ähnelt der von „M3Q“, welche im Rahmen des DFG-Schwerpunktprogramms SPP1182 (*Eisenhut et al. 2007*) entwickelt wurde. Diese zwei Mischungen wurden an der Technischen Universität Kaiserslautern angepasst und hinsichtlich ihrer rheologischen Eigenschaften optimiert. Beide UHPC-Mischungen M1 und M2 wurden in zahlreichen Forschungsprojekten erfolgreich eingesetzt und zeigten sehr hohe mechanische Eigenschaften (vgl. *Schnell u. Maryamh 2018, Maryamh et al. 2020*), daher werden sie im Rahmen dieser Arbeit auf Basis ihrer Permeabilität näher untersucht.

Für die Mischung M1 kam ein CEM I 52,5 N SR3/NA der Firma Holcim zum Einsatz. Als Zuschlagmaterial wurde Quarzsand mit einem Durchmesser von 0,125 – 0,500 mm der Firma Quarzwerke GmbH verwendet. Die Zusatzstoffe bildeten das Quarzmehl Millisil der Quarzwerke GmbH sowie der Silikastaub Sika® Silicoll P unkompaktiert der Firma Sika Deutschland GmbH. Als Zusatzmittel diente das Fließmittel Sika® ViscoCrete®-2810 auf PCE-Basis der Firma Sika Deutschland GmbH. Die Mischung wies ein Größtkorn von 0,5 mm und einen w/z-Wert von 0,24 auf.

Für die Mischung M2 wurde, im Unterschied zu M1, Basalt Edelbrechsand 0/2 der Firma Hamann Mercatus GmbH verwendet und damit das Größtkorn der Mischung auf 2 mm erhöht. Als Silikastaub wurde Elkem Microsilica® der Firma Elkem verwendet. In Abweichung zu *Schnell u. Maryamh 2018* kam Fließmittel Master Glenium ACE 30 auf PCE-Basis anstatt des ACE 40 der Fa. BASF zum Einsatz. Die beiden Fließmittel weisen allerdings sehr ähnliche Zusammensetzungen und Eigenschaften auf. Diese Mischung zeichnete sich durch einen w/z-Wert von 0,27 aus.

Nachteilig für viele übliche UHPC-Rezepturen (inklusive M1 und M2) ist die große Empfindlichkeit gegenüber den Schwankungen der Rohstoffqualitäten sowie bei Änderungen der Rohstoffquellen bzw. Rohstofflieferanten. So streuten die bei 12 Universitätsinstitutionen ermittelten Würfeldruckfestigkeiten einer einzigen UHPC-Mischung „M2Q“ (*Fehling et al. 2005*) zwischen 139,1 N/mm² und 197,6 N/mm² (vgl. *Sagmeister 2017*). Bei dieser großen Streuung wurde beachtet, wie stark die Abweichung der Chargengröße sowie die Schwankung des Parallelschleifens der Probekörper in µm-Bereich die Druckfestigkeit beeinflussen können (*Schmidt et al. 2014*).

Zusätzlich zu den Mischungen M1 und M2 wurde im Rahmen dieser Arbeit eine gebrauchsfertige UHPC-Mischung N untersucht. Diese Mischung, die an der TU Kaiserslautern intensiv erforscht wurde (*Müller 2016; Penkert et al. 2019; Stallmann 2020; Schultz-Cornelius 2020*), basiert auf dem im Jahr 2008 von der Dyckerhoff AG entwickelte NANODUR®-Compound. Dieser Compound ist eine Bindemittelvormischung auf Basis des Dyckerhoff Premium-Zements NANODUR® CEM II/B-S 52,5 R mit Quarzmehl im Verhältnis von 59 zu 41 (vgl. *Dyckerhoff 2017*). Bei diesem Produkt werden die Zwickel zwischen den normalen Zementkörnungen mit besonders fein aufgemahlenden und klassifizierten Zementpartikeln aufgefüllt. Im Unterschied zu den herkömmlichen UHPC-Mischungen wird bei NANODUR® auf den Einsatz von Mikrosilika verzichtet. Stattdessen wird die Hydratation durch eingesetzte

nanostrukturierte synthetische Kieselsäuren gesteuert (vgl. *Deuse et al. 2009*). Diese Mischung zeichnet sich gegenüber üblichen UHPC-Mischungen durch die einfache Herstellung und die Unabhängigkeit von den Rohstoffqualitäten aus. Für die Herstellung von NANODUR®-Beton im Fertigteilwerk können konventionelle Mischanlagen und regional verfügbare Gesteinskörnungen verwendet werden, da sie die Betoneigenschaften nur wenig beeinflussen (vgl. *Sagmeister 2012*). Durch das Vormischen des Zements mit Quarzmehls im Dyckerhoff Zementwerk ergibt sich das Bindemittel NANODUR®-Compound. Derartige Beton kann statt mit energieintensiven Zwangsmischern auch mit Rührquirl oder Freifallmischer hergestellt werden. Im Gegensatz zu anderen UHPC-Mischungen ist für die Herstellung von NANODUR®-Beton im Fertigteilwerk nur ein freies Silo erforderlich (vgl. *Deuse 2012*). Neben den verbesserten mechanischen Eigenschaften zeichnet sich NANODUR®-Beton durch seine hohe Dauerhaftigkeit aus. Laut *Müller 2016* erfüllt dieser Beton mit seinem großen Chlorideindringwiderstand die Forderungen der Expositionsklassen XS und XD. Die in dieser Arbeit untersuchte NANODUR®-Rezeptur (in den weiteren Kapiteln mit „N“ bezeichnet) wurde in Anlehnung an *Sagmeister 2017* hergestellt. Es wurden gebrochener Basaltesdelsplitt 1/3 der Firma Hamann Mercatus GmbH, PCE-Fließmittel Master Glenium ACE 430 der Fa. BASF sowie Schwindreduzierer Eclipse Floor von Grace verwendet. Die Mischung wies ein Größtkorn von 3 mm und einen w/z-Wert von 0,27 auf. In den folgenden Kapiteln werden unter dem Begriff „UHPC-Mischungen“ die drei oben vorgestellten Mischungen verstanden.

6.4 Herstellung

Die Ausschöpfung der verbesserten Eigenschaften von UHPC wie Festigkeit, Dauerhaftigkeit, Verarbeitbarkeit und Permeabilität erfordert die vollständige Dispersion von Zement und feinen Zusatzstoffen. Dies ist seinerseits von der Mischerart, Mischgeschwindigkeit und -zeit abhängig (vgl. *Mazanec 2013*). Nach *Baumert u. Garrecht 2010* überschreiten die meisten konventionellen Mischsysteme ihre Grenze bei der Herstellung von Hochleistungsbetonen. Es empfiehlt sich daher die Verwendung von Intensivmischern oder Vakuummischern mit hohem Mischenergieeintrag. Der Einsatz von Vakuummischer kann einen zusätzlichen Beitrag zum Entlüften von UHPC leisten.

Für eine bessere Vergleichbarkeit wurde entschieden, die drei zuvor beschriebenen Mischungen einheitlich in einem Ringtellermischer mit einem Fassungsvermögen von 300 Liter herzustellen. Damit konnten alle Prüfkörper einer Mischung in einer einzigen Charge hergestellt werden. Ein weiterer Grund für diese Auswahl bestand darin, dass die Herstellung von NANODUR mit herkömmlichen Mixern ohnehin möglich ist. Kritischer hingegen war die Herstellung der zwei UHPC-Mischungen M1 und M2, die eine höhere Mischenergie benötigen. Deshalb wurden sowohl die Frischbeton- als auch die Festbetoneigenschaften von M1 und M2 mit den Ergebnissen der gleichen Mischungszusammensetzung verglichen, die mit einem Intensivmischer hergestellt wurden (*Schnell u. Maryamh 2018* und *Maryamh et al. 2020*). Aufgrund der deutlich geringeren Mischenergie des Ringtellermischer im Vergleich mit dem verwendeten Intensivmischer wurde eine leichte Festigkeitsabnahme festgestellt. Dennoch waren die Werte größtenteils vergleichbar, sodass sich für eine Verwendung des Ringtellermischer entschieden wurde.

So erfolgte die Herstellung entsprechend der in Tab.6.3 angegebenen Mischreihenfolge in einem Ringtellermischer (Bauj. 1989) der Liebherr-Mischtechnik GmbH (siehe Abb.6.3). Aufgrund des niedrigen Wassergehalts in den drei Mischungen wurde der Mischer kurz vor Mischbeginn jeweils angefeuchtet.

Tab. 6.3: Mischreihenfolge und Mischzeiten bei der Betonherstellung

Mischvorgang	M1	M2	N
	Mischzeit	Mischzeit	Mischzeit
	[min]	[min]	[min]
Trockene Vormischung von Zement, Gesteinskörnung und Zusatzstoffen	0-2	0-4	0-2
Zugabe des Zugabewassers sowie Zusatzmittel (Fließmittel und ggf. Schwindreduzierer) bei laufendem Mischer	2-2,5	4-4,5	2-2,5
Mischen	2,5-6	4,5-7,5	2,5-5
Abkratzen der Mischerwände, -arme sowie -schaufeln	6-9	7,5-8,5	5-6
Weitermischen	9-12	8,5-22	6-16



Abb. 6.3: Verwendeter Ringtellermischer

Der verwendete Mischer weist dennoch gewisse Beschränkungen auf, wie z. B. die konstante Mischgeschwindigkeit während eines Mischvorgangs. Dennoch wurde dieser Mischer bei der Herstellung der Prüfkörper eingesetzt und stellt dementsprechend einen ungünstigen Fall für die Herstellung der Prüfkörper dar. Unter Anwendung von modernen Mischanlagen mit hoher Mischenergie sollten die untersuchten Mischungen in der Praxis bessere Eigenschaften aufweisen.

Die Mischzeit von Mischung M2 betrug 22 min (siehe Tab. 6.3), da erst nach dieser Zeit eine verwendbare Konsistenz erreicht werden konnte. Dies könnte auf die niedrige Mischenergie des verwendeten Ringtellermischers oder auf eine Vortrocknung des verwendeten Brechsandes zurückgeführt werden. Bei der feinkörnigen Mischung M1 wurden außerdem kleine Verklumpungen (ca. 3 mm) im Frischbeton beobachtet. Dies kann bei ungleichmäßiger Verteilung der verwendeten Feinstoffe und insbesondere

des Silikastaubes aufgrund einer geringen Mischenergie vorkommen. In diesem Fall wird das Anmischwasser vom Silikastaub oberflächlich aufgenommen, während der Kern trocken bleibt.

Ein Teil der Mischung wurde zur Bestimmung der Frischbetoneigenschaften benötigt (siehe Abs. 6.6). Des Weiteren erfolgte das Eingießen der Mischung in die Halbkugelschalungen (siehe Abs. 5.2) sowie das Befüllen der Würfel- und Prismen zwecks der Festbetonuntersuchungen. Bei der Herstellung der Halbkugelschalen wurde auf die Verwendung von Schalungstrennmittel verzichtet, da dieses die Eindringung von CO₂ in den Festbeton und damit die Karbonatisierung behindern kann (vgl. *Grube u. Krell 1988*).

Aufgrund der hohen Fließfähigkeit der verwendeten selbstverdichtenden Betone konnte eine gute Verdichtung ohne zusätzliche Maßnahmen (z. B. Rütteln) erreicht werden. Bei allen drei Mischungen ließ sich das Bilden von Elefantenhaut auf der Betonoberfläche nicht vermeiden, welche die Auslassung der Verdichtungs-poren erschwerte (siehe Abb. 6.4).

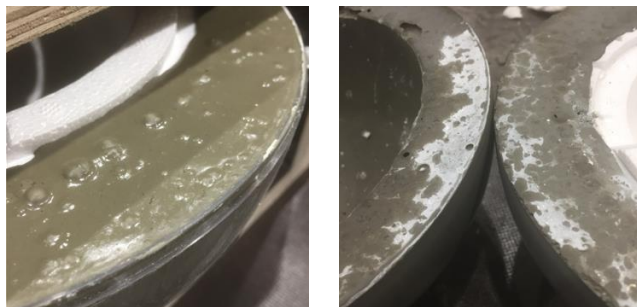


Abb. 6.4: Links: Bildung von Verdichtungs-poren unter der Elefantenhaut; rechts: Abplatzungen im ausgehärteten Beton (*Sousa Rodrigues 2019*)

Im Anschluss wurden die Prüfkörper gemäß *DIN EN 12390-2* gelagert und nach einem Tag ausgeschalt. Die Schalung konnte danach für die nächste Betonage vorbereitet werden. Nach dem Ausschalen sind die Prüfkörper sowie die dazugehörigen Würfel und Prismen bis zur ersten Prüfung nach 28 Tagen unterschiedlich gelagert und nachbehandelt worden (siehe Tab. 6.4). Vor der ersten Permeabilitätsmessung wurden die Prüfkörper mittels optischer Begutachtung auf Beschädigungen oder Risse überprüft.

6.5 Lagerung und Nachbehandlung

Die im Versuchsprogramm der Permeabilitätsmessungen zu untersuchenden Einflussparameter werden in diesem Abschnitt detailliert beschrieben. Die unterschiedliche Lagerung und Nachbehandlung der Prüfkörper in den ersten 28 Tagen sind in Tab. 6.4 aufgeführt.

Tab. 6.4: Lagerung der Prüfkörper bis zur ersten Permeabilitätsmessung

Lagerung	Dauer [d]		
	RF ¹ /F-T	WB ²	WL ³
Schalung 20 °C	1	1	1
Wärmebehandlung	-	2	-
Wasserlagerung	-	-	27
Normklima 20 °C / 55 % r. F.	27	25	-

¹Referenzlagerung in dem Normklima unter 22°C und 55% r. F.

²Wärmebehandlung in Anlehnung an *DAfStb Heft 561*

³Wasserlagerung bei 20°C nach *DIN EN 12390-2*

Referenzlagerung (RF)

Die entsprechenden Prüfkörper wurden nach dem Ausschalen im Normklima bei 20 °C und 55 % r. F. gelagert. Diese Lagerung erfolgte bis zur ersten Permeabilitätsmessung nach 28 Tagen und ermöglichte u. a. einen Vergleich der drei Mischungen untereinander.

Wasserlagerung (WL)

Für diese Lagerung wurden einige Prüfkörper in einem Wasserbad nach *DIN EN 12390-2* bei 20 °C für 27 Tage gelagert. Im Anschluss wurden sie aus dem Wasserbad entnommen und für mindestens einen Tag getrocknet. Abschließend wurden die Permeabilitätsmessungen durchgeführt. Nachdem die ersten Messungen abgeschlossen waren, wurden die Prüfkörper für die weiteren Untersuchung des Langzeitverhaltens unter Laborbedingungen (18 – 22°C und 40 – 80 % r. F.) gelagert.

Wärmebehandlung (WB)

In Anlehnung an *DAfStb Heft 561* sowie *DAfStb 2012* wurden einige Prüfkörper wärmebehandelt. Dies umfasste eine 2-tägige vor Trocknung geschützte Lagerung im Ofen bei 90 °C. Aufgrund technischer Rahmenbedingungen dauerte die Wärmebehandlung der Mischung M2 3 Tage. Unmittelbar nach dem Ausschalen wurden die betroffenen Prüfkörper mit feuchten Tüchern umwickelt, mit dampfdichten Kunststoffbeuteln versiegelt und in einen Trocknungsöfen eingelegt. Dieser Vorgang sollte einen schnellen Wasserverlust verringern, sodass nach der Behandlung ausreichend Feuchte im Beton für den weiteren Erhärtungsprozess vorhanden bleibt. Von großer Bedeutung bei der thermischen Behandlung ist die langsame Aufheiz- und Abkühlrate, denn anderenfalls steigt die Gefahr der Mikrorissbildung (vergleiche Abs. 2.4.3). Die *DAfStb-Richtlinie* für die Wärmebehandlung von Beton (*DAfStb 2012*) begrenzt daher die Aufheiz- und die Abkühlrate auf maximal 20 K/h. Die Prüfkörper wurden unter Einhaltung dieser Bedingungen behandelt. Dafür dauerte die Aufheizphase ca. 4 Stunden und die Abkühlphase rund 10 Stunden. Mithilfe von zwei

Temperaturmessfühlern wurden die Temperaturen der Betonoberfläche sowie der Umgebungsluft gemessen und aufgezeichnet (siehe Abb. 6.5).

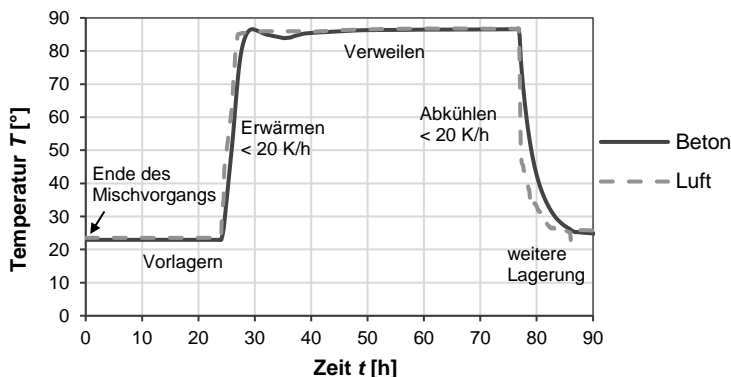


Abb. 6.5: Durchgeführtes Wärmebehandlungsregime am Beispiel der Mischung M1 in Anlehnung an *DAfStb 2012*

Im Anschluss an die Wärmebehandlung wurden die Prüfkörper im Normklima bei den Referenzprüfkörpern bis zur ersten Permeabilitätsmessung gelagert.

Trocknung der Prüfkörper (T)

Zur Sicherstellung, dass die relevanten Strömungswege wie die Kapillarporen und die Mikrorisse der strömenden Luft zur Verfügung stehen, sollten diese Strömungswege von im Beton befindlichem Wasser befreit werden. Aus diesem Grund wurde zusätzlich, zu den oben genannten Lagerungsarten, der Einfluss des Feuchtegehalts im Beton untersucht. Nach der Durchführung der ersten Permeabilitätsmessungen im Betonalter von 28 Tagen wurden jeweils die Hälfte der Prüfkörper aller Mischungen und aus den drei Lagerungsarten (RF, WL und WB) bis zur Massekonstanz getrocknet. Dazu wurden die Prüfkörper ungeschützt in ein Trocknungsschrank mit 50 °C gelegt.

Die Massekonstanz gilt nach *DIN EN ISO 12570* als erreicht, wenn die Massenänderung bei drei aufeinanderfolgenden Wägungen mit einem Abstand von jeweils 24 h weniger als 0,1 % der Gesamtmasse beträgt. Abhängig von der Betonmischung variierte die Dauer bis zum Erreichen der Massekonstanz zwischen 2 und 5 Tagen. Unmittelbar nach Trocknung wurden die Prüfkörper einzeln aus dem Trocknungsschrank entnommen und ihre Permeabilität geprüft. Aufgrund der niedrigen Permeabilität der untersuchten Betone konnte oftmals nur eine einzige Messung pro Tag erfolgen. Nach *DAfStb Heft 487* soll der beschriebene Vorgang einen möglichst definierten Trocknungszustand der Betone gewährleisten und den Einfluss der Probenfeuchte auf die Permeabilitätsergebnisse beschränken. Die Protokolle des Trocknungsvorgangs mit den abgelesenen Wägungen sind in Anhang A zu finden.

Frost- Taubeanspruchung (F-T)

Wie in Abs. 6.2 erwähnt, werden die VIPs mit integrierten UHPC-Schalungen hauptsächlich als Fassadenelemente Einsatz finden. Daher werden diese Bauteile

dementsprechend kein Wasser aufnehmen, sondern lediglich nur oberflächlich nass. Während ihrer Lebensdauer sind die Fassadenelemente großen Feuchtgradienten ausgesetzt. Infolgedessen wurde in dieser Arbeit keines der in Abs. 2.5 vorgestellten Normprüfverfahren vollständig angewandt. Im Gegensatz dazu befanden sich die untersuchten Prüfkörper während der Frost-Tauzyklen nicht im ständigen Kontakt mit Wasser oder einer Natriumchloridlösung, sondern sie wurden während der Zyklen mit Wasser angefeuchtet. Der Temperaturverlauf der Frost-Taubeanspruchung wurde dennoch in Anlehnung an Normprüfverfahren durchgeführt.

Aus jeder Mischung wurden sechs Prüfkörper im Normklima bei den Referenzprüfkörpern bis zum Beginn der Frost-Tauzyklen gelagert. Die Frost-Tauwechsel wurden anhand von zwei Prüfabläufen durchgeführt, welche sich in der Dauer und Anzahl der Zyklen unterschieden. Jeder Frost-Tauzyklus bestand aus den folgenden vier Phasen: Absenken der Temperatur in der Klimakammer auf $(-20 \pm 2) \text{ }^\circ\text{C}$; Beibehalten dieser Temperatur; Steigern der Temperatur auf $(+20 \pm 2) \text{ }^\circ\text{C}$; Beibehalten dieser Temperatur.

Vor dem ersten Frost-Tauwechsel (Abk. FTW) lagen die Prüfkörper eine Stunde lang im Wasserbad. Im Anschluss wurden sie in die Klimakammer gebracht und dem ersten Prüfablauf in Anlehnung an *DIN CEN/TS 12390-9* (CDF-Test) ausgesetzt, wobei jeder Zyklus 12 Stunden dauerte. Der Verlauf eines Frost-Tauzyklus ist in Abb. 6.6 dargestellt. Aufgrund einer technischen Störung in der Klimakammer wurde der FTW bei einer Zyklusanzahl von 39 unterbrochen. Aus dem gleichen Grund konnten nur die Mischungen M1 und N dem ersten Prüfablauf unterzogen werden. Im Anschluss wurde die Permeabilität der Prüfkörper ermittelt, um den Einfluss dieser Beanspruchung zu untersuchen.

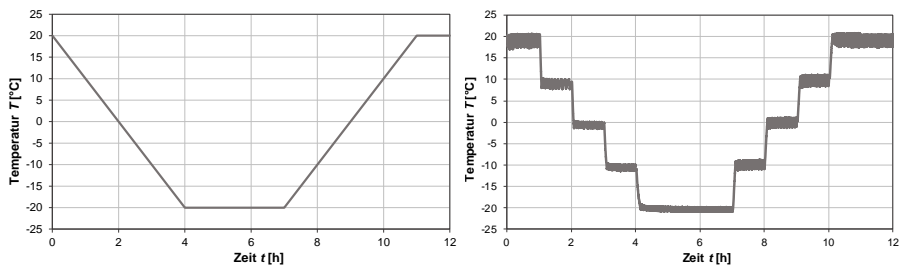


Abb. 6.6: Links: Frost-Tauzyklus des CDF-Tests nach *DIN CEN/TS 12390-9* nach *DafStb Heft 560*; rechts: tatsächlicher Verlauf eines Frost-Tauzyklus im Labor

Der zweite Prüfablauf wurde in Anlehnung an *EAD 330499-01-0601* durchgeführt. Er bestand aus 60 FTW, wobei jeder Zyklus 24 Stunden dauerte. Ein Beispiel des zweiten Ablaufs ist Abb. 6.7 zu entnehmen. Aufgrund technischer Rahmenbedingungen erfolgte der zweite Prüfablauf im Betonalter von einem Jahr. Vor Beginn wurde die Permeabilität der Prüfkörper erneut ermittelt, da zwischen den zwei Prüfungsphasen ein relativ großer zeitlicher Abstand lag und die Ergebnisse vergleichbar sein sollen. Bei diesem Prüfablauf wurde die Massenänderung der Prüfkörper infolge der Frost-Taubeanspruchung ermittelt. Eine Übersicht der Gewichtsänderung jedes Prüfkörpers ist im Anhang A gegeben.

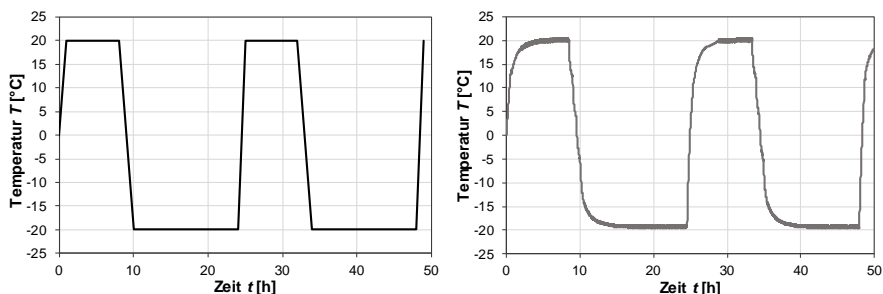


Abb. 6.7: Links: Frost-Tauzyklen nach EAD 330499-01-0601; rechts: tatsächlicher Verlauf von Frost-Tauzyklen im Labor

Nachdem die FTW abgeschlossen waren, wurden die Prüfkörper durch Inaugenscheinnahme auf mögliche Gefügeschädigungen wie Risse oder Abplatzungen untersucht. Im Anschluss wurde die Permeabilität der Prüfkörper bestimmt.

6.6 Frisch- und Festbetonkennwerte

Die Bestimmung der Frischbetonrohddichte und der Konsistenzkennwerte ermöglicht eine gute Kontrolle der Betonzusammensetzung und der Verdichtungseigenschaften. Wie in den Kapiteln 2 und 3 erwähnt, hängt die Permeabilität stark mit den oben genannten Eigenschaften zusammen. Daher war die Bestimmung der Frischbetoneigenschaften in dieser Arbeit von großer Bedeutung. Unmittelbar nach Abschließen des Mischvorgangs erfolgte je Betonmischung die Bestimmung der Frischbetonrohddichte nach DIN EN 12350-6, des Luftporengehalts nach DIN EN 12350-7, des Setzfließmaßes und der Zeit t_{500} nach DIN EN 12350-8. Die ermittelten Frischbetonkennwerte enthält Tab. 6.5.

Tab. 6.5: Ermittelte Frischbetoneigenschaften der untersuchten Mischungen

Frischbetoneigenschaft		M1	M2	N
Setzfließmaß SF	[mm]	890 x 860	970 x 970	860 x 870 ¹
Zeit t_{500}	[s]	7	7,5	44
Frischbetonrohddichte D	[kg/dm ³]	2,283	2,377	2,498
Luftporengehalt LP	[%]	3,7	1,9	1,9

¹ermittelt nach sechs Minuten

Die drei Mischungen wiesen mit einem Setzfließmaß von mindestens 860 mm eine sehr fließfähige Konsistenz auf und konnten als selbstverdichtende Betone eingeordnet werden.

Aufgrund ihrer ähnlichen Zusammensetzung wurden die Frischbetoneigenschaften der Mischungen M1 und M2 miteinander verglichen. Wie aus Tab. 6.5 hervorgeht, war sowohl mit höherem Silikagehalt als auch mit weniger Wasser und Fließmittel ein Rückgang der Fließfähigkeit verbunden. Dies ist auf die hohe spezifische Oberfläche des Silikastaubs zurückzuführen. *Roncera et al. 2002* beobachteten bei höherem

Silikagehalt eine Reduzierung der Fließfähigkeit und eine Erhöhung des Fließmittelbedarfs. Mit Erhöhung des Wassergehalts und der Fließmittelmenge konnte bei M2 ein höheres Setzfließmaß und eine höhere Frischbetonrohichte erzielt werden. Die verbesserte Fließfähigkeit der Mischung M2 und der niedrige Luftporengehalt deuten auf ein besseres Entlüften hin. Laut *Schönlin 1989* soll allerdings ein *LP* von unter 5 % keinen signifikanten Einfluss auf die Gaspermeabilität von Beton haben. Ergebnisse von *Jacobs 1994* zeigten bis zu einem *LP* von 9 % nur geringe Permeabilitätserhöhung bei zunehmendem Luftporengehalt. Die Mischung N zeigte die höchste Frischbetonrohichte und eine sehr hohe Viskosität mit $t_{500} = 44$ s. Zudem war die Mischung besser verarbeitbar als M1 und M2.

Wie in Abs. 3.3.3 erwähnt, stellten einige Forscher einen Zusammenhang zwischen der Betondruckfestigkeit und seiner Permeabilität fest. Darüber hinaus gibt der *Model Code 2010* eine Formel zur Abschätzung der Permeabilität eines Betons für eine gegebene Druckfestigkeit.

Aus diesem Grund wurde neben den Frischbetoneigenschaften die zeitliche Entwicklung der Druck- sowie der Biegezugfestigkeit an Würfeln und Prismen bestimmt. Die Bestimmung der Druckfestigkeit erfolgte für jeden untersuchten Einflussparameter (siehe Tab. 6.1) und in Zeitabständen zwischen 28 und 365 Tagen, um eine mögliche Korrelation zwischen Permeabilität und Langzeitverhalten zu untersuchen. Die Betondruckfestigkeit nach *DIN EN 12390-3* wurde an Würfeln mit einer Kantenlänge von 100 mm bestimmt. Für die Druck- und Biegezugfestigkeitsprüfung nach *DIN EN 196-1* wurden Prismen mit den Abmessungen 40 x 40 x 160 mm hergestellt. Die Würfel und Prismen wurden bis zur Prüfung bei den Versuchskörpern unter den gleichen Lagerbedingungen gelagert. Die Ergebnisse der Festbetonprüfungen nach 28 Tagen sind in Tab. 6.6 bis Tab. 6.8 zusammengestellt. Die ermittelten Festbetonkennwerte in zeitlichen Abständen (90, 180 und 365 Tage) sind im Anhang A aufgeführt.

Tab. 6.6: Festbetoneigenschaften von M1 nach 28 Tagen

Betonmischung Lagerung/Nachbehandlung		M1		
		RF	WL	WB
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.274,6	2.298,7	2.282,2
Variationskoeffizient	[%]	1,4 (5)	0,7 (5)	0,7 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	156,5	137,7	152,3
Variationskoeffizient	[%]	4,1 (5)	5,8 (5)	11,0 (5)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	17,1	11,0	18,6
Variationskoeffizient	[%]	9,9 (4)	11,0 (4)	15,2 (4)
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	7,6	4,9	8,2

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Tab. 6.7: Festbetoneigenschaften von M2 nach 28 Tagen

Betonmischung Lagerung/Nachbehandlung		M2		
		RF	WL	WB
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.409,0	2.398,6	2.427,6
Variationskoeffizient	[%]	1,5 (5)	0,5 (5)	2,2 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	174,0	135,9	171,9
Variationskoeffizient	[%]	5,9 (5)	7,0 (5)	11,8 (5)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	16,5	10,5	12,1
Variationskoeffizient	[%]	5,5 (4)	17,8 (4)	5,8 (4)
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	7,3	4,7	5,4

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Tab. 6.8: Festbetoneigenschaften von N nach 28 Tagen

Betonmischung Lagerung/Nachbehandlung		N		
		RF	WL	WB
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.471,6	2.497,3	2.476,2
Variationskoeffizient	[%]	0,5 (5)	0,5 (5)	0,8 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	138,6	123,2	137,2
Variationskoeffizient	[%]	4,4 (5)	4,8 (5)	7,7 (4)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	18,5	22,5	22,7
Variationskoeffizient	[%]	4,1 (4)	6,3 (4)	1,8 (4)
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	8,2	10,0	10,0

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Entsprechend der Frischbetonrohddichte wies die Mischung N unter Referenzlagerung die höchste Festbetonrohddichte auf, gefolgt von M2 und M1. Trotz der hohen Rohddichte zeigte die Mischung N die niedrigste Druckfestigkeit, wobei die Mischung M2 mit 174,0 N/mm² die höchste Druckfestigkeit aufwies. Die an wassergelagerten Prüfkörpern ermittelte Druckfestigkeit war grundsätzlich geringer als die unter 20 °C und 55 % r. F. gelagerten Prüfkörpern ermittelten Druckfestigkeiten. Aufgrund der geringen Versuchsanzahl und der großen Streuung, konnte keine eindeutige Erhöhung der Druckfestigkeit infolge Wärmebehandlung beobachtet werden. Auffallend war die größere Streuung der an wärmebehandelten Prüfkörpern ermittelten Festbetonkennwerte, welche sich in einem höheren Variationskoeffizienten widerspiegeln. Ein Einfluss der Wasserlagerung auf die Biegezugfestigkeit ließ sich aufgrund des hohen Variationskoeffizienten nicht feststellen. Bei der Mischung N wurde eine Erhöhung der Biegezugfestigkeit durch die Wasserlagerung beobachtet. Dies bestätigt die Ergebnisse von *Deuse et. al 2019*. In einer ähnlichen

Forschungsarbeit wurde experimentell nachgewiesen, dass der Feuchtegehalt einen erheblichen Einfluss auf die Biegezugfestigkeit von UHPC hat. Eine mögliche Korrelation der Permeabilität von UHPC mit der Druckfestigkeit wird in Abs. 7.9.1 diskutiert.

6.7 Permeabilitätsmessungen

Zur erfolgreichen Durchführung der Permeabilitätsmessungen und der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse wird ein dichtes Anliegen des Prüfkörpers auf der Aluminiumplatte vorausgesetzt. Herstellungsbedingt wies die Betonauftragfläche mit den vorhandenen Verdichtungsstellen keine Sichtbetonqualität auf. Eine Vorbereitung der Auflagefläche vor der ersten Messung war daher erforderlich. Mithilfe einer Nassschneidemaschine wurde die Auflagefläche im Millimeterbereich vorsichtig abgeschliffen, bis eine relativ glatte und ebene Oberfläche erkennbar war. Der Einfluss einer Volumenverringerung des Prüfkörpers infolge des Schleifens auf die Permeabilität wurde betrachtet und ist vernachlässigbar klein. Der Zustand eines Prüfkörpers vor und nach der Vorbereitung ist in Abb. 6.8 dargestellt.



Abb. 6.8: Links: Zustand der Auflagefläche der Betonschale vor der Vorbereitung; rechts: Zustand der Auflagefläche nach der Vorbereitung (Sousa Rodrigues 2019)

Nach der Vorbereitung eines Prüfkörpers wurde seine Auflagefläche mit Dichtungsfett auf Silikonbasis besprüht, um eine bessere Haftung mit der Ausgleichsschicht zu gewährleisten. Unter Berücksichtigung der aus den Validierungsversuchen gewonnenen Erkenntnissen wurden alle Permeabilitätsmessungen folgendermaßen durchgeführt:

1. Bilden der Vakuumkammer durch Evakuieren des Innenraums der Halbkugelschale bis zu einem absoluten Druck von $< 0,2$ mbar;
2. Schließen des Absperrventils;
3. Abwarten bis ein Druck von $0,5$ mbar erreicht wird;
4. Die Schritte 1. bis 3. viermalig wiederholen ohne die Vakuumkammer zu belüften;
5. Die Messung nach der vierten Wiederholung bis zu einem Druck von 12 mbar weiterführen.

Die Zeit bis zum Erreichen des minimalen Drucks von $0,2$ mbar hängt von der Dichtigkeit des Prüfkörpers sowie dem Saugvermögen der Vakuumpumpe ab. Dichtere Prüfkörper benötigten weniger Zeit, um die untere Druckgrenze zu erreichen. Diese

Zeit lag generell für alle Prüfkörper zwischen 2 und 10 min. Die Dauer für eine vollständige Permeabilitätsmessung hängt ebenfalls von der Dichtheit des Prüfkörpers ab und variierte stark je nach Mischung und Lagerungsart zwischen 15 und 700 min. Nach Beenden der Messung erfolgte anhand der aufgezeichneten Druck-Zeit-Kurve die Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten k (siehe Abs. 5.6).

6.7.1 Versuchsergebnisse

In diesem Abschnitt werden die wesentlichen Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen sowie der Bestimmung der Karbonatisierungstiefe von den untersuchten UHPC-Mischungen vorgestellt. Weitere Angaben zu den experimentellen Untersuchungen wie z. B. das Prüfdatum, der betrachtete Druckbereich, die Versuchsdauer sowie die einzelnen Permeabilitätskoeffizienten sind im Anhang B übersichtlich zusammengestellt. Eine Diskussion der präsentierten Versuchsergebnisse findet sich in Kapitel 7.

Aufgrund der Inhomogenität von Beton unterliegen die Permeabilitätsversuche einer großen Streuung (vgl. *Lun 2015*). Weitere Ursachen dafür sind Mikrorisse (bei Rissbreiten von $< 0,01$ mm) sowie die Oberflächenrauigkeit (vgl. *Jacobs 2006*). *Scheydt 2014* erkannte ebenfalls bei ihren Voruntersuchungen an UHPC eine starke Streuung der Permeabilitätsergebnisse. Dies führte sie auf die niedrigen Durchflussraten wegen der hohen Betondichtheit zurück. Daher ist es bei der Darstellung der Permeabilitätsergebnisse von großer Bedeutung, neben dem geometrischen Mittelwert die Standardabweichung oder den Variationskoeffizient anzugeben. Aufgrund der großen Schwankung der Permeabilitätskoeffizienten in einer Versuchsserie zeigte sich die Standardabweichung der logarithmierten Messwerte als passendes Maß zur Charakterisierung der Ergebnisse (vgl. *Kubens et al. 2005*; *Torrent u. Ebensperger 1993*). Ergebnisse aus *Jacobs 2006* zeigten, dass für Labormessungen mit einem Serenumfang zwischen 3 und 10 Versuchen die maximale Standardabweichung der logarithmierten Werte bei $< 0,4$ m² liegen sollte. Die gleiche Quelle empfiehlt weiterhin die Angabe der Standardabweichung mit und ohne Extremwerten, um die Inhomogenität von Beton zu beurteilen. Zur Darstellung der Ergebnisse aus den Permeabilitätsmessungen werden in den folgenden Abschnitten die mittleren Permeabilitätskoeffizienten und die dazu gehörigen Variationskoeffizienten angegeben.

Die zu erwartende große Streuung der Ergebnisse wurde auch im Rahmen dieser Arbeit beobachtet. Vor der Auswertung der Ergebnisse erfolgte daher ein Ausreißertest nach *Dixon 1950*, welcher für ähnliche Untersuchungen Anwendung findet. Die nach diesem Test identifizierten Extremwerte wurden bei der Beurteilung der Ergebnisse nicht berücksichtigt. Zum Zwecke der Vollständigkeit werden sie dennoch mit den Druckverläufen im Anhang C dargestellt.

Da die ermittelten Permeabilitätskoeffizienten viele Größenordnungen umfassen, werden die einzelnen Werte in den folgenden Diagrammen logarithmisch dargestellt. Im Sinne einer Vereinheitlichung wird bei dieser Darstellung der dekadische Logarithmus (auch Zehnerlogarithmus) verwendet.

Es sei anzumerken, dass die Ergebnisse von verschiedenen Luftpermeabilitätsmessungen nur an Beton unter ähnlicher Lagerung verglichen und beurteilt werden

können (Jacobs 2006). Der Vergleich von Prüfkörpern mit unterschiedlichen Dicken ist ebenfalls nicht zielführend. Ergebnisse aus *DAfStb Heft 422* zeigten, dass dünnere Prüfkörper stets höhere Permeabilitäten aufwiesen als dickere Prüfkörper bei sonst gleichen Lagerbedingungen.

6.7.2 Permeabilität nach 28 Tagen

Die ersten Permeabilitätsmessungen wurden an den drei Mischungen unter den Lagerungen RF, WL und WB nach 28 Tagen durchgeführt. Tab. 6.9 zeigt die Mittelwerte der ermittelten Permeabilitäts- und deren Variationskoeffizienten.

Tab. 6.9: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k und ihre Variationskoeffizienten v_x nach 28 Tagen

Betonmischung	RF		WB		WL	
	k [10^{-19} m^2]	v_x [%]	k [10^{-19} m^2]	v_x [%]	k [10^{-19} m^2]	v_x [%]
M1	49,93	11,70 (6)	15,39	27,16 (6)	4,23	17,64 (5)
M2	18,74	28,70 (5)	1,98	31,92 (6)	2,94	10,11 (5)
N	5,59	32,53 (6)	2,80	69,47 (5)	4,43	18,67 (6)

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Die an referenzgelagerten und wärmebehandelten Prüfkörpern ermittelte Permeabilitätskoeffizienten zeigen große Variationskoeffizienten. Die wassergelagerten Probekörper weisen einen geringeren Variationskoeffizienten auf. Zur Veranschaulichung werden die mittleren Permeabilitätskoeffizienten zusammen mit der Standardabweichung in Abb. 6.9 grafisch dargestellt.

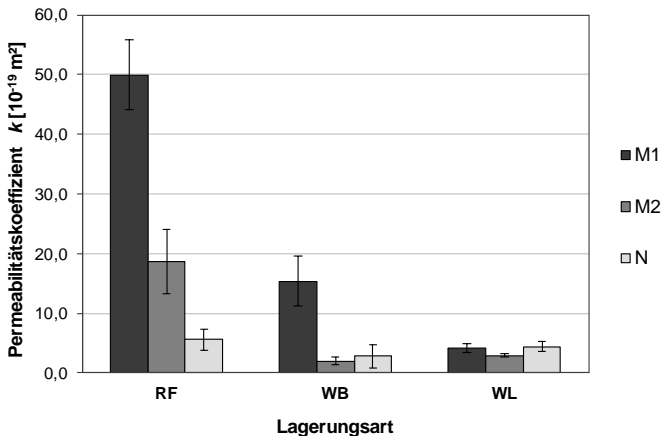


Abb. 6.9: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten mit der Standardabweichung nach 28 Tagen

Aus Tab. 6.9 lässt sich feststellen, dass die Referenzlagerung bei 20 °C und 55 % r. F. bei den untersuchten Mischungen erwartungsgemäß die höchste Permeabilität unter den Lagerungsarten hervorruft. Im Gegensatz dazu bewirken sowohl die Wasserlagerung als auch die Wärmebehandlung eine Verringerung der Permeabilität

gegenüber der Referenzlagerung bei den drei Mischungen. Mit einer Abnahme der Permeabilität um den Faktor 9,5 ist der Einfluss der Wärmebehandlung auf M2 am höchsten, während M1 durch die Wasserlagerung mit einem Faktor von 11,8 ihre niedrigste Permeabilität erreicht. Außerdem ist erkennbar, dass die Permeabilität der Mischung N unter der Referenzlagerung den niedrigsten Wert unter den drei Mischungen aufweist. Der Einfluss der Wasserlagerung und der Wärmebehandlung auf die Mischung ist allerdings vergleichbar gering. Eine Übersicht der einzelnen Permeabilitätskoeffizienten der Versuchsserien nach 28 Tagen ist in Abb. 6.10 enthalten.

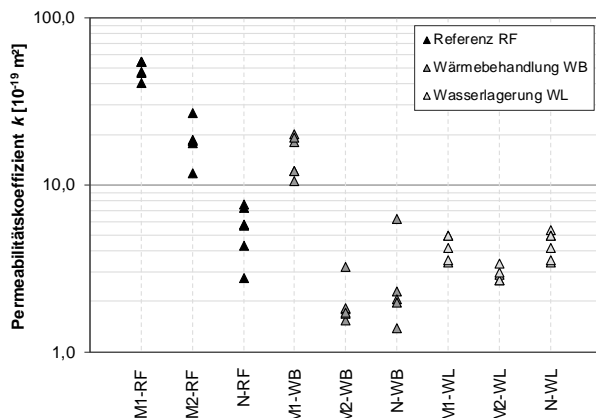


Abb. 6.10: Permeabilitätskoeffizienten der untersuchten Mischungen unter RF, WB und WL nach 28 Tagen

6.7.3 Permeabilität der getrockneten Betone

Nach den ersten Permeabilitätsmessungen wurden je Mischung und Lagerungsart drei Prüfkörper bis zur Massekonstanz getrocknet (vgl. Abs. 6.5). Im Anschluss wurden die Permeabilitätsmessungen an den getrockneten Prüfkörpern erneut durchgeführt. Eine Gegenüberstellung des mittleren Permeabilitätskoeffizienten vor und nach der Trocknung ist in Tab. 6.10 gegeben.

Tab. 6.10: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k und ihre Variationskoeffizienten v_x vor und nach der Trocknung

Trocknung	Mischung	RF		WB		WL	
		k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]
Vor	M1	52,35	8,16 (3)	19,13	5,40 (3)	4,98	0,19 (2)
	M2	21,04	24,39 (3)	2,26	38,07 (3)	3,11	8,39 (3)
	N	4,32	35,54 (3)	1,94	25,30 (3)	4,35	23,08 (3)
Nach	M1	74,68	17,85 (3)	0,58	138,14 (3)	0,07	19,13 (2)
	M2	51,35	23,34 (3)	1,00	4,76 (3)	1,11	25,33 (3)
	N	14,44	10,72 (3)	4,32	105,63 (3)	3,20	34,88 (3)

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Tab. 6.10 zeigt, dass der Einfluss der Prüfkörpertrocknung je nach Lagerungsart stark variiert. Erwartungsgemäß führt die Trocknung und die damit verbundene Verringerung des Wassergehaltes bei der Referenzlagerung zu einer Permeabilitätszunahme bei den drei Mischungen. Eine Gefügeschädigung der bei 50 °C getrockneten Prüfkörper wird nicht erwartet. Bemerkenswert ist insbesondere, dass die Trocknung der wassergelagerten und der wärmebehandelten Prüfkörper der Mischungen M1 und M2 einen gegenteiligen Effekt ausübt, nämlich eine Verringerung der Permeabilität. Insbesondere bei den einer Wärmebehandlung unterzogenen Prüfkörpern lässt sich eine Permeabilitätsverringern infolge Trocknung aufgrund der großen Streuung nicht feststellen. Der beobachtete Gegeneffekt in Abhängigkeit der Lagerung und der Nachbehandlung lässt sich auf Änderung in der Feuchte- und Wasseraufnahme der Prüfkörper zurückführen. Zu berücksichtigen ist, dass die Permeabilität unmittelbar nach der Trocknung geprüft worden ist, was große Temperatur- und Feuchtegradienten zwischen dem Prüfkörper und der Umgebungsluft zur Folge hat (siehe Abs. 7.5).

In Abb. 6.11, Abb. 6.12 und Abb. 6.13 sind die einzelnen Permeabilitätskoeffizienten vor und nach der Trocknung für die Lagerungen RF, WB und WL zusammengestellt.

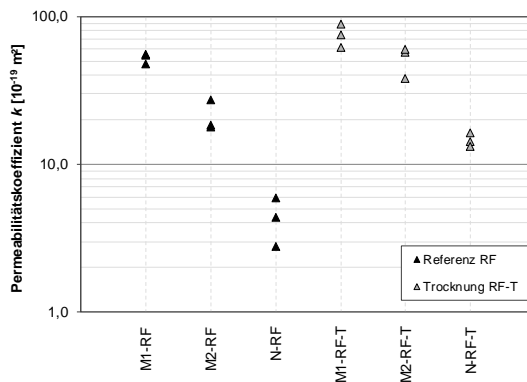


Abb. 6.11: Permeabilitätskoeffizient vor und nach der Trocknung unter Referenzlagerung

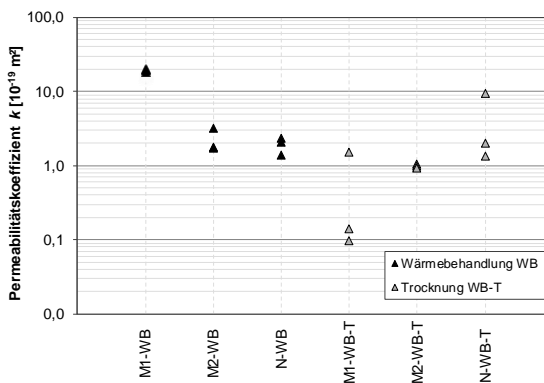


Abb. 6.12: Permeabilitätskoeffizient vor und nach der Trocknung unter Wärmebehandlung

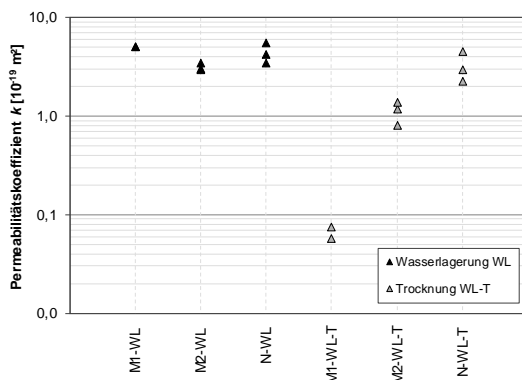


Abb. 6.13: Permeabilitätskoeffizient vor und nach der Austrocknung unter Wasserlagerung

Aus den Abbildungen kann entnommen werden, dass die unterschiedlichen Mischungen von dem Trocknungsvorgang nicht in gleichem Maße beeinflusst werden. Die wassergelagerten und die wärmebehandelten Prüfkörper aus der Mischung M1 zeigen nach der Trocknung beispielsweise die geringste Permeabilität unter den drei Mischungen, obwohl die gleiche Mischung die höchste Permeabilität vor der Trocknung aufwies. Im Gegensatz dazu ist der Trocknungseinfluss auf die Mischung N nicht ausgeprägt.

Trotz der oben aufgeführten Beobachtungen lässt sich vermuten, dass sowohl die Verringerung als auch die Zunahme der Permeabilität infolge Trocknung ein temporäres Phänomen ist. Mit den geplanten Permeabilitätsmessungen nach 90, 180 und 365 Tagen soll der Einfluss des Trocknungsvorgangs besser beurteilt werden.

6.7.4 Zeitliche Entwicklung der Permeabilität

Nach den ersten Permeabilitätsmessungen wurden die Prüfkörper unter Laborbedingungen gelagert, damit ihre Permeabilität im Betonalter von 90, 180 und 365 Tagen erneut bestimmt werden kann. Ziel war die Überprüfung, inwiefern die infolge WB und WL erhaltene Verringerung der Permeabilität immer noch vorhanden ist. Vor jeder Prüfphase erfolgte ein neues Gießen der Silikonschicht, um deren Einfluss infolge Abnutzung zu verringern. In einem ersten Schritt wurden die Permeabilitätswerte in zwei Gruppen aufgeteilt: mit und ohne Trocknung. Nach Auswertung der Ergebnisse konnte kein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Trocknungsvorgang und der Permeabilität erkannt werden (siehe Anhang D). Dies bestätigt die Annahme, dass die durch Trocknung erhaltene Verringerung oder Zunahme der Permeabilität lediglich kurzzeitig auftritt. Infolge der Laborlagerung findet ein Feuchteausgleich zwischen den Prüfkörpern und der Umgebungsluft in Richtung der Prüfkörper statt. Dadurch entwickelt sich mit der Zeit in den Prüfkörpern mit gleicher Vorlagerung und Mischung ein vergleichbarer Feuchtegehalt. Der Trocknungseinfluss auf die Permeabilität wird somit abgebaut. Aus diesem Grund werden die nach 90 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten unabhängig von der Trocknung in Tab. 6.11 zusammengestellt. In Abb. 6.14 sind die nach 90 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten dargestellt.

Tab. 6.11: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k und deren Variationskoeffizienten v_x nach 90 Tagen

Betonmischung	RF		WB		WL	
	k	v_x	k	v_x	k	v_x
	[10^{-19} m^2]	[%]	[10^{-19} m^2]	[%]	[10^{-19} m^2]	[%]
M1	68,84	64,57 (3)	0,54	23,23 (5)	0,94	108,27 (6)
M2	32,26	27,56 (5)	2,26	31,68 (6)	2,52	37,71 (5)
N	19,50	36,10 (6)	0,77	46,85 (6)	0,47	36,95 (6)

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

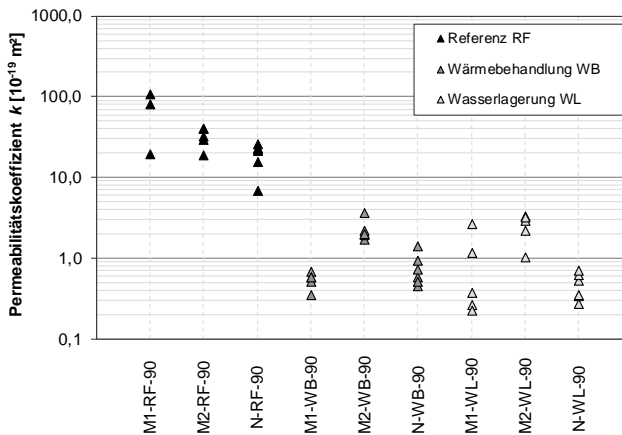


Abb. 6.14: Permeabilitätskoeffizienten der untersuchten Mischungen nach 90 Tagen

Aus Tab. 6.11 ist ersichtlich, dass die referenzgelagerten Prüfkörper auch nach 90 Tagen die höchste Permeabilität bei den drei Mischungen aufweisen. Trotz der gleichen Lagerung unter Laborbedingungen für zwei Monate, zeichnen sich die wassergelagerten und die wärmebehandelten Prüfkörper durch eine niedrigere Permeabilität aus. Dies deutet darauf hin, dass die Verbesserung der Gefügedichte infolge der genannten Lagerung und Nachbehandlung nicht nur kurzzeitig ist, sondern dauerhaft vorhanden bleibt. Der höchste Permeabilitätsunterschied innerhalb einer Mischung infolge der Lagerung ist bei der Mischung M1 zu erkennen. Dabei führt die Wärmebehandlung zu einer Verringerung der Permeabilität um mehr als zwei Zehnerpotenzen. Bei einem Vergleich der Werte nach 28 und nach 90 Tagen (Tab. 6.9 mit Tab. 6.11) lässt sich feststellen, dass die mittlere Permeabilität der referenzgelagerten Prüfkörper mit zunehmendem Betonalter steigt, während sie bei den wassergelagerten und wärmebehandelten Prüfkörpern abnimmt.

In einem Betonalter von 180 Tagen wurden nochmals die Permeabilitätsmessungen an den gleichen Prüfkörpern durchgeführt (siehe Tab. 6.12). Zwischen den Messungen nach 90 und nach 180 Tagen wurden die Prüfkörper weiter unter Laborbedingungen gelagert.

Tab. 6.12: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k und deren Variationskoeffizienten v_x nach 180 Tagen

Betonmischung	RF		WB		WL	
	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]
M1	57,57	44,60 (3)	0,71	36,13 (5)	0,74	42,72 (6)
M2	24,63	37,59 (5)	0,88	37,25 (5)	4,55	68,13 (5)
N	8,88	43,27 (6)	0,33	27,88 (6)	0,50	49,97 (4)

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Auch bei den nach 180 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten lässt sich ein ähnliches Verhalten wie nach 90 Tagen erkennen. Die referenzgelagerten Prüfkörper zeichnen sich durch die höchste Permeabilität unter den drei Lagerungen aus. Verglichen mit den nach 90 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten ist bemerkbar, dass die Permeabilität der referenzgelagerten Prüfkörper nach 180 Tagen abnimmt. Die einzelnen Werte der ermittelten Permeabilitätskoeffizienten sind in Abb. 6.15 dargestellt.

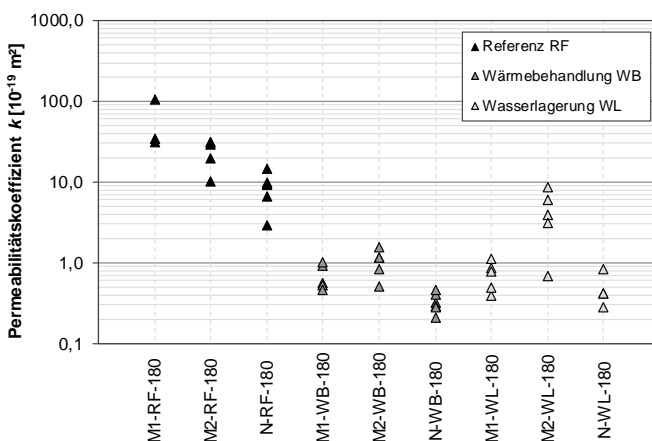


Abb. 6.15: Permeabilitätskoeffizienten der untersuchten Mischungen nach 180 Tagen

In einem Betonalter von 365 Tagen wurden die Permeabilitätsmessungen an den gleichen Prüfkörpern erneut durchgeführt (siehe Tab. 6.13).

Tab. 6.13: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k und deren Variationskoeffizienten v_x nach 365 Tagen

Betonmischung	RF		WB		WL	
	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]
M1	21,33	40,74 (3)	0,14	67,09 (5)	0,22	44,61 (5)
M2	7,63	48,92 (5)	0,25	49,18 (5)	0,96	116,66 (5)
N	9,39	60,70 (6)	0,15	52,46 (6)	16,04	134,20 (5)

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Die in Tab. 6.13 aufgeführten Ergebnisse decken sich mit den nach 90 und nach 180 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten, sodass die Referenzlagerung die höchste Permeabilität aufweist. Die Permeabilitätsverringerung infolge der Wasserlagerung und der Wärmebehandlung ist selbst im Betonalter von einem Jahr noch deutlich zu erkennen. Ausgenommen ist die Mischung N, welche unter Wasserlagerung durch den hohen Variationskoeffizienten eine größere Permeabilitätserhöhung im Vergleich mit der Referenzlagerung zeigt (siehe Abb. 6.16).

Im Vergleich zu den nach 180 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten zeichnen sich die nach 365 Tagen ermittelten Werte durch eine niedrigere Permeabilität aus. Zu bemerken ist allerdings, dass die nach 365 Tagen erhaltenen Permeabilitätskoeffizienten größere Schwankungen zeigen. Dies spiegelt sich in dem hohen Variationskoeffizienten wider. Die einzelnen Werte der ermittelten Permeabilitätskoeffizienten sind in Abb. 6.16 dargestellt.

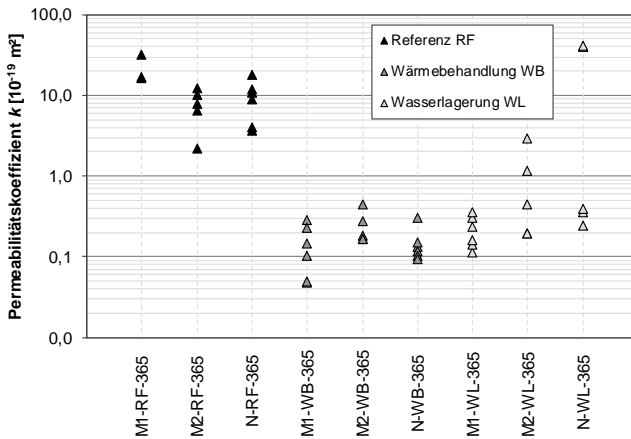


Abb. 6.16: Permeabilitätskoeffizienten der untersuchten Mischungen nach 365 Tagen

6.7.5 Permeabilität nach der Frost-Taubeanspruchung

Die Permeabilitätsergebnisse nach den ersten Frost-Taubyklen, kurz F-T-Zyklen, sind in Tab. 6.14 aufgeführt. Wie bereits erwähnt, konnten nur die Mischungen M1 und N dem ersten Prüfablauf unterzogen werden.

Tab. 6.14: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k und deren Variationskoeffizienten v_x vor und nach den ersten F-T-Zyklen

	M1		N	
	k [10^{-19} m^2]	v_x [%]	k [10^{-19} m^2]	v_x [%]
Vor den F-T-Zyklen¹	49,93	11,70 (6)	5,59	32,53 (6)
Nach den F-T-Zyklen	1,73	8,99 (4)	42,52	34,96 (6)

¹Permeabilitätskoeffizienten unter Referenzlagerung nach 28 Tagen

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Abb. 6.17 enthält die Permeabilitätsergebnisse nach der Frost-Taubeanspruchung im Vergleich zu den nach 28 Tagen an referenzgelagerten Prüfkörpern ermittelten Permeabilitätskoeffizienten.

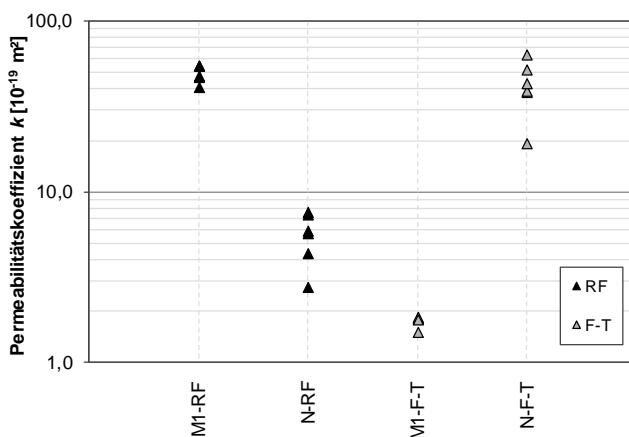


Abb. 6.17: Permeabilitätskoeffizient vor und nach den ersten F-T-Zyklen

In Abb. 6.17 fällt auf, dass die untersuchten Mischungen von den F-T-Zyklen unterschiedlich beeinflusst werden. Im Vergleich zu den referenzgelagerten Prüfkörpern nimmt die Permeabilität der Mischung M1 infolge der Frost-Taubeanspruchung ab. Im Gegensatz dazu bewirkt die gleiche Beanspruchung eine Permeabilitätserhöhung der Mischung N. Trotz der Permeabilitätszunahme sind die ermittelten Werte noch in einem Bereich, bei dem eine Gefügeschädigung infolge der Frost-Taubeanspruchung ausgeschlossen werden kann. Die Vermutung ist vielmehr, dass sowohl die Erhöhung als auch die Verringerung der Permeabilität durch Änderung im Feuchte- und Wassergehalt der Prüfkörper verursacht werden. Die Unterschiede in der Betonzusammensetzung der untersuchten Mischungen können dazu führen, dass jede Mischung individuell auf eine Feuchteaufnahme reagiert.

Die weiteren nach dem zweiten Prüfverlauf geplanten Frost-Taubyklen (siehe Abs. 6.5) sorgten für eine genaue Prüfung der oben genannten Hypothese. Dies erfolgte an den gleichen Prüfkörpern im Betonalter von einem Jahr und umfasste die drei Mischungen M1, M2 und N. Vor Beginn der Zyklen wurde der Permeabilitätskoeffizient der Prüfkörper bestimmt, um den Einfluss der Frost-Taubeanspruchung zu ermitteln. Die mittleren Permeabilitätskoeffizienten vor und nach den zweiten Frost-Taubyklen sind in Tab. 6.15 dargestellt.

Tab. 6.15: Permeabilitätskoeffizient k vor und nach den zweiten F-T-Zyklen

	M1		M2		N	
	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]
Vor den F-T-Zyklen	1,12	34,08 (4)	7,09	32,24 (6)	38,43	12,40 (5)
Nach den F-T-Zyklen	0,45	19,66 (4)	2,52	64,58 (5)	12,37	83,53 (5)

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Die im Betonalter von einem Jahr und vor den zweiten Frost-Tauzyklen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten der Mischungen M1 und N sind im Mittel geringer als die an den gleichen Prüfkörpern ermittelte Permeabilität nach den ersten Frost-Tauzyklen. Dies liegt in der Nachhydratation der Zementteilchen über einen Zeitabstand von einem Jahr begründet. Aus Tab. 6.15 ist ebenfalls erkennbar, dass die zweiten F-T-Zyklen bei allen drei Mischungen eine weitere Verringerung der Permeabilität hervorrufen. Die möglichen Ursachen werden in Abs. 7.7 diskutiert. Die einzelnen Permeabilitätsergebnisse vor und nach der zweiten Frost-Taubeanspruchung sind in Abb. 6.18 dargestellt.

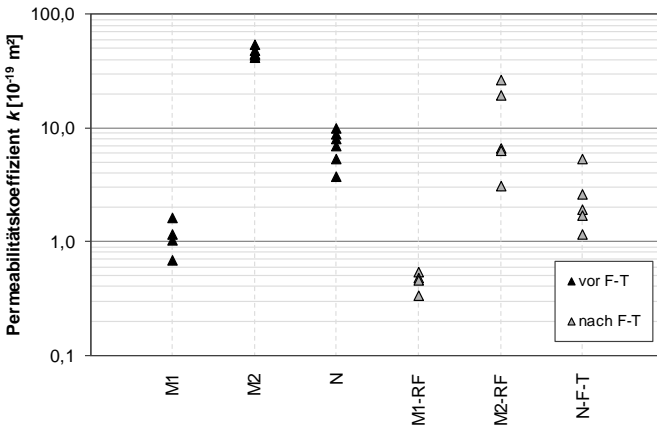


Abb. 6.18: Permeabilitätskoeffizient vor und nach den zweiten F-T-Zyklen

Zur Prüfung, ob die infolge der Frost-Taubeanspruchung erhaltene Permeabilitätsverringern permanent ist, wurden Permeabilitätsmessungen an allen Prüfkörpern 60 Tage nach Abschluss der zweiten Frost-Tauzyklen erneut durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Tab. 6.16 zusammengestellt.

Tab. 6.16: Änderung der Permeabilität 60 Tage nach den F-T-Zyklen

	M1		M2		N	
	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	v_x [%]
unmittelbar nach F-T	0,45	19,66 (4)	2,52	64,58 (5)	12,37	83,53 (5)
60 Tage nach F-T	0,31	21,88 (4)	0,50	17,31 (5)	3,17	155,06 (4)

Aus Tab. 6.16 kann entnommen werden, dass der Verdichtungseffekt infolge der Frost-Taubeanspruchung nicht temporär ist, wodurch die Permeabilität aller drei Mischungen 60 Tage nach Abschluss der Frost-Taubeanspruchung weiter abnahm. Am besten schneidet die Mischung N mit einer weiteren Reduktion der Permeabilität um ca. 80 %, gefolgt von der Mischung M2 mit einer Differenz von ca. 50 % ab. Die erhaltenen Permeabilitätskoeffizienten unmittelbar nach der zweiten Frost-Taubeanspruchung in einem Abstand von 60 Tagen sind in Abb. 6.19 zusammengestellt.

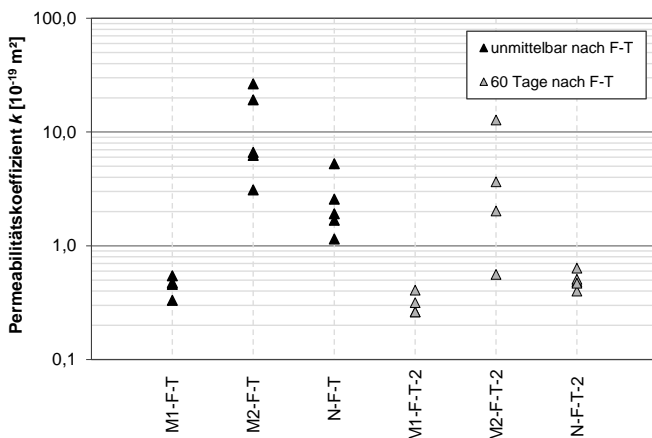


Abb. 6.19: Permeabilitätskoeffizient unmittelbar nach den F-T-Zyklen in einem Abstand von 60 Tagen

6.8 Karbonatisierung

Zu den experimentellen Untersuchungen gehörte ebenfalls die Bestimmung der Karbonatisierungstiefe an denselben Halbkugelschalen nach Abschließen aller Permeabilitätsmessungen. Aus jedem untersuchten Prüfkörper wurden mindestens drei kleine Proben entnommen, unmittelbar danach von Staub befreit und an ihren gebrochenen Oberflächen mit der Indikatorlösung besprüht. Zur optischen Differenzierung zwischen karbonatisiertem und nicht-karbonatisiertem Beton anhand des Indikators Phenolphthalein wurde die Karbonatisierungstiefe mithilfe der Durchlichtmikroskopie bestimmt. Die mittleren Karbonatisierungstiefen sind in Tab. 6.17 zusammengestellt. Die einzelnen Werte der Karbonatisierungstiefen sind im Anhang A (Tab. E.1) zu finden.

Tab. 6.17: Karbonatisierungstiefen *d* der untersuchten ultrahochfesten Betone nach 16 Monaten Lagerungsdauer

Lagerung	M1 <i>d</i> [mm]	M2 ¹ <i>d</i> [mm]	N <i>d</i> [mm]
RF	1,198 (0,26; 84)	1,360 (0,17; 81)	2,027 (0,20; 104)
WB	0	0	0
WL	0	0	0

¹im Betonalter von 16 Monaten
(*;*) Standardabweichung; Anzahl der Einzelwerte

Im betrachteten Lagerungszeitraum konnte generell bei keinem der untersuchten wärmebehandelten und der wassergelagerten Prüfkörpern eine Karbonatisierung gemessen werden. Dies steht im Einklang mit den Ergebnissen von *Scheydt 2014* an wärmebehandelten Proben, an denen sogar nach drei Jahren keine Karbonatisierung feststellbar war. Im Gegensatz zu den wassergelagerten und wärmebehandelten Prüfkörpern ist bei den referenzgelagerten Prüfkörpern aus den drei Mischungen eine

Karbonatisierung des Oberflächenbetons nachweisbar. Die Mischung N weist den höchsten Karbonatisierungsgrad auf, welcher auch in vergleichbarer Größenordnung zu den von Müller 2016 präsentierten Ergebnissen liegt. Demgegenüber zeigt die Mischung M1 eine um 60 % niedrigere Karbonatisierungstiefe im Vergleich zu der Mischung N. Das unterschiedliche Verhalten gegen Karbonatisierung kann in erster Linie auf die Variierung der verwendeten Zementarten bei der Betonherstellung zurückgeführt werden (vgl. Brameshuber et al. 2009). Der bei den Mischungen M1 und M2 eingesetzte Zement CEM I 52,5 R enthält durch den höheren Klinkeranteil mehr Calciumhydroxid als der in der Mischung N eingesetzte Zement CEM II/B-S 52,5 R. Aus diesem Grund kann der Fortschritt der Karbonatisierung bei den Mischungen M1 und M2 länger dauern als bei der Mischung N.

In Abb. 6.20 sind die Ergebnisse zur Karbonatisierung der referenzgelagerten Prüfkörper und deren Standardabweichung zusammengestellt.

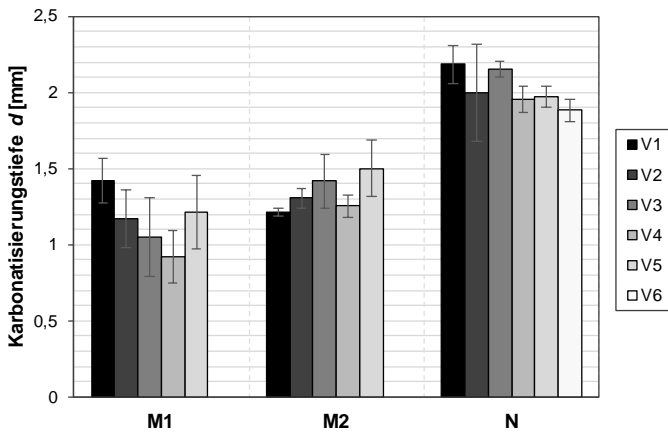


Abb. 6.20: Mittlere Karbonatisierungstiefe der untersuchten Prüfkörper unter Referenzlagerung

Eine mikroskopische Aufnahme zur Differenzierung zwischen dem karbonatisiertem und nicht-karbonatisiertem Bereich am Prüfkörper ist beispielhaft in Abb. 6.21 gegeben.

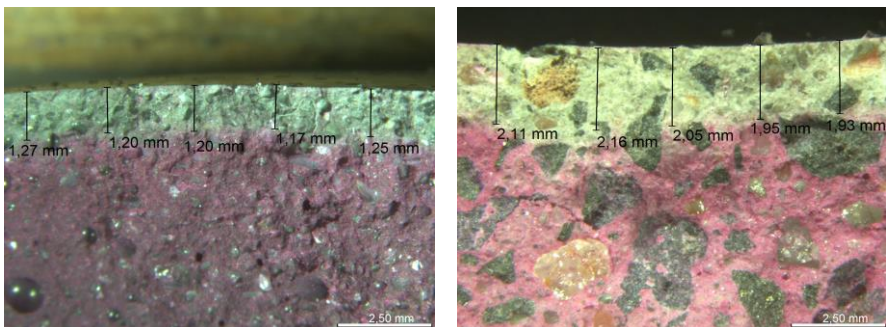


Abb. 6.21: Links: Die Karbonatisierung eines Prüfkörpers der Mischung M1; rechts: Die Karbonatisierung eines Prüfkörpers der Mischung N

6.9 Zwischenfazit

Das im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführte Versuchsprogramm umfasste die Untersuchung der Permeabilität und der Karbonatisierung von Ultrahochleistungsbetonen sowie die Charakterisierung der untersuchten Mischungen anhand der Frisch- und Festbetonkennwerten. Zusammenfassend lassen sich folgende Ergebnisse anführen.

Erwartungsgemäß zeigen die wassergelagerten Prüfkörper grundsätzlich niedrigere Druckfestigkeiten im Vergleich zu den an referenzgelagerten Prüfkörpern ermittelten Festigkeiten. Eine Festigkeitszunahme infolge der thermischen Behandlung bei 90 °C lässt sich nicht feststellen.

Die nach 28 Tagen durchgeführten Permeabilitätsmessungen lassen den Schluss zu, dass sowohl die Wasserlagerung als auch die Wärmebehandlung der Prüfkörper bei 90 °C zur Verringerung der Permeabilität beitragen. Infolge der Wasserlagerung konnte bei der Mischung M1 eine Permeabilitätsreduktion um den Faktor 11,8 gegenüber einer Lagerung im Normklima (20 °C und 55 % r. F.) nachgewiesen werden. Die Wärmebehandlung reduzierte die vorhandene Permeabilität der Mischung M2 um den Faktor 9,5. Zudem ist der Einfluss der Wärmebehandlung und der Wasserlagerung bei der Mischung N mit einer maximalen Abminderung um den Faktor 2 vergleichsweise gering. Mögliche Ursachen dafür werden im folgenden Kapitel diskutiert.

Die Trocknung der untersuchten Betone bis zur Massekonstanz übte in Abhängigkeit der Lagerung und Nachbehandlung einen widersprüchlichen Effekt auf die Permeabilität der Prüfkörper aus. Während die referenzgelagerten Prüfkörper im Anschluss an den Trocknungsvorgang durchlässiger waren, führte der gleiche Vorgang bei den wärmebehandelten und bei den wassergelagerten Prüfkörpern zu einer weiteren Reduktion der Permeabilität. Im Rahmen der nach 90 Tagen durchgeführten wiederholten Permeabilitätsmessungen war der oben genannte Effekt nicht mehr feststellbar. Eine mögliche Ursache dafür könnte sein, dass die Permeabilitätsänderung infolge der Trocknung mit den hohen Temperatur- und Feuchtegradienten zwischen dem Prüfkörper und der Umgebungsluft hervorgerufen wurde.

Das Langzeitverhalten von UHPC stellt ein komplexes Thema dar und konnte auch im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen nicht abschließend beschrieben werden. Die in Zeitabständen durchgeführten Permeabilitätsmessungen zeigten zwar eine tendenzielle Permeabilitätsabnahme nach 365 Tagen im Vergleich zu den nach 28 Tagen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten. Unter Betrachtung der Zwischenergebnisse nach 90 und nach 180 Tagen konnte aber kein von der Lagerungsart unabhängiger Zusammenhang zwischen der Permeabilität und dem Betonalter anhand der Versuchsergebnisse abgebildet werden.

In Bestätigung der Erkenntnisse aus der Literaturrecherche lässt sich auch im Rahmen dieser Arbeit ein hoher Frost-Tauwiderstand von UHPC beobachten. Nach der zweiten Frost-Taubeanspruchung (siehe Abs. 6.7.5) wurde sogar eine Permeabilitätsreduktion

bei allen untersuchten Prüfkörpern beobachtet. Dieser Einfluss war auch 60 Tage nach Abschluss der Beanspruchung weiterhin nachweisbar. Auf mögliche Begründungen für dieses Phänomen wird im folgenden Kapitel eingegangen.

Die Untersuchungen zur Karbonatisierung haben die Ergebnisse anderer Forschungsarbeiten bestätigt, wonach die bei 90 °C wärmebehandelten Ultrahochleistungsbetone einen sehr hohen Widerstand gegenüber der Diffusion von Kohlenstoffdioxid zeigen. Im Betonalter von 16 Monaten konnte an den wärmebehandelten Prüfkörpern keine Karbonatisierung nachgewiesen werden. Vergleichbare Ergebnisse wurden ebenfalls an den wassergelagerten Prüfkörper festgestellt.

7 Diskussion der Ergebnisse und Schlussfolgerungen

7.1 Allgemeines

Die in Kapitel 6 vorgestellten Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen werden in den folgenden Abschnitten diskutiert und mit vorhandenen Erkenntnissen aus der Literatur verglichen. Die Diskussion wird gemäß des Versuchsprogramms gegliedert.

In einem ersten Schritt werden die im Betonalter von 28 Tagen erhaltenen Permeabilitätsergebnisse für die unterschiedlichen Lagerungen betrachtet. Darauf folgend wird das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich der Permeabilität behandelt. Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit keine eingehende Analyse der Porenstruktur, wie z. B. mithilfe der Quecksilberporosimetrie, durchgeführt wurde, wird stattdessen bei der Diskussion der Ergebnisse auf die Betonkennwerte Rohdichte, Luftporengehalt sowie Karbonisierungstiefe zurückgegriffen. Anschließend wird überprüft, ob eine Korrelation zwischen der Permeabilität und der Betondruckfestigkeit (siehe Abs. 3.3.3) für UHPC vorliegt. Darüber hinaus wird eine in dieser Arbeit erkannte und quantifizierte Korrelation der Permeabilität von UHPC mit der Rohdichte vorgestellt.

Abhängig von dem verwendeten Messverfahren, dem untersuchten Druckbereich und der Prüfkörpergeometrie können gleiche Betone unterschiedliche Permeabilitätskoeffizienten aufweisen (vgl. *DAfStb Heft 422*). Dies liegt darin begründet, dass die verschiedenen Messverfahren von dem vorhandenen Feuchtegehalt und dem Druck unterschiedlich beeinflusst werden können. Aus diesem Grund dienen die Permeabilitätskoeffizienten aus der Literatur lediglich als Orientierungswerte.

In einer zusammenfassenden abschließenden Bewertung wird die Anwendbarkeit von UHPC im Bereich von Vakuumisulationspaneelen (siehe Abs. 2.6.3) in einer detaillierten Studie bewertet. Aufbauend auf den in dieser Arbeit ermittelten Permeabilitätskoeffizienten wird die Effizienz der bereits vorgestellten Vakubäude-Konstruktion an einem Modellhaus untersucht. Zusätzlich wird die Wirtschaftlichkeit des Systems unter dem Einsatz von variierenden Vakuumpumpen beurteilt.

7.2 Lagerung im Normklima und unter Laborbedingungen

Die Lagerung der Prüfkörper im Normklima bei 20 °C und 55 % r. F. für 28 Tage ermöglicht es, die Wirkung der Betonzusammensetzung auf die Permeabilität besser zu beurteilen. Diese Lagerungsart wird ebenfalls als Referenz für die Betrachtung weiterer Einflussparameter herangezogen. Bei gleicher Lagerung kann der Permeabilitätsunterschied hauptsächlich auf die Unterschiede der Betonzusammensetzung und der Porenstruktur zurückgeführt werden.

Aus den nach 28 Tagen erhaltenen Prüfergebnissen geht hervor, dass der Permeabilitätskoeffizient der feinkörnigen Mischung aus M1 dreimal so groß ist wie der Koeffizient der grobkörnigen Mischung aus M2. Eine weitere Reduzierung der Permeabilität um den Faktor 3 im Vergleich zu der grobkörnigen Mischung M2 kann unter Verwendung des NANODUR®-Compound mit einem Größtkorn von 3 mm erhalten werden. Diese Ergebnisse bestätigen die Untersuchungen von *Scheydt 2014*, bei denen ein feinkörniger UHPC durchlässiger war als ein grobkörniger UHPC. Dies

führte sie auf einen höheren absoluten Kapillarporengehalt der feinkörnigen Mischung zurück. Im Unterschied zu den in der vorliegenden Arbeit untersuchten Mischungen wies der von *Scheydt 2014* verwendete grobkörnige Beton ein Größtkorn von 8 mm (Größtkorn in dieser Arbeit: 2 mm) auf. Die bei der feinkörnigen Mischung M1 beobachteten Verklumpungen im Frischbeton (siehe Abs. 6.4) könnten zu einer Behinderung der optimalen Betonverdichtung geführt haben. Dies kann anhand des höheren Luftporengehalts der Mischung M1 im Vergleich zu den anderen Mischungen in Tab. 6.5 verdeutlicht werden. Da die Untersuchung der Luftpermeabilität und nicht die Optimierung von UHPC-Mischungen im Vordergrund der vorliegenden Arbeit steht, wurde aus Gründen der Vergleichbarkeit die gleiche Mischmethode für alle untersuchten Mischungen verwendet. In Abb. 7.1 ist die bereits abgeschliffene Auflagefläche von jeweils einem referenzgelagerten Prüfkörper aus den drei Mischungen dargestellt.



Abb. 7.1: Auflageflächen von Prüfkörpern aus M1, M2 und N (von links nach rechts)

Aus der makroskopischen Betrachtung lässt sich eine porenreichere Oberfläche der Mischung M1 gegenüber der Mischung M2 erkennen. Die Mischung N weist eine ähnliche Porenverteilung auf der Oberfläche wie Mischung M2. Die makroskopisch beobachteten Entlüftungsporen sind aufgrund ihrer Diskontinuität für die Transportmechanismen zwar nicht maßgebend, ihre Verteilung auf der Betonoberfläche kann dennoch einen Einblick über das Verdichtungsverhalten geben. Wegen der häufigen Porenverteilung bei der Mischung M1 (siehe Abb. 7.1) kann eine höhere Permeabilität als die anderen Mischungen erwartet werden.

Im Unterschied zu der Mischung N wurde bei den anderen zwei untersuchten Mischungen M1 und M2 Mikrosilika verwendet. Auf der einen Seite hat die Zugabe von Silikastaub einen positiven Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Betons (Festigkeitserhöhung), auf der anderen Seite führt diese zu einer Vergrößerung der Porenstruktur (*Bentz u. Stutzman 1994*). Durch den Verbrauch von Calciumhydroxid bei der puzzolanischen Reaktion der Mikrosilika entstehen Hohlräume an den Stellen der gelösten Calciumhydroxidkristalle, weswegen ein erhöhter Anteil an groben Poren im Zementstein entsteht. Ferner erhöht die Zugabe von Mikrosilika das autogene Schwinden und führt insbesondere bei niedrigen w/z-Werten zu vermehrten Schwindrissen (vgl. *Gluth 2011*). Aus diesem Grund ist es plausibel, dass die Mischung M1 mit einem um 40 M.-% höheren Anteil an Silikastaub im Vergleich zu der Mischung M2, verbunden mit niedrigem Wasser- und Fließmittelanteil (siehe Tab. 6.2), eine höhere Permeabilität aufweist. Sofern ein Teil des Silikastaubs durch Brechsand

0/2 mm ersetzt wird, reduziert sich der Wasseranspruch der Betonmischung. Bei der Mischung M2 kommt es dadurch zu einer besseren Größenabstufung der Betonbestandteile und somit zu einer Reduktion der Permeabilität. Die Hypothese einer Permeabilitätsverringerung mit Vergrößerung der Betonbestandteile wird dadurch bekräftigt, dass die Mischung N unter Zugabe von größerem Edelsplitt 1/3 mm die niedrigste Permeabilität der drei untersuchten Mischungen aufweist. Daraus ergibt sich, dass die Permeabilität maßgebend von der Optimierung der Sieblinie mit einer Abstufung der Betonzusammensetzung und nicht von der Mischungsfineinheit gesteuert wird. Darüber hinaus kann die Mischung N ihre maximalen charakteristischen Kennwerte mit einem herkömmlichen Mischer erreichen, wogegen die Mischungen M1 und M2 den Einsatz von Intensivmischern erfordern (siehe Abs. 6.4).

Für die unter Laborbedingungen gelagerten UHPC wird ein Permeabilitätsbereich von 10^{-18} bis 10^{-19} m² angegeben, siehe z. B. *AFGC recommendation 2002*; *Fehling et al. 2005*; *Scheydt 2014*. Die Permeabilität der im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersuchten Mischungen unter Referenzlagerung liegt mit Werten zwischen $4,99 \cdot 10^{-18}$ m² (M1) und $5,59 \cdot 10^{-19}$ m² (N) insofern im erwarteten Bereich.

7.3 Wärmebehandlung

Bei den drei untersuchten Mischungen führt die Wärmebehandlung erwartungsgemäß zu einer Reduzierung der nach 28 Tagen bestimmten Permeabilität im Vergleich zu der Referenzlagerung (siehe Tab. 7.1). Im Gegensatz dazu, kann keine eindeutige Erhöhung der Druckfestigkeit infolge der Wärmebehandlung festgestellt werden. Dies belegt die in Abs. 3.3.3 vorgestellte Aussage, dass die Porengrößenverteilung und die Prüfkörpergeometrie einen unterschiedlichen Einfluss auf die Druckfestigkeit und die Permeabilität des Betons haben.

Tab. 7.1: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k infolge RF und WB nach 28 Tagen

Betonmischung	M1	M2	N
Prüfkriterium	k [10^{-19} m ²]	k [10^{-19} m ²]	k [10^{-19} m ²]
RF	49,93 (6)	18,74 (5)	5,59 (6)
WB	15,39 (6)	1,98 (6)	2,80 (5)
Verringerungsfaktor	3,24	9,45	1,99

(*) ausgewertete Versuchszahl

Aus Tab. 7.1 lässt sich der große Einfluss der Wärmebehandlung auf M2 mit einer Permeabilitätsabnahme um 90 % erkennen. Somit weist die Mischung M2 den geringsten mittleren Permeabilitätskoeffizienten auf. Weniger beeinflusst ist die Mischung M1 mit einer Permeabilitätsreduktion von 70 %, während der Einfluss der Wärmebehandlung auf die Mischung N am geringsten ist.

Untersuchungen von *Müller 2016* zeigten, dass die Mischung N (NANODUR®-Compound) keine bemerkbare Verbesserung der Endfestigkeit infolge einer Wärmebehandlung aufweisen konnte. Dies führte er auf den fehlenden Silikastaub und dessen puzzolanischen Reaktionen zurück. Aus diesem Grund ist es nachvollziehbar, dass die Permeabilität der Mischung N durch die Wärmebehandlung ggf. wenig

beeinflusst wird. Zu beachten ist dennoch, dass die Mischung N bereits unter der Referenzlagerung eine hohe Gefügedichte und eine geringe Permeabilität aufweist, sodass ein zusätzlicher Permeabilitätsrückgang infolge der Wärmebehandlung nicht in großem Maße zu erwarten war. Unter Betrachtung des Langzeitverhaltens von der Mischung N wird allerdings ab einem Betonalter von 90 Tagen eine deutliche Verringerung der Permeabilität an den wärmebehandelten Prüfkörpern ersichtlich. Der nach einem Jahr ermittelte Permeabilitätskoeffizient ist um das 18-fache geringer als der nach 28 Tagen ermittelte Permeabilitätskoeffizient (siehe Abb. 7.4). Dies kann auf die infolge der Wärmebehandlung aufgeführte Nachhydratation von vorhandenem Zement zurückgeführt werden (vgl. Tab. A.7 im Anhang A).

Wie in Abs. 3.2.3 erwähnt wurde, führt die Wärmebehandlung zu einer Beschleunigung der puzzolanischen Reaktion des Mikrosilikas mit dem Portlandit des Porenwassers. Dadurch kann der stärker ausgeprägte Einfluss der Wärmebehandlung auf die Mischungen M1 und M2, die Mikrosilika beinhalten, begründet werden (vgl. Tab. 6.2). Die große Verringerung der Permeabilität bei der Mischung M2 kann auf die dreitägige Wärmebehandlung statt einer zweitägigen Behandlung bei den anderen Mischungen zurückgeführt werden (vgl. Abs. 6.5). Ergebnisse von *Selleng et al. 2017* zeigten eine Festigkeitserhöhung von 8 % bei Erhöhung der Wärmebehandlungsdauer unter 90 °C von 24 auf 72 Stunden, wodurch eine weitere Verdichtung der Betonstruktur zu erwarten ist. *Sung-Hoon et al. 2017* untersuchten die Änderung der Mikrostruktur von UHPC mit Silikastaub infolge der Wärmebehandlung und stellten eine stetige Verringerung der Gesamtporosität mit zunehmender Behandlungsdauer fest. Nach 2-tätiger Behandlung unter 90 °C betrug die Abnahme der Gesamtporosität 37 %. Diese Verringerung ist niedriger als die in dieser Arbeit erzielte Abnahme der Permeabilität infolge der Wärmebehandlung. Dieser Unterschied kann dennoch anhand Abb. 7.2 verdeutlicht werden.

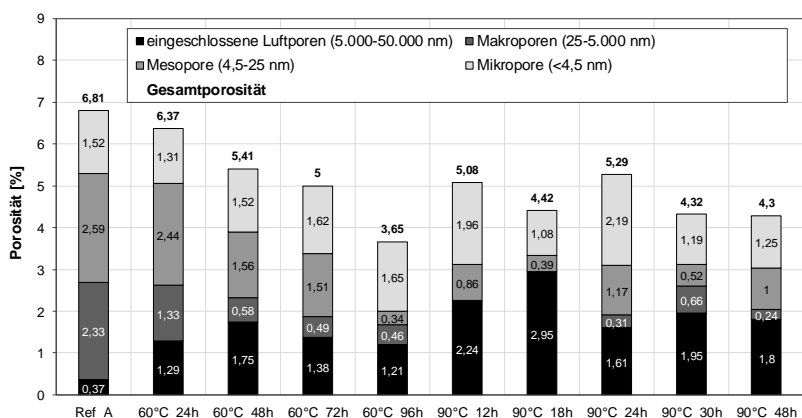


Abb. 7.2: Porenvolumenverteilungen von UHPC nach 28 Tagen in Anlehnung an *Sung-Hoon et al. 2017*

Durch die 2-tägige Wärmebehandlung bei 90 °C nimmt zwar die Gesamtporosität von UHPC ab, gleichzeitig nimmt der Mikroporenraum von 0,37 auf 1,8 % zu. Diese Zunahme ist für die Permeation als Transportmechanismus allerdings nicht

maßgebend. Viel mehr wird die Permeabilität von der Reduzierung der Kapillarporen (von 2,33 % auf 0,24 %) und der Makroporen (von 2,59 % auf 1,0 %) beeinflusst.

Die Abnahme der Permeabilität infolge der Wärmebehandlung bei den einzelnen Prüfkörpern der drei Mischungen (siehe Abb. 6.10) deutet darauf hin, dass die Wärmebehandlung zu keinen durchgängigen Mikrorissen bei den untersuchten Prüfkörpern führte.

7.4 Wasserlagerung

Die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Permeabilitätsmessungen an wassergelagerten Prüfkörpern decken sich mit den Ergebnissen aus der Literatur (siehe Abs. 3.2.3). Bei den drei untersuchten Mischungen führt die Wasserlagerung erwartungsgemäß zu einer Reduzierung der nach 28 Tagen bestimmten Permeabilität im Vergleich zu der Referenzlagerung (siehe Tab. 7.2).

Tab. 7.2: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k infolge RF und WL nach 28 Tagen

Betonmischung	M1	M2	N
Prüfkriterium	$k [10^{-19} \text{ m}^2]$	$k [10^{-19} \text{ m}^2]$	$k [10^{-19} \text{ m}^2]$
RF	49,93 (6)	18,74 (5)	5,59 (6)
WL	4,23 (5)	2,94 (5)	4,43 (6)
Verringerungsfaktor	11,81	6,38	1,62

(*) ausgewertete Versuchsanzahl

Im Gegensatz zu der Wärmebehandlung lässt sich der größte Einfluss der Wasserlagerung auf die Mischung M1 mit einer Permeabilitätsreduktion um 92 % erkennen, während die Mischung M2 mit einer Abnahme der Permeabilität um 84 % weniger beeinflusst wird. Bei der Mischung N lässt sich bei der Wasserlagerung keine signifikante Verringerung der Permeabilität nach 28 Tagen feststellen, während bei den wassergelagerten Prüfkörpern der Mischung N ein signifikanter Rückgang der Permeabilität um den Faktor 10 ab einem Betonalter von 90 Tagen beobachtet werden konnte. Bei den anderen Mischungen kann ebenfalls eine Abnahme der Permeabilität im Betonalter von 90 Tagen festgestellt werden, sodass die Differenz der Permeabilitätskoeffizienten zwischen den drei Mischungen kleiner wird (siehe Tab. 6.11).

Durch die 27-tägige Wasserlagerung steht im Vergleich zur Referenzlagerung zusätzliches Wasser zur Hydratation von Zement zur Verfügung. Dies führt zur weiteren Bildung von porenfüllenden Hydrationsprodukten. Darüber hinaus können in der Zementsteinmatrix vorhandene Poren teilweise mit Wasser gefüllt werden, sodass das Durchdringen von der umgebenden Luft in den Prüfkörper erschwert wird (siehe Abs. 3.2.3). Bei Ultrahochleistungsbetonen ist der Einfluss einer Wasserlagerung auf der Permeabilität aufgrund des niedrigen w/z -Werts und der großen Menge an nicht hydratisiertem Zement ausgeprägter als bei Normalbetonen mit hohem w/z -Wert. Damit lässt sich die große Reduktion der Permeabilität bei der Mischung M1 mit dem niedrigsten w/z -Wert (0,22) erklären. Auf der anderen Seite zeichnet sich die Mischung N durch einen für die üblichen UHPC-Mischungen relativ hohen w/z -Wert (0,27) aus

(siehe Tab. 6.2). Bei dieser Mischung steht daher eine vergleichsweise geringere Menge an nicht hydratisiertem Zement zur Verfügung, weswegen der Einfluss der Wasserlagerung nach 28 Tagen nicht signifikant war (siehe Tab. 6.9). Die nach 28 Tagen gewonnenen Permeabilitätsergebnisse an wassergelagerten Prüfkörpern lassen den Schluss zu, dass der Einfluss der Wasserlagerung von UHPC mit abnehmendem w/z-Wert steigt.

Im Gegensatz zu der Permeabilität ist der Einfluss der Wasserlagerung auf die Druckfestigkeit negativ, sodass die an wassergelagerten Prüfkörpern bestimmten Druckfestigkeiten niedriger sind als bei einer Referenzlagerung. Der negative Einfluss der Wasserlagerung von Beton auf seine Druckfestigkeit ist aus der Literatur bekannt (z. B. Dahms 1968; Matsushita u. Onoue 2006). In DIN 1045-2 wird daher ein Umrechnungsfaktor von 0,95 zwischen der an wassergelagerten Würfeln und der an trockengelagerten Würfeln bestimmten Druckfestigkeit für hochfesten Normalbeton ($\geq C55/67$) angegeben.

Einige wassergelagerte Würfel wurden nach 28 Tagen aus dem Wasserbad entnommen und unter Laborbedingungen gelagert. Im Anschluss daran erfolgte die Festigkeitsprüfung im Alter von 90 und 180 Tagen, dabei war der Unterschied der Druckfestigkeit zwischen RF und WL deutlich kleiner als nach 28 Tagen. Es lässt sich vermuten, dass die weitere Lagerung unter Laborbedingungen zum Feuchteausgleich zwischen den Prüfkörpern und der Umgebungsluft geführt hat, wodurch der Wassergehalt in den Betonwürfeln abgenommen hat.

7.5 Einfluss der Betonfeuchte auf die Permeabilität

Die wichtige Rolle der Probenvortrocknung bei der Beschränkung des Feuchteinflusses auf die Permeabilitätsmessungen wurde bereits in Abs. 3.2.6 und in Abs. 4.4.1 erwähnt. Infolge dieser Trocknung ist nach *DAfStb Heft 487* und *Huber 2008* eine Zunahme der Permeabilität aufgrund des abnehmendem Feuchtegehalt und der höheren Mikrorissdichte zu erwarten. Dies wurde anhand der in dieser Arbeit ermittelten Permeabilitätskoeffizienten nach 28 Tagen an referenzgelagerten Prüfkörpern vor und nach dem Trocknungsvorgang bestätigt (siehe Tab. 7.3).

Tab. 7.3: Mittlere Permeabilitätskoeffizienten k von jeweils drei referenzgelagerten Prüfkörpern vor und nach der Trocknung

Betonmischung	M1	M2	N
Prüfkriterium	$k [10^{-19} \text{ m}^2]$	$k [10^{-19} \text{ m}^2]$	$k [10^{-19} \text{ m}^2]$
RF	52,35	21,04	4,32
RF-T	74,68	51,35	14,44
Erhöhungsfaktor	1,43	2,44	3,34

Aus Tab. 7.3 ist ersichtlich, dass die Mischung M1 mit einer Erhöhung der Permeabilität um 43 % am wenigsten von dem Trocknungsvorgang betroffen ist. Dies spiegelt sich in dem Masseverlust der Prüfkörper infolge der Trocknung wider, wobei die Mischung M1 den niedrigsten Verlust aufweist (siehe Abb. 7.3). Die Permeabilität

der Mischung N steigt infolge der Trocknung um 234 %. Je mehr Wasser durch die Trocknung verdunstet, desto wahrscheinlicher wird es, dass die umgebende Luft schnellere Durchströmungswege durch den Prüfkörper finden wird. *Huber 2008* lagerte einen Prüfkörper in einer Klimakammer bei 60 °C und bestimmte die Gaspermeabilität sowie den Masseverlust zu unterschiedlichen Trocknungsstadien. Er stellte einen direkten Zusammenhang zwischen dem infolge der Trocknung erhaltenen Masseverlust und der Permeabilitätserhöhung fest. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die untersuchten Prüfkörper vor und nach dem Trocknungsvorgang gewogen. Der Zusammenhang zwischen dem gesamten Masseverlust und dem Permeabilitätsverhältnis vor und nach der Trocknung k_v/k_n [-] für RF ist in Abb. 7.3 dargestellt.

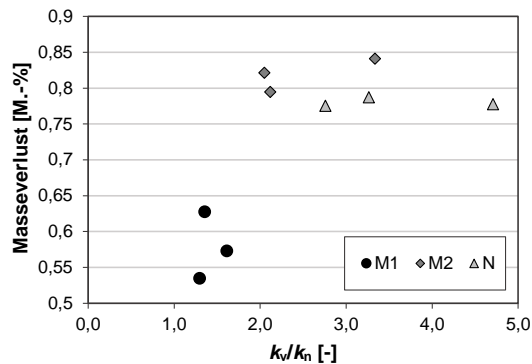


Abb. 7.3: Masseverlust und Änderung des Permeabilitätskoeffizienten durch Trocknung bei 50 °C unter RF

Für alle drei Mischungen kann kein direkter Zusammenhang zwischen dem Masseverlust und der Permeabilitätserhöhung festgestellt werden. Dies könnte mit dem kleinen Umfang der Prüfung (jeweils drei Prüfkörper) und der großen Streuung der Ergebnisse begründet werden.

Bei den wassergelagerten und wärmebehandelten Prüfkörpern lässt sich eine Abnahme der Permeabilität infolge der Trocknung beobachten (siehe Abs. 6.7.3). Ein Zusammenhang zwischen dem Masseverlust und der Permeabilitätsänderung wurde nicht beobachtet (siehe Abb. D.1 und Abb. D.2 im Anhang D). Untersuchungen von *Jacobs 1994* zeigten ebenfalls eine Abnahme der Permeabilität infolge Trocknung. Diese führte er auf eine mögliche Entgasung des in Hydratphasen gebundenen Wassers zurück, welche den Gasfluss bei kurzen Messzeiten erschwert. Dieser Effekt ist nach *DAfStb Heft 403* temporär und lässt sich bei langen Messzeiten > 50 h nicht mehr feststellen. Zusätzlich kann die Permeabilitätsabnahme mit den großen Temperatur- und Feuchtegradienten zwischen dem Prüfkörper und der Umgebungsluft während der Untersuchung begründet werden. Dadurch kann eine schnelle Sorption des Wasserdampfs aus der umgebenden Luft in den Prüfkörper hervorgerufen werden, welche eine Verdichtung der oberflächennahen Poren und eine Verhinderung des Lufteindringens zur Folge haben kann. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die getrockneten Prüfkörper unter den gleichen Bedingungen auf ihre Permeabilität untersucht, dennoch hat die Trocknung je nach Lagerung und Behandlung einen gegensätzlichen Einfluss auf die Permeabilität. Dies kann auf eine durch die

Wasserlagerung bzw. die Wärmebehandlung geänderte Betonstruktur und der Tendenz zur Feuchteaufnahme aus der Umgebung zurückgeführt werden. Zum aktuellen Stand der Forschung liegen keine Ergebnisse über den Einfluss eines Trocknungsvorgangs nach einer Wasserlagerung oder einer Wärmebehandlung auf die Permeabilität vor, weswegen die oben aufgeführten Interpretationen nicht verglichen werden können.

Wie in Abs.6.7.4 bereits erwähnt, lassen sich anhand der in Zeitabständen durchgeführten Permeabilitätsmessungen keine Unterschiede zwischen den getrockneten und nicht getrockneten Prüfkörpern feststellen, sodass die Vermutung eines temporären Einflusses der Trocknung auf die Permeabilität bestätigt werden kann.

7.6 Langzeitverhalten der Permeabilität

Auf die widersprüchlichen Ergebnisse aus der Literatur über die zeitliche Entwicklung der Permeabilität von Normalbeton wurde in Abs. 3.2.4 eingegangen. Die fehlenden Erkenntnisse über das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich dessen Permeabilität bildeten die Motivation zur Durchführung von Permeabilitätsmessungen an den gleichen Prüfkörpern zusätzlich in Zeitabständen bis zu einem Jahr. Dafür wurden die Prüfkörper aller Mischungen und Lagerungsarten ab einem Betonalter von 28 Tagen unter den gleichen Laborbedingungen gelagert. Die zeitliche Entwicklung der ermittelten Permeabilitätskoeffizienten ist für die untersuchten Mischungen im Mittelwert in Abb. 7.4 zusammengestellt.

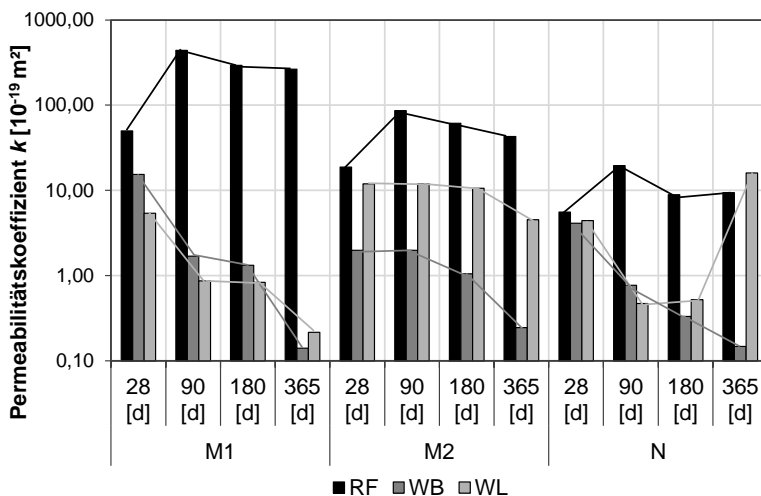


Abb. 7.4: Zeitliche Entwicklung der Luftpermeabilität der drei Mischungen in Abhängigkeit der Lagerung und der Nachbehandlung in den ersten 28 Tagen

In Abb.7.4 lässt sich kein allgemeiner von der Lagerung unabhängiger Zusammenhang zwischen der Permeabilität und dem Betonalter feststellen. Die referenzgelagerten Prüfkörper zeigen ihre niedrigste Permeabilität bereits nach 28 Tagen. Im Betonalter von 90 Tagen lässt sich bei den drei Mischungen eine

Zunahme der Permeabilität feststellen, welche zwischen 90 und 365 Tagen abgebaut wird. Werden nur die Ergebnisse nach 28 und nach 365 Tagen betrachtet, so stehen diese im Einklang mit denen aus *Jacobs 2006*. Er stellte unabhängig von der vorhandenen relativen Luftfeuchte eine Zunahme der Luftpermeabilität nach 365 Tagen im Vergleich zu den Werten nach 28 Tagen fest. Allerdings stellte er zwischen den Werten nach 90 Tagen und nach 180 Tagen ein unterschiedliches Verhalten der Permeabilitätsänderung in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte fest (siehe Abs. 3.2.4). Die in dieser Arbeit betrachtete Zunahme der Permeabilität mit fortschreitendem Betonalter kann auf die Änderung im Feuchtegehalt der Prüfkörper infolge der zeitlichen Austrocknung zurückgeführt werden. Ferner ist davon auszugehen, dass durchlässigere Betone schneller austrocknen und einfacher Feuchte an die Umgebung abgeben können als dies bei dichteren Betonen der Fall ist. Aus diesem Grund lässt sich eine größere zeitliche Permeabilitätsänderung bei der durchlässigeren Mischung M1 als bei M2 und N beobachten (siehe Abb. 7.4).

Im Gegensatz dazu lässt sich grundsätzlich eine kontinuierliche Permeabilitätsreduktion der wassergelagerten und wärmebehandelten Prüfkörper mit zunehmendem Betonalter feststellen. Die Permeabilitätsergebnisse der Mischung N nach 365 Tagen haben eine große Streuung (siehe Tab. 6.13), welche sich nicht auf Ausreißer zurückschließen lässt. Hierfür sind weitere Untersuchungen von großer Bedeutung. Bei den untersuchten Mischungen ergeben sich nach 365 Tagen die niedrigsten Permeabilitätskoeffizienten bei den wärmebehandelten Prüfkörpern. Weniger ausgeprägt zeichnet sich der Einfluss der Wasserlagerung auf die zeitliche Permeabilitätsentwicklung ab. Aus diesen Ergebnissen lässt sich ableiten, dass die infolge der Wärmebehandlung und der Wasserlagerung erzielte Verdichtung des Porensystems und Nachhydratation von vorhandenem Zement so einflussreich ist, dass der erwähnte Austrocknungseffekt mit zunehmendem Betonalter keine Auswirkung auf die Permeabilität hat. Anhand der Wärmebehandlung wird außerdem der Permeabilitätsunterschied zwischen den verschiedenen Mischungen mit zunehmendem Betonalter geringer (siehe Abb. 7.4). Wie in Abs. 7.3 erwähnt wurde, konnte bei der Mischung N erst bei der Messung nach 90 Tagen eine deutliche Permeabilitätsverringering an den wärmebehandelten Prüfkörpern erkannt werden. Dies kann mit der fortschreitenden Hydratation nach 28 Tagen begründet werden. Dies spiegelt sich auch in der Entwicklung der Druckfestigkeit wider, wobei die Mischung N unter Wärmebehandlung eine Festigkeitserhöhung von 15,6 % zwischen 28 und 90 Tagen verzeichnet. Dagegen beträgt diese Erhöhung bei der Mischung M2 nur 0,82 %, während die Mischung M1 eine Festigkeitszunahme von 9,72 % aufweist (siehe Tab. A.5 bis Tab. A.7 sowie Tab. 6.6 bis Tab. 6.8). Dementsprechend lässt sich eine höhere Permeabilitätsabnahme infolge der Wärmebehandlung nach 90 Tagen bei der Mischung N als bei der Mischung M2 beobachten (siehe Abb. 7.4).

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich der Permeabilität nicht nur vom Feuchtegehalt, sondern auch sehr stark von der Lagerung bzw. der Nachbehandlung im jungen Betonalter abhängt. Mit Änderung der Lagerungsart kann das Permeabilitätsverhalten sehr stark verändert werden. Infolge einer 2-tägigen Wärmebehandlung der untersuchten Mischungen im Alter von einem Tag konnte nach 365 Tagen eine um über 10^{-3} geringere Permeabilität im Vergleich zu der Referenzlagerung erzielt werden (siehe Abb. 6.16).

Im Unterschied zu den Laboruntersuchungen ist ein Betonbauwerk in der Praxis während seiner Lebensdauer großen Feuchtegradienten ausgesetzt, wodurch eine Aussage über die zeitliche Entwicklung dessen Permeabilität erschwert wird. In dieser Arbeit wurden die Prüfkörper ab einem Alter von 28 Tagen zwar unter Laborbedingungen gelagert (18 – 22 °C), die relative Luftfeuchtigkeit war dennoch über den untersuchten Zeitraum nicht konstant, sondern sie variierte zwischen 40 % und 80 % (vgl. Abb. D.6). Wie in Abs. 3.2.6 gezeigt wurde, sollte die Permeabilität von Beton bei diesem Bereich der Feuchteänderung nur wenig beeinflusst werden. Die zeitliche Entwicklung der Permeabilität für jeden untersuchten Prüfkörper ist im Anhang D (Abb. D.7 bis Abb. D.24) aufgeführt.

7.7 Einfluss der Frost-Taubeanspruchung auf die Permeabilität

Aus der in Abs. 2.5 durchgeführten Literaturrecherche lässt sich der hohe Widerstand von UHPC gegen Frost-Tauangriffe nachweisen. Dieser hohe Widerstand kann im Rahmen dieser Arbeit ebenfalls dadurch bestätigt werden, dass die Permeabilität von einigen untersuchten Prüfkörpern nach dem ersten Prüfablauf nur wenig steigt und nach dem zweiten Prüfablauf der Frost-Taubeanspruchung sogar abnimmt (siehe Abs. 6.7.5).

Unter Betracht des Massenunterschieds vor und nach den zweiten Frost-Tauzyklen (F-T-Zyklen) lässt sich eine geringfügige Gewichtszunahme bei allen untersuchten Prüfkörpern Infolge einer Wasseraufnahme feststellen (siehe Tab. A.4 im Anhang A). Durch den sehr niedrigen w/z-Wert in UHPC bleibt eine hohe Menge an Zement nicht hydratisiert. Das infolge der F-T-Zyklen aufgenommene Wasser bewirkt somit eine nachträgliche Hydratation von nicht reagiertem Zementklinker und eine Bildung von CSH-Phasen (vgl. *Jacobsen u. Sellevold 1996*). Ferner füllt dieses Wasser teilweise die im Beton vorhandenen Poren, steigert den Feuchtegehalt und führt daher zu einer Verringerung der Permeabilität. Darüber hinaus trägt die hohe Zugfestigkeit der untersuchten UHPC-Mischungen (siehe Tab. A.1 bis Tab. A.3 im Anhang A) dazu bei, dass die durch den Eisdruck entstehenden Spannungen die Betonzugfestigkeit nicht überschreitet und keine Beschädigung des Betongefüges hervorruft (*Feldrappe 2006*). Die maximal erreichbare Wasseraufnahme infolge der F-T-Zyklen variiert in dieser Arbeit zwischen 0,09 % und 0,53 %. Die geringe Wasseraufnahme führt zu keiner kritischen Sättigung und damit verbunden zu keiner Gefügeschädigung (vgl. *Palecki 2016*). Unter Betracht der Wasseraufnahme und des Permeabilitätsverhältnis vor und nach den F-T-Zyklen (kv/kn) lässt sich kein eindeutiger Zusammenhang feststellen (Abb. 7.5).

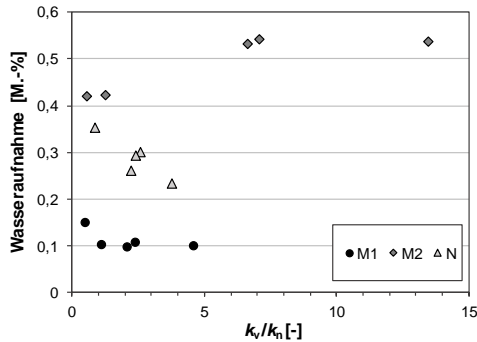


Abb. 7.5: Wasseraufnahme und Änderung der Permeabilität infolge der F-T-Bbeanspruchung

Der Unterschied im Permeabilitätsverhalten zwischen den ersten und den zweiten Frost-Tauzyklen kann auf die Differenz der Prüfbläufe zurückgeführt werden (siehe Abs. 6.5). Es lässt sich vermuten, dass die untersuchten Prüfkörper unter den schnelleren Zyklen des ersten Prüfblaufs (12 Stunden pro Zyklus) intensiven Feuchte- und Temperaturgradienten ausgesetzt sind, womit die Wasseraufnahme abgebremst ist. Darüber hinaus erfolgen die zweiten Frost-Tauzyklen nach einem Zeitabstand von einem Jahr, sodass eine während dieser Zeit weitere Austrocknung der Prüfkörper, insbesondere im Randbereich, zu erwarten ist. Dadurch erhöht sich die infolge der Frost-Taubeanspruchung kapillare Feuchteaufnahme (vgl. *Palecki 2016*). Untersuchungen von *Tang u. Peterrson 2004* an normalfestem Beton zeigen ebenfalls einen höheren Frost-Tausalz widerstand mit zunehmendem Betonalter.

Wie in Abs. 6.5 erwähnt, erfolgt bei den durchgeführten Prüfbläufen zu Frost-Taubeanspruchung keine Lagerung der Prüfkörper in direktem Kontakt mit Wasser, sondern eine Anfeuchtung zwischen den Zyklen. Mit einer Wasserlagerung kann die Flüssigkeitsaufnahme mit zunehmender Anzahl der Zyklen erhöht werden, um eine maximale Sättigung des Porenraums und eine Gefügeschädigung zu erreichen. Für mögliche Anwendung von den untersuchten UHPC-Mischungen als Fassadenelemente in der erforschten Vakubäude-Konstruktion ist dennoch eine Simulation der Oberflächenbenetzung infolge des Regens und des Feuchtegradienten durch Anfeuchten der Prüfkörper ausreichend.

7.8 Karbonatisierung von UHPC

Die in dieser Arbeit bestimmten Karbonatisierungstiefen (1,2 – 2 mm) liegen im Bereich der üblichen Werte aus Literaturdaten für UHPC (siehe *Fehling et al. 2005*; *Müller 2016*). Durch die verbesserte Gefügedichte infolge der Wasserlagerung und der Wärmebehandlung wird das Eindringen von Kohlendioxid in das Porengefüge erschwert. Dies spiegelt sich dadurch wider, dass im Betonalter von 16 Monaten keine Karbonatisierungstiefe an den wassergelagerten oder wärmebehandelten Prüfkörpern gemessen werden konnte.

Unter Referenzlagerung lässt sich aus Tab. 6.17 feststellen, dass die Prüfkörper der Mischung N die höchste Karbonatisierungstiefe im Vergleich mit den Mischungen M1 und M2 aufweisen. Dies kann auf den Unterschied in der Betonzusammensetzung der untersuchten Mischungen zurückgeführt werden. U. a. wird die Karbonatisierungstiefe von der verwendeten Zementart erheblich beeinflusst. Durch den Einsatz von reinem portlandzementklinkerhaltigem CEM I bei den Mischungen M1 und M2 wird mehr Calciumhydroxid infolge der Hydratation gebildet, wodurch die Karbonatisierung verlangsamt wird (vgl. *Brameshuber et al. 2009*).

In Abb. 7.6 sind die im Betonalter von 16 Monaten bestimmten Karbonatisierungstiefen der referenzgelagerten Prüfkörper mit den dazugehörigen Permeabilitäten nach 28 Tagen dargestellt.

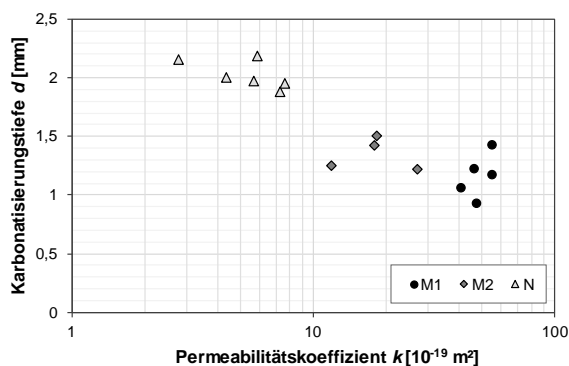


Abb. 7.6: Zusammenhang zwischen der Permeabilität nach 28 Tagen und der nach 16 Monaten gemessenen Karbonatisierungstiefe

Aus Abb. 7.6 lässt sich erkennen, dass die Mischung N die niedrigste Permeabilität und die höchste Karbonatisierungstiefe aufweist, während die Mischungen M1 und M2 einen großen Unterschied der Permeabilität aber vergleichbare Karbonatisierungstiefen zeigen. Dies lässt sich auf den Unterschied zwischen den zwei Prozessen der Diffusion von CO_2 und der Permeation der Umgebungsluft zurückführen. Die Karbonatisierungstiefe wird über die langsame Diffusion von Kohlendioxid infolge eines Konzentrationsunterschieds zwischen freier Atmosphäre und der Karbonatisierungsfront hervorgerufen. Die Bestimmung des Permeabilitätskoeffizienten erfolgt dagegen anhand der schnellen Permeation der Umgebungsluft infolge eines eingestellten Druckunterschieds. Ein weiterer Unterschied liegt in der Wechselwirkung zwischen dem Betongefüge und dem Kohlendioxid. Durch die Reaktion von CO_2 mit Bestandteilen des Zementsteins werden $\text{Ca}(\text{OH})_2$ zu CaCO_3 im oberflächennahen Bereich des Prüfkörpers karbonatisiert, wodurch dieser Bereich verdichtet wird (siehe Abs. 2.5). Aus diesem Grund ist der Vergleich zwischen der Karbonatisierungstiefe und dem Permeabilitätskoeffizienten an karbonatisiertem Beton nicht zielführend. Um einen möglichen Zusammenhang zwischen den beiden Größen für UHPC zu untersuchen, sollte der Permeabilitätskoeffizient an nicht karbonatisierten Prüfkörpern bestimmt werden (siehe Abs. 3.3.2).

Die verbesserte Gefügedichte infolge der Wasserlagerung und der Wärmebehandlung kann bei der Mischung N anhand des Unterschieds in der Blaufärbung interpretiert werden (siehe Abb. 7.7).



Abb. 7.7: Betonbruchflächen N-WB, N-WL und N-RF (von links nach rechts)

Durch den Einsatz von hüttensandhaltigen Zementen CEM II-S (wie bei der Mischung N) und CEM III können grünlich-blaue Färbungen der frisch ausgeschalteten Betonoberfläche sowie über den gesamten Querschnitt auftreten. Verursacht wird die Blaufärbung durch die Reaktion von in der Hochofenschlacke vorhandenen Sulfiden mit Wasser z. B. infolge der Hydratation von Hüttensand. Als Reaktionsprodukte entstehen Calciumhydrogensulfid $\text{Ca}(\text{SH})_2$ und Polysulfiden, z. B. Calciumpolysulfid CaS_4 . Diese Sulfide können unter Abwesenheit der Luft (in der Schalung) mit gelösten Metallionen, z. B. Eisen oder Mangan, zu den intensiv grünlich-blauen Metallsulfiden reagieren. Die Blaufärbung wird erst bei Luftzutritt an der Betonoberfläche beseitigt, wodurch die Metallsulfide mit dem Luftsauerstoff zu farblosen Metallverbindungen (Sulfate, Sulfite) oxidieren können (vgl. *Rendchen 2002*). Der Verlauf der Aufhellung dauert umso länger je dichter die Betonoberfläche ist, denn damit wird das Diffundieren von Luftsauerstoff erschwert. Aus Abb. 7.7 ist ersichtlich, dass der wärmebehandelte Prüfkörper sogar nach 16 Monaten eine volle Blaufärbung aufweist, während der referenzgelagerte Prüfkörper die hell-graue Betonfarbe zeigt. Bei dem wassergelagerten Prüfkörper ist eine Farbenänderung in den ersten 4 Millimetern an beiden Rändern zu erkennen. Dies deutet auf das dichte Porengefüge infolge der Wasserlagerung und der Wärmebehandlung hin, wobei letztere einen höheren Verdichtungseffekt zeigt.

7.9 Korrelation zwischen Permeabilität und Betonkennwerten

7.9.1 Druckfestigkeit

In der Literatur liegen widersprüchliche Ergebnisse bezüglich eines Zusammenhangs zwischen der Gaspermeabilität und der Betondruckfestigkeit vor (siehe Abs. 3.3.3). Die Untersuchungen beschränken sich zudem auf eine maximale Druckfestigkeit von 80 N/mm^2 . Daher werden die aus den experimentellen Untersuchungen gewonnenen Ergebnisse mit den anhand der in Abs. 3.3.3 vorgestellten Prognosemodellen gegenübergestellt, um dies für den Bereich von UHPC zu überprüfen. Abschließend erfolgt ein Vergleich der zeitlichen Entwicklung der Permeabilität und der Druckfestigkeit. Da für die Korrelationsuntersuchungen in der Literatur Würfel mit einer Kantenlänge von 150 mm $f_{cm,cube150}$ genutzt wurden, werden die in dieser Arbeit an

100er Würfeln $f_{cm,cube100}$ ermittelte Druckfestigkeit unter „Trockenlagerung“ wie folgt umgerechnet (vgl. *DIN-Fachbericht 100:2010-03*)

$$f_{cm,cube150} = 0,97 \cdot f_{cm,cube100} \quad (7.1)$$

Für eine Wasserlagerung lässt sich die Druckfestigkeit mit einem Faktor von 0,90 umrechnen (vgl. *Hegger et al. 1999*). Nach *Bakhshi et al. 2006* kann die von ihnen entwickelte Gleichung für verschiedene Nachbehandlungsarten verwendet werden, sofern die Festigkeits- und die Permeabilitätsproben der gleichen Nachbehandlung unterzogen und im gleichen Alter getestet wurden. Aus diesem Grund sind die nach 28 Tagen bestimmten Permeabilitätskoeffizienten und Druckfestigkeiten für RF, WB und WL im Mittelwert zusammen mit den in *Bakhshi et al. 2006* und in *Model Code 2010* angegebenen Prognosemodellen in Abb. 7.8 dargestellt. Eine Darstellung der in Zeitabständen (90 Tage und 180 Tage) bestimmten Permeabilitätskoeffizienten und Druckfestigkeiten ist in Abb. D.3 im Anhang D aufgeführt.

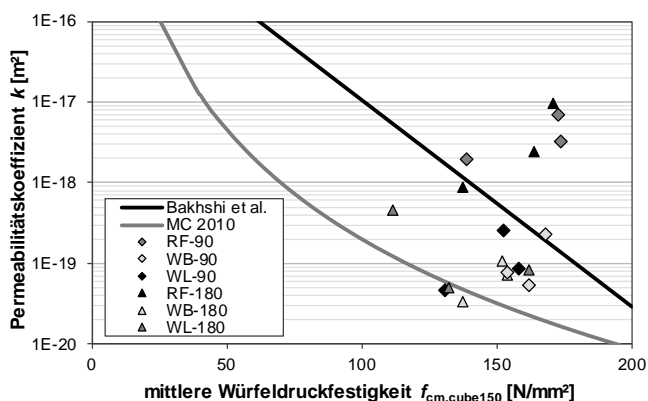


Abb. 7.8: Mittlerer Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit der Würfeldruckfestigkeit nach 28 Tagen im Vergleich mit Korrelationen aus der Literatur

Aus den in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnissen über die Luftpermeabilität und die Druckfestigkeit von UHPC lässt sich kein Zusammenhang zwischen diesen beiden Kennwerten feststellen, so weist z. B. die Mischung N die niedrigste Druckfestigkeit und die niedrigste Permeabilität auf. Dies gilt ebenfalls für die nach 90 und nach 180 Tagen bestimmten Werte. Das Prognosemodell nach *Model Code 2010* führt zu einer teilweise erheblichen Unterschätzung der Permeabilität, während die Ergebnisse nach *Bakhshi et al. 2006* im mittleren Bereich der Ergebnisse liegt. Die beiden Prognosemodelle basieren auf einer Bestimmung der Gaspermeabilität mit dem Cembureau-Messverfahren (siehe Abs. 4.4.1), wobei die Anwendung von anderen Messverfahren durchaus zu anderen Ergebnissen führen kann. Ein weiterer Unterschied ist die Beschränkung der Druckfestigkeit bei den vorgestellten Modellen auf 80 N/mm².

Im Rahmen dieser Arbeit konnte kein Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der Druckfestigkeit festgestellt werden, wodurch die Ergebnisse von *Jacobs 2006* (siehe Abs. 3.3.3) untermauert werden. Der erste Unterschied liegt in der Prüfmethode

und der Prüfkörpergeometrie zur Bestimmung beider Kennwerte. Während die Druckfestigkeit an Würfeln mit einer Kantenlänge von 100 mm bestimmt wurde, erfolgte die Ermittlung des Permeabilitätskoeffizienten an Halbkugelschalen mit einer Dicke von 22 mm. Des Weiteren sind die beiden Betoneigenschaften nicht im gleichen Verhältnis von der Porengrößenverteilung und von der Nachbehandlung beeinflusst. Dies spiegelt sich z. B. in der Änderung der Druckfestigkeit und der Permeabilität infolge einer Wärmebehandlung wider, wobei die Mischung M1 eine Reduktion der Permeabilität um 70 % und eine nicht bemerkbare Festigkeitserhöhung aufweist (vergleiche Tab. 6.6 und Tab. 6.9). Eindeutiger wird das unterschiedliche Verhalten zwischen der Permeabilität und der Druckfestigkeit, wenn die Ergebnisse der wassergelagerten Prüfkörper betrachtet werden. Wie in Abs. 7.4 beschrieben, führt die Wasserlagerung bei allen drei Mischungen zu einer Verdichtung der Prüfkörper und gleichzeitig zu einer Reduktion der Festigkeit im Vergleich mit den referenzgelagerten Prüfkörpern (vergleiche Tab. 6.6 und Tab. 6.9). Die Abnahme der Festigkeit der wassergelagerten Prüfkörper kann u. a. mit der Änderung der Oberflächenenergie erklärt werden. Durch das Eindringen von Wasser in den Beton reduzieren sich die van der Waals-Kräfte zwischen den mikroskopischen Teilchen des Betongefüges, wodurch die Kohäsion zwischen den Betonteilchen und die Oberflächenenergie beeinträchtigt wird. Die zur Bildung neuer Bruchflächen im Beton erforderliche Energie und die von jeder externen Kraft geleistete Arbeit zur Ausdehnung der Anfangsrisse werden geringer (vgl. *Zhang et al. 2019*). Infolgedessen resultiert eine Abnahme der Festigkeit an den wassergelagerten Würfeln im Vergleich mit der Referenzlagerung.

Als mechanische Größe charakterisiert die Druckfestigkeit den Probenkern mehr als die Probenoberfläche und kann daher bei der Beschreibung der Dauerhaftigkeit, die hauptsächlich von der Qualität der Betondeckung abhängt, nicht zuverlässig charakterisieren (siehe Abs. 3.3.3).

7.9.2 Rohdichte

Da die Permeabilität sehr stark von der Porengrößenverteilung, dem Porengehalt und der Betonzusammensetzung beeinflusst wird, lässt sich ein Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der Betondichte erwarten. Trotzdem liegen zum aktuellen Stand der Forschung keine Literaturdaten über eine mögliche Korrelation zwischen den beiden Kennwerten vor. Aus den im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Ergebnissen lässt sich ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem an Halbkugelschalen bestimmten Permeabilitätskoeffizienten und der an 100er Würfeln bestimmten Betonrohddichte im Mittelwert ableiten. Die betrachtete Korrelation bezieht sich auf die Referenzlagerung und lässt sich im Betonalter von 28, 90 und 180 Tagen erkennen. Dies veranschaulicht Abb. 7.9 mit der jeweiligen Trendlinie für einen linearen Zusammenhang.

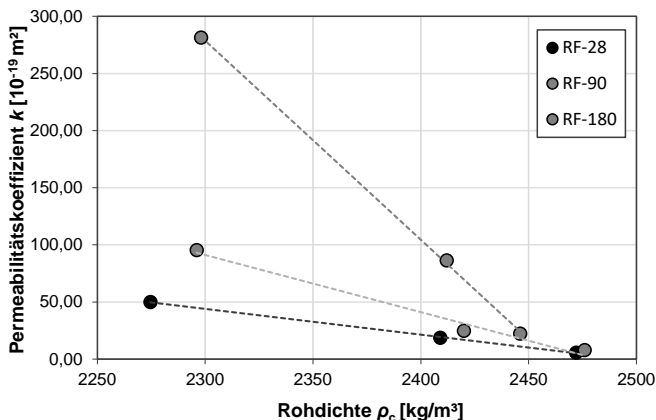


Abb. 7.9: Zusammenhang zwischen der mittleren Betonrohddichte und dem mittleren Permeabilitätskoeffizienten unter Referenzlagerung

Der nach 28 Tagen festgestellte Zusammenhang kann gemäß Gl. (7.2) beschrieben werden:

$$k [\cdot 10^{-19} \text{ m}^2] = - 0,226 \cdot \rho_c + 563,46 \quad (7.2)$$

Trotz des bestehenden linearen Zusammenhangs ändert sich die Regressionsgerade je nach Betonalter (siehe Abb. 7.9), sodass keine allgemein vom Betonalter unabhängige Gleichung zur Abschätzung der Permeabilität aufbauend auf der Rohddichte angegeben werden kann. Der beobachtete Unterschied kann auf die Lagerung der Prüfkörper unter Laborbedingungen ab einem Alter von 28 Tagen zurückgeführt werden, wodurch sich andere Feuchtegradienten zwischen den Prüfkörpern und der umgebenden Luft gebildet haben.

Bei den wärmebehandelten und wassergelagerten Prüfkörpern lässt sich unabhängig vom Betonalter kein funktionaler Zusammenhang zwischen der Luftpermeabilität und der Betondichte feststellen (siehe Abb. D.4 und Abb. D.5 im Anhang D). Dies lässt den Schluss zu, dass diese zwei Betonkennwerte nicht in gleichem Maße von der Nachbehandlung beeinflusst werden. Während sich die Permeabilität der Mischung M2 infolge der Wärmebehandlung um ca. 90 % reduziert, steigt die Rohddichte durch die gleiche Behandlung nur um 0,75 % (siehe Tab. 6.5 und Tab. 6.9). Das gleiche gilt für die anderen Mischungen sowie für die wassergelagerten Prüfkörper. Die Verbesserung des Betongefüges infolge der Nachbehandlung, z. B. durch nachträgliche Hydratation, erfolgt ohne signifikante Gewichtszunahme des Prüfkörpers und beeinflusst daher die Rohddichte nur geringfügig. Anzumerken ist allerdings, dass die zur Untersuchung der Korrelation herangezogene Rohddichte nicht an Halbkugelschalen, sondern an Würfeln mit einer Kantenlänge von 100 mm bestimmt wurden. Einige Vergleichsversuche zur genauen Bestimmung der Rohddichte an Halbkugelschalen zeigten dennoch vergleichbare Werte mit der an Würfeln bestimmten Rohddichte, sodass sich das gleiche Verhalten zwischen der Permeabilität und der Rohddichte erwarten lässt.

Neben der an Festbeton bestimmten Rohdichte wurde im Rahmen der Arbeit ein exponentieller Zusammenhang zwischen der Frischbetonrohddichte D [kg/m³] und dem mittleren nach 28 Tagen bestimmten Permeabilitätskoeffizienten k [m²] festgestellt. Dieser Zusammenhang ist in Abb. 7.10 dargestellt.

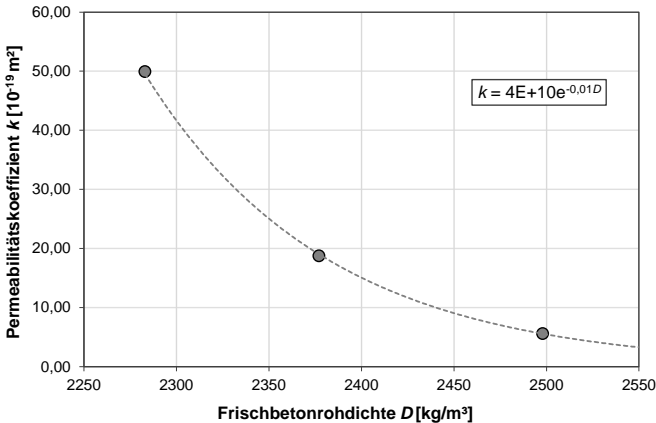


Abb. 7.10: Zusammenhang zwischen der mittleren Frischbetonrohddichte und dem mittleren Permeabilitätskoeffizienten nach 28 Tagen unter Referenzlagerung

Trotz der vorgestellten Korrelationen dienen die Frischbeton- und Festbetonrohddichte lediglich als Anhaltswerte zur Beschreibung der Betonqualität, deren Einsatz zur Abschätzung der Permeabilität von Beton nur mit großen Einschränkungen angewendet werden kann. Dies liegt zum einen an der großen Streuung der Permeabilitätsergebnisse, sodass eine Rohdichte unterschiedlichen Permeabilitäten zugeordnet werden kann. Zum anderen sagt die Rohdichte nichts über die Porengrößenverteilung im Beton aus, wovon die Permeabilität allerdings in großem Maße bestimmt wird.

7.10 Eignung von UHPC für den Einsatz in VIPs

Ein wesentliches Forschungsziel und eine Motivation für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit waren die kritische Überprüfung, inwiefern UHPC, aufgrund seiner hohen Gefügedichte und verbesserten mechanischen Eigenschaften für den Einsatz in der Vakubäude-Konstruktion (siehe Abs. 2.6.3) und generell im Bereich der VIPs tauglich sind. Herkömmliche VIPs werden vor dem Einsatz einmalig auf ihren Basisdruck evakuiert und auf die Baustelle transportiert. Bei Beeinträchtigung der extrem empfindlichen Hüllfolie eines Panels mit der Zeit durch Lecks oder Risse besteht keine Möglichkeit den Unterdruck zu halten, womit die Dauerhaftigkeit der herkömmlichen Systeme in Frage gestellt wird. Das Vorhandensein einer Vakuumpumpe vor Ort bei dem in Kapitel 2 vorgestellten Vakubäude-System sorgt für eine Einhaltung des vorherrschenden Drucks im Arbeitsbereich der VIPs.

Damit UHPC im Bereich der Vakuumdämmung Anwendung finden kann, muss er bestimmte Anforderungen u. a. an seine Dauerhaftigkeit und Dichtheit erfüllen. Die Luftpermeabilität von UHPC soll so gering sein, dass einerseits der erreichbare Basisdruck (siehe Abs. 5.5.1) im Bereich der geringen Wärmeleitfähigkeit des verwendeten Füllmaterials liegt. Andererseits soll die geringe Permeabilität zu einem großen Pumpenintervall der Vakuumpumpe führen, um die Effizienz des Systems zu erhöhen. In diesem Abschnitt erfolgt daher mit einem Berechnungsbeispiel an einem Modellhaus die Überprüfung, inwiefern diese beiden Voraussetzungen erfüllt werden können. Die in diesem Beispiel herangezogenen Permeabilitätskoeffizienten basieren auf den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 6. Die Überprüfung gliedert sich in folgende Schritte:

1. Definition des relevanten Druckbereichs der VIPs in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des verwendeten Füllmaterials (siehe Abs. 2.6.3.2).
2. Festlegung des zu prüfenden Paneelsystems mit bestimmten Anforderungen an das Kernmaterial und den Randverbund.
3. Definition der Abmessungen des Modellhauses und des zu evakuierenden Volumens.
4. Bestimmung des zeitlichen Druckanstiegs im Paneel anhand der experimentellen Untersuchungen an Halbkugelschalen.
5. Beurteilung der Effizienz und Wirtschaftlichkeit des Systems anhand variiertes Vakuumpumpen mit unterschiedlichem Saugvermögen.

Die Wärmeleitfähigkeit der Füllmaterialien nimmt mit dem Anstieg des herrschenden Innendrucks im Paneel zu (siehe Abb. 2.12). Aufgrund des im Vergleich zu den Faserkernen deutlich langsameren Anstiegs der Wärmeleitfähigkeit bei steigendem Druck wird überwiegend bei den VIPs pyrogene Kieselsäure eingesetzt (siehe Abs. 2.6.3). Aus Abb. 2.12 geht hervor, dass die pyrogene Kieselsäure ihre niedrigste Gaswärmeleitung von $\lambda = 0,004 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ bis zu einem Innendruck von 10 mbar gewährleisten kann. Nur bei diesem bzw. niedrigerem Druckbereich ist die Vakubäude-Konstruktion effizient ansetzbar. Da kostengünstigere Alternativen zu der pyrogenen Kieselsäure eine schnellere Zunahme ihrer Wärmeleitfähigkeit mit steigendem Druck aufweisen (siehe Abs. 2.6.3), wird für das in diesem Abschnitt aufgeführte Beispiel ein Füllmaterial aus pyrogener Kieselsäure mit einer Dicke von 4 cm angenommen. Neben dem Füllmaterial besteht das zu prüfende Paneelsystem aus zwei UHPC-Schalen mit einer Dicke von jeweils 3,0 cm. Mithilfe eines passenden Randverbunds aus thermoplastischen Polyurethan-Streifen (TPU) wird die Vakubäude-Konstruktion luftdicht ummantelt. Im Rahmen dieser Arbeit wird nur der Lufteintritt durch die UHPC-Schalen selbst infolge der Permeation betrachtet. Andere Gasbeiträge, wie z. B. die Permeabilität des Randverbunds und die Ausgasung von UHPC und Randverbund sind nicht Gegenstand der Betrachtung und werden vernachlässigt.

Da das zu evakuierende Volumen einen starken Einfluss auf die Pumpenzeit und damit die entstehenden Kosten hat, wird die Berechnung für ein vordefiniertes Volumen durchgeführt. Im Sinne eines übersichtlichen, stark vereinfachten Beispiels erfolgt die Berechnung daher an einem idealisierten Modellhaus, ohne Betrachtung von

Fenstern. Mit folgenden Abmessungen des Modellhauses: $L = 14 \text{ m}$, $B = 7 \text{ m}$, $H = 10 \text{ m}$ ergibt sich eine Vakuumoberfläche gemäß Gl. (7.3):

$$A = (10 \cdot 7 + 10 \cdot 14) \cdot 2 = 420 \text{ m}^2 \quad (7.3)$$

Für zwei UHPC-Schalen (innen und außen) wird eine Fläche von $A = 840 \text{ m}^2$ betrachtet. Das zu evakuierende Volumen im Paneelsystem wird lediglich aus der Stärke des Füllmaterials gemäß Gl. (7.4(7.6) berechnet:

$$V = (7 + 14) \cdot 2 \cdot 10 \cdot 0,04 = 16,8 \text{ m}^3 \quad (7.4)$$

Die Permeationsratendichte q_{Perm} in $[\text{mbar} \cdot \text{m}^3 / (\text{s} \cdot \text{m}^2)]$ bezeichnet die Durchflussrate eines Gases Q_{Perm} $[\text{mbar} \cdot \text{m}^3 / \text{s}]$ durch das Paneel je m^2 Vakuumoberfläche. Sie lässt sich unter Annahme eines gegenüber dem Atmosphärendruck vernachlässigbar geringen Unterdrucks im Paneel $p_A = 0 \text{ mbar}$ aus Gl. (5.13) wie folgt beschreiben:

$$q_{\text{Perm}} = \frac{Q_{\text{Perm}}}{A} = \frac{k \cdot p_E^2}{2 \cdot \eta \cdot L} \quad (7.5)$$

Aus den bestimmten Permeabilitätskoeffizienten der referenzgelagerten Prüfkörper im Alter von 28 Tagen weist die Mischung N mit $k = 5,59 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ die höchste Dichtigkeit auf (vgl. Tab. 6.9). Unter Annahme eines Atmosphärendrucks von $p_E = 1013 \text{ mbar}$ und einer Lufttemperatur von $20 \text{ }^\circ\text{C}$ lässt sich für die festgelegte Dicke der UHPC-Schale L $[\text{m}]$ die Permeationsratendichte q_{Perm} $[\text{mbar} \cdot \text{m}^3 / (\text{s} \cdot \text{m}^2)]$ folgendermaßen berechnen:

$$q_{\text{Perm}} = \frac{5,59 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2 \cdot 1013^2 \text{ mbar}^2}{2 \cdot 1,84 \cdot 10^{-7} \text{ mbar} \cdot \text{s} \cdot 0,03 \text{ m}} = 5,19 \cdot 10^{-5} \frac{\text{mbar} \cdot \text{m}^3}{\text{s} \cdot \text{m}^2} \quad (7.6)$$

Unter Berücksichtigung der gesamten Vakuumoberfläche von $A = 840 \text{ m}^2$ ergibt sich die Permeationsrate Q_{Perm} in $[\text{mbar} \cdot \text{m}^3 / \text{s}]$ wie folgt:

$$Q_{\text{Perm}} = 5,19 \cdot 10^{-5} \cdot 840 = 0,044 \text{ mbar} \cdot \text{m}^3 / \text{s} \quad (7.7)$$

Der zeitliche Druckanstieg im Paneel wird in Abhängigkeit des zu evakuierenden Volumens gemäß Gl. (7.8) errechnet:

$$\frac{\Delta p}{\Delta t} = \frac{Q_{\text{Perm}}}{V} = \frac{0,044 \cdot 3600}{16,8} = 9,35 \text{ mbar/h} \quad (7.8)$$

Analog dazu ist der Druckanstieg aus den mittleren Permeabilitätskoeffizienten für jede Mischung nach 28 Tagen unter Referenzlagerung in Tab. 7.4 zusammengestellt.

Tab. 7.4: Zeitlicher Druckanstieg im Paneelsystem bezogen auf die Referenzlagerung

Mischung	k [10^{-19} m^2]	q_{perm} [$\text{mbar} \cdot \text{m}^3 / (\text{mbar} \cdot \text{s})$]	Q_{perm} [$\text{mbar} \cdot \text{m}^3 / \text{s}$]	$\Delta p / \Delta t$ [mbar/h]
M1	49,9	$4,64 \cdot 10^{-4}$	0,39	83,54
M2	18,7	$1,74 \cdot 10^{-4}$	0,146	31,36
N	5,59	$5,19 \cdot 10^{-5}$	0,044	9,35

Die in Tab. 7.4 berechneten Druckanstiege werden in Abb. 7.11 veranschaulicht, indem sie in das Diagramm zur Entwicklung der Wärmeleitfähigkeit des Füllmaterials in Abhängigkeit des vorhandenen Drucks eingetragen werden.

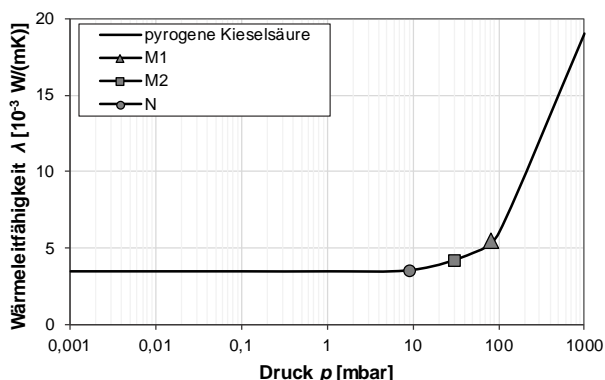


Abb. 7.11: Wärmeleitfähigkeit von pyrogenen Kieselsäuren in Abhängigkeit des Drucks sowie der zu erreichende Druck für jede Betonmischung nach einer Stunde nach Abschaltung der Vakuumpumpe

Infolge der Luftpermeation durch die UHPC-Schalen steigt der Druck der dazwischen liegenden Vakuumkammer (Kernmaterial) unmittelbar nach dem Ausschalten der Vakuumpumpe an, sodass unter Verwendung der Mischung M1 die Grenze des zweckmäßigen Druckbereichs von 10 mbar im Paneelsystem bereits nach 7 min überschritten wird. Am längsten können die Vakuumpaneele der Mischung N den Druck bis zu 64 min im effizienten Bereich halten. Die Beispielrechnung zeigt, dass bei dem Einsatz des Systems mit einem sehr niedrigen Pumpenintervall gerechnet werden muss. Wie die Permeabilitätsergebnisse nach 28 Tagen zeigen, führten sowohl die Wasserlagerung als auch die Wärmebehandlung zu einer Permeabilitätsabnahme der untersuchten Mischungen. Daher wird der Druckanstieg im Paneelsystem unter Annahme einer ähnlichen Behandlung der verwendeten UHPC-Schalen aus den in Tab. 6.9 vorgestellten Permeabilitätskoeffizienten berechnet (siehe Tab. 7.5).

Tab. 7.5: Zeitlicher Druckanstieg im Paneelsystem bezogen auf die WB und WL

Lagerung	Mischung	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	q_{perm} [mbar·m ³ /(mbar·s)]	Q_{perm} [mbar·m ³ /s]	$\Delta p/\Delta t$ [mbar/h]
WB	M1	15,4	1,43·10 ⁻⁴	0,12	25,75
	M2	2,0	1,84·10 ⁻⁵	0,015	3,31
	N	4,1	3,84·10 ⁻⁵	0,032	6,91
WL	M1	4,2	3,93·10 ⁻⁵	0,033	7,07
	M2	3,0	2,73·10 ⁻⁵	0,023	4,92
	N	4,4	4,11·10 ⁻⁵	0,034	7,40

Trotz der vergleichsweise niedrigeren Permeabilität ist der zeitliche Druckanstieg im Paneelsystem unter Einbezug der Vakuumoberfläche und des zu evakuierenden Volumens noch zu hoch, um effiziente Ergebnisse zu liefern. Selbst mit dem niedrigsten Druckanstieg von 3,31 mbar/h bei M2 unter WB wird bereits innerhalb von drei Stunden der Grenzdruck von 10 mbar überschritten. Parallel zu den oben aufgeführten Berechnungen ist eine Zusammenstellung von dem zu erwartenden Druckanstieg nach einem Jahr für jede Mischung und Lagerungsart in Tab. E.2 (Anhang A) zu finden. Aus Tab. E.2 geht hervor, dass der Druckanstieg im Paneelsystem unter Einsatz von wärmebehandelten UHPC-Schalen aus der Mischung M1 im Betonalter von einem Jahr 0,23 mbar/h beträgt. Dieser Wert ist um den Faktor 110 niedriger als der nach 28 Tagen mit der gleichen Behandlung erzielte Druckanstieg. Damit kann das Paneelsystem bis zu 43,5 h effizient verwendet werden, bevor es zur Wiederverwendung der Vakuumpumpe kommt. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass im Rahmen dieser Arbeit weitere Druckverluste u. a. über Lecks, Fenster und Randverbund nicht betrachtet wurden.

Während das Pumpenintervall sich im Wesentlichen aus der Permeabilität des Paneels ergibt, hängt die Abpumpzeit t [s] zwischen den Intervallen und damit die Effizienz des Systems von der verwendeten Vakuumpumpe und von dem ausgewählten Leitungssystem ab. Aus diesem Grund wird im nächsten Schritt die Auspumpzeit anhand ausgewählter Vakuumpumpen berechnet, die sich durch unterschiedliche Abmessungen, Saugvermögen und Anschaffungspreise auszeichnen (siehe Tab. 7.6). Zu Beginn erfolgt eine Abschätzung des zu erwartenden Basisdrucks p_{base} [mbar] (vgl. Abs. 5.5.1) im Paneelsystem zur Sicherstellung, dass dieser Druck im Bereich der niedrigen Wärmeleitfähigkeit der Vakuum-Dämmschicht liegt. Der Basisdruck hängt von der gesamten Gasabgabe Q_{ges} [mbar·l/s] und von dem effektiven Saugvermögen S_{eff} [l/s] der verwendeten Vakuumpumpe ab, und lässt sich gemäß Gl. (7.9) berechnen.

$$p_{\text{base}} = \frac{Q_{\text{ges}}}{S_{\text{eff}}} \quad (7.9)$$

Die gesamte Gasabgabe Q_{ges} [mbar·l/s] beinhaltet Beiträge aus Gaseinströmung infolge Lecks, z. B. an den Klebe- bzw. Fügstellen des Randverbundes und Permeation im Paneelsystem sowie aus Gasabgabe der Betonoberfläche und der Pumpenleitung. Wie bereits erwähnt, wird für die folgende Berechnung nur die Gasabgabe aus der Permeation durch die UHPC-Schalen Q_{perm} [mbar·l/s] betrachtet, somit ergibt sich $Q_{\text{ges}} = Q_{\text{perm}}$.

Jede Vakuumpumpe wird durch ihr Nennsaugvermögen S [l/s] charakterisiert, welches das maximal mit der Pumpe evakuierbare Volumen in einer Zeiteinheit angibt. Bei der Ermittlung des Nennsaugvermögens gehen die Pumpenhersteller davon aus, dass die Vakuumpumpe am Paneel direkt und ohne jegliche Leitung angeschlossen ist. In der Praxis wird ein Pumpleitungssystem verlegt, damit alle Paneele mit einer zentralen Vakuumpumpe evakuiert werden können. Durch das Leitungssystem kommt es zu Strömungswiderständen, die sich in Saugvermögensverlusten widerspiegeln. Anstelle des Strömungswiderstands W ist in der Vakuumtechnik üblich dessen Kehrwert, den Leitwert C , in der Dimension des Saugvermögens [l/s] anzugeben (*Quelle Pfeifer*). Um die Verluste zu beschränken, sollen womöglich kurze Leitungen mit großen




Durchmessern verwendet werden. Das effektive Saugvermögen lässt sich gemäß Gl. (7.10) beschreiben:

$$S_{\text{eff}} = \frac{1}{\frac{1}{S} + \frac{1}{C}} \quad (7.10)$$

Mit:

- S Saugvermögen der Vakuumpumpe in [l/s]
- C Strömungsleitwert der Pumpleitung in [l/s]
- S_{eff} effektives Saugvermögen der Vakuumpumpe in [l/s]

Tab. 7.6: Vergleich zwischen drei Pumpenvarianten

	BUSCH Cobra DS 8162	Agilent RSP-2001	EDWARDS E2M28
			
Nennsaugvermögen [m³/h]	7000	2400	30
Max. Leistungsaufnahme [kW]	40	> 26	0,75
Gewicht [kg]	2.500	986	44
Abmessungen [cm]	1600 x 1460 x 1860	1480 x 980 x 1170	584 x 180 x 241
Schalldruckpegel [dB]	< 75	< 78	< 57
Anschaffungspreis [€]	> 50.000,-	< 15.000,-	< 10.000,-

Zur Abschätzung des Strömungsleitwerts wird angenommen, dass die Vakuumpumpe in der Kellermitte des Modellhauses steht, womit sich als Basis für die Zuleitungen, ohne Betrachtung von Eck- und Anschlussbereichen insgesamt vier Rohre (2 x 7 m und 2 x 3,5 m) ergeben. In Abhängigkeit der Rohrlänge l [m] und dem Rohrdurchmesser D [mm] kann der Strömungsleitwert C [l/s] für jede Leitung separat ermittelt werden. Der Einfachheit halber wird von einer molekularen Strömung in die betrachtete Leitung ausgegangen, weshalb der Strömungsleitwert unabhängig von dem vorherrschenden Druck aus Abb. 7.12 abgelesen werden kann. Für alle Leitungen wird ein Durchmesser von 63 mm ausgewählt.

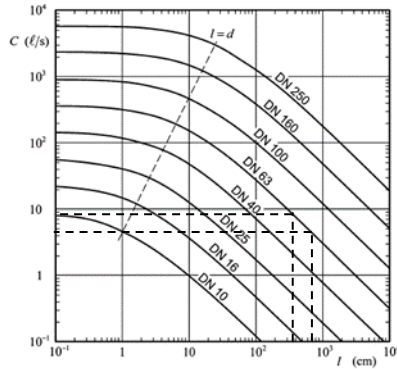


Abb. 7.12: Charakteristischer Strömungsleitwert von Kreisrohren mit genormten Nennweiten (Angabe in Millimetern) bei Molekularströmung von Luft bei 20 °C (Jousten 2018)

Die abgelesenen Strömungsleitwerte für die zwei unterschiedlichen Leitungslängen sind $C_1 = 9 \text{ l/s}$ (für $L = 7 \text{ m}$) und $C_2 = 4,8 \text{ l/s}$ (für $L = 3,5 \text{ m}$). Unter der Annahme, dass die vier Wände gleichzeitig evakuiert werden (Parallelschaltung), was ein höheres effektives Saugvermögen ergibt, kann der gesamte Strömungsleitwert als die Summe der einzelnen Werte der Zuleitungen gemäß Gl. (7.11) berechnet werden:

$$C = C_1 + C_2 + C_3 + \dots = 9 + 9 + 4,8 + 4,8 = 27,6 \text{ l/s} \quad (7.11)$$

In Tab. 7.7 ist das nach Gl. (7.10) berechnete effektive Saugvermögen S_{eff} der vorgestellten Pumpen für das definierte Leitungssystem zusammengestellt.

Tab. 7.7: Effektives Saugvermögen ausgewählter Pumpen mit definiertem Leitungssystem

		BUSCH Cobra DS 8162	Agilent RSP-2001	EDWARDS E2M28
Nennsaugvermögen	$S \text{ [l/s]}$	1944,44	666,67	8,33
Effektives Saugvermögen	$S_{\text{eff}} \text{ [l/s]}$	27,2	26,5	6,4

Aus Tab. 7.7 lässt sich der bedeutende Einfluss des ausgewählten Leitungssystems, auf die Begrenzung des Saugvermögens der Pumpen erkennen. Bei länger und dünner werdenden Leitungen wird das effektive Saugvermögen hauptsächlich von dem Leitwert bestimmt. Hierbei empfiehlt sich die Verwendung von Pumpen mit mäßigen Nennsaugvermögen, die dafür aber eine niedrige Leistungsaufnahme aufweisen.

Aufbauend auf den ermittelten effektiven Saugvermögen kann der Basisdruck P_{base} [mbar] gemäß Gl. (7.9), unter Verwendung von wärmebehandelten UHPC-Schalen auf Basis der Mischung M2 berechnet werden (siehe Tab. 7.8).

Tab. 7.8: Zu erwartender Basisdruck in Abhängigkeit der verwendeten Vakuumpumpe

		BUSCH Cobra DS 8162	Agilent RSP-2001	EDWARDS E2M28
Effektives Saugvermögen	S_{eff} [l/s]	27,2	26,5	6,4
Durchflussrate (M2-WB-28)	Q_{perm} [mbar·l/s]	15,0	15,0	15,0
Basisdruck	P_{base} [mbar]	0,55	0,56	2,34

Im nächsten Schritt erfolgt die Berechnung der erforderlichen Auspumpzeit der ausgewählten Pumpen zum Erreichen des Basisdrucks gemäß Gl. (7.12).

$$t_1 = \frac{V}{S_{\text{eff}}} \cdot \ln\left(\frac{p_0}{p_1}\right) \quad (7.12)$$

Dabei ist:

- V Zu evakuierendes Volumen in m^3
- S_{eff} Effektives Saugvermögen in m^3/h
- p_0 Anfangsdruck absolut, hier Atmosphärendruck in mbar
- p_1 Enddruck absolut, hier Basisdruck in mbar
- t_1 Auspumpzeit in h

Mit Gl. (7.12) lässt sich sowohl die erste (einmalige) Auspumpzeit t_1 [h] von dem Atmosphärendruck auf den Basisdruck, als auch die zyklische Auspumpzeit t_z [h] von dem Grenzdruck (10 mbar) auf den Basisdruck berechnen. Unter Einsatz der Pumpe *BUSCH Cobra DS 8162* ergibt sich beispielsweise eine einmalige Auspumpzeit von:

$$t_1 = \frac{16,8 \text{ m}^3}{97,97 \text{ m}^3/\text{h}} \cdot \ln\left(\frac{1013 \text{ mbar}}{0,55 \text{ mbar}}\right) = 1,29 \text{ h}, \quad (7.13)$$

sowie eine zyklische Auspumpzeit von:

$$t_z = \frac{16,8 \text{ m}^3}{97,97 \text{ m}^3/\text{h}} \cdot \ln\left(\frac{10 \text{ mbar}}{0,55 \text{ mbar}}\right) = 0,49 \text{ h} \quad (7.14)$$

Für die wärmebehandelten UHPC-Schalen der Mischung M2 lässt sich aus Tab. 7.5 ein zeitlicher Druckanstieg von 3,31 mbar/h feststellen. Unter Betrachtung des Basisdrucks von 0,55 mbar (siehe Tab. 7.8) ergibt sich eine Zeit von 2,85 h, bis der Druck im Paneel von dem Basisdruck (0,55 mbar) auf dem Grenzdruck (10 mbar) steigt. In Abb. 7.13 ist der zyklische Druckverlauf im Paneel und die dazugehörigen Auspumpzeiten t_1 [h] und t_z [h] dargestellt.

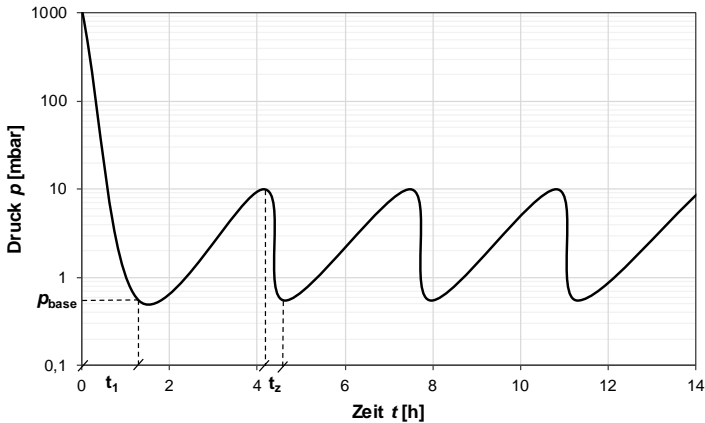


Abb. 7.13: Zyklischer Druckverlauf im Paneelsystem

Die tägliche Abspumpzeit (Pumpenbetrieb) kann folgendermaßen berechnet werden:

$$t = \frac{24 \cdot 0,49}{2,85 + 0,49} = 3,52 \text{ h/Tag} \quad (7.15)$$

Im Hinblick auf die aktuellen Strompreise (0,29 €/KW) lässt sich unter Berücksichtigung des jährlichen Pumpenbetriebs eine Abschätzung der entstehenden Energiekosten vornehmen. Diese sind neben den berechneten Abspumpzeiten für die unterschiedlichen Pumpen in Tab. 7.9 zusammengestellt.

Tab. 7.9: Abschätzung der zu erwartenden jährlichen Energiekosten

		BUSCH Cobra DS 8162	Agilent RSP-2001	EDWARDS E2M28
Effektives Saugvermögen	S_{eff} [m ³ /h]	97,97	95,41	23,04
Einmalige Abspumpzeit	t_1 [h]	1,29	1,32	4,42
Zyklische Abspumpzeit	t_z [h]	0,49	0,50	1,06
Ohne Pumpenbetrieb	t [h]	2,85	2,85	2,31
Täglicher Pumpenbetrieb	t [h/Tag]	3,52	3,62	7,53
Jährlicher Pumpenbetrieb	t [h/Jahr]	1285	1320	2749
Stromverbrauch	[KWh/Jahr]	51.959	23.760	2.061
Jährliche Energiekosten	€	15.000	6.900	600

Aufgrund ihrer niedrigen maximalen Leistungsaufnahme zeichnet sich die Vakuumpumpe EDWARDS E2M28 mit jährlichen Energiekosten von ca. 600 € als die günstigste Variante der betrachteten Pumpen aus. Der Einsatz der Pumpe BUSCH Cobra DS 8162 mit ihrem hohen Stromverbrauch und Anschaffungspreis (siehe Tab. 7.6) ist erst bei bedeutend größeren zu evakuierenden Volumen und bei dichteren Paneelen zielführend.

Die entstehenden Energiekosten, selbst mit der günstigsten Variante, liegen im Bereich der üblichen Energiekosten für ein mit marktüblichen Dämmungen gebautes Einfamilienhaus mit vergleichbaren Abmessungen. Durch die deutlich kostenaufwendigere Herstellung, Montage und Wartung des erforschten Vakubäude-Systems ist deren effizienter Einsatz nicht zielführend.

Im Sinne eines übersichtlichen stark vereinfachten Beispiels wurden bei dem vorgestellten Berechnungsbeispiel einige Annahmen getroffen, die einen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse haben können. Nachfolgend sind diese Hauptannahmen zusammengefasst.

Zur Berechnung des zeitlichen Druckanstiegs wurde die Permeabilität der UHPC-Schalen mit den an Halbkugelschalen ermittelten Permeabilitätskoeffizienten gleichgesetzt. An der größeren Fläche der Paneele können Risse oder andere Störungen auftreten, die zu einer Erhöhung der Permeabilität führen können.

Bei der Ermittlung des zu erwartenden Basisdrucks (vgl. Gl. (7.9)) wurde nur die Durchflussrate infolge der Permeabilität von Beton betrachtet. Andere Gasbeiträge, insbesondere durch die Permeabilität des Randverbundes und durch Ausgasung von Beton und vom Randverbund müssen in der Praxis berücksichtigt werden.

Aufgrund der erforderlichen Präzision kann die Vakubäude-Konstruktion wie übliche VIPs nur im Fertigteilwerk zielsicher hergestellt werden. Transportbedingt können die Paneele nur bis zu bestimmten Abmessungen hergestellt werden. Daher besteht die Wand eines Einfamilienhauses in der Praxis aus mehreren Paneelen, die nebeneinander montiert werden müssen. An den Klebe- bzw. Fügestellen zwischen den Paneelen kommt es zu einer erhöhten Gasabgabe, welche den Basisdruck und die Auspendlungszeit stark erhöhen kann.

Zur Beurteilung der Effizienz des Paneelsystems wurden zugunsten des Systems nur die zu erwartenden Energiekosten aus dem jährlichen Stromverbrauch berücksichtigt. Bei einer genauen Studie über die Wirtschaftlichkeit sollen u. a. der Anschaffungspreis, die Wartungskosten und die anfallenden Kosten bei einer Beeinträchtigung des Systems berücksichtigt werden.

Trotz der in dieser Arbeit festgestellten Abnahme der Permeabilität von UHPC im Betonalter von einem Jahr wurde der entsprechende Permeabilitätskoeffizient für die Berechnung nicht betrachtet. Der Grund dafür liegt darin, dass in der Praxis andere Expositionen sowie Feuchtegradienten vorhanden sind, die einen erheblichen Einfluss auf die Permeabilitätsentwicklung haben können. Um solche niedrige Permeabilität des Paneels in einer Berechnung anzunehmen, sollten In-situ-Permeabilitätsmessungen an bestehenden Bauteilen vorgenommen werden. Dafür fehlt zum heutigen Stand der Forschung allerdings das zur Prüfung der Permeabilität von UHPC geeignete In-situ-Messverfahren.

Die Ergebnisse dieser Berechnung lassen den Schluss zu, dass der Einsatz von UHPC im Bereich der Vakuumdämmung trotz der niedrigen Permeabilität ohnehin noch nicht zielführend ist. Es besteht daher weiterer Forschungsbedarf, um die Permeabilität von UHPC zu reduzieren. Vielversprechend scheint die Verwendung von Beschichtungen, z. B. auf Epoxidharz-Basis.

Bezüglich ihrer Eignung für den Einsatz im Bereich der Vakuumdämmung können die Betonbauteile nach ihrer Luftpermeabilität gemäß Tab. 7.10 klassifiziert werden:

Tab. 7.10: Klassifizierung von Betonen nach ihrer Eignung für den Einsatz im der VIPs

Luftpermeabilitäts- koeffizient k [10^{-19} m^2]	< 0,001	0,001 – 0,1	> 0,10
Eignung im Bereich VIP	sehr geeignet	weniger geeignet	nicht geeignet

7.11 Zwischenfazit

Die zeitliche Entwicklung der Permeabilität wird nicht nur von dem vorhandenen Feuchtegehalt, sondern auch signifikant von der Lagerung und Nachbehandlung im jungen Betonalter beeinflusst. Bei den referenzgelagerten Prüfkörpern lässt sich eine deutlich größere Schwankung der Permeabilität mit fortschreitendem Betonalter als bei den wärmebehandelten bzw. wassergelagerten Prüfkörpern feststellen. Die erzielte Verringerung der Permeabilität infolge der Wärmebehandlung und der Wasserlagerung ist sogar im Betonalter von einem Jahr noch ersichtlich. Infolge einer zweitägigen Wärmebehandlung bei 90 °C kann nach 365 Tagen eine um über drei Zehnerpotenzen geringere Permeabilität als die Referenzlagerung erzielt werden.

Die infolge der Frost-Taubeanspruchung gemessene Permeabilitätsabnahme kann mit der Änderung im Feuchtegehalt der untersuchten Betone begründet werden. Dies spiegelt sich in der Gewichtszunahme der Prüfkörper wider. Die erhaltenen Ergebnisse deuten auf die hohe Gefügedichte von Ultrahochleistungsbetonen hin und bestätigen den dadurch erzielten großen Widerstand gegenüber Frost-Tauangriffen.

Der Einfluss der Lagerung und der Nachbehandlung auf die Erhöhung der Dauerhaftigkeit von UHPC lässt sich anhand der Ergebnisse zur Karbonatisierung erkennen, wobei die wassergelagerten und die wärmebehandelten Prüfkörper im Alter von 16 Monaten keine Karbonatisierungstiefe aufweisen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit konnte kein Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der Karbonatisierung an den teilweise karbonatisierten Prüfkörpern festgestellt werden. Dies kann u. a. auf den Unterschied im treibenden Transportmechanismus bei der Bestimmung der beiden Kennwerte zurückgeführt werden.

Aus den erhaltenen experimentellen Ergebnissen lässt sich keine Korrelation zwischen der Permeabilität und der Druckfestigkeit bei ultrahochfesten Betonen erkennen, womit sich eine Beschreibung der Dauerhaftigkeit von UHPC auf Grundlage der Druckfestigkeit als nicht zielführend erweist. Im Gegensatz dazu ergibt sich eine sehr gute Korrelation zwischen der Rohdichte von UHPC und der Permeabilität unter Referenzlagerung, sodass eine Permeabilitätsreduktion mit steigender Rohdichte zu erwarten ist.

Aus den in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnissen wurde die Effizienz des erforschten Vakubäude-Systems anhand eines vereinfachten Berechnungsbeispiels beurteilt. Aus der Berechnung ergab sich, dass trotz der niedrigen Permeabilität von UHPC ein effizienter Einsatz im Bereich der Vakuumdämmung noch nicht zielführend ist. Das zu erwartende sehr kleine Pumpenintervall führt zu hohen Energiekosten, wodurch die Vorteile solcher Vakuumdämmungen ins Gegenteil gekehrt werden.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Auf Grundlagen von theoretischen und experimentellen Untersuchungen wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Luftpermeabilität an dünnen Prüfkörpern aus UHPC untersucht. Ziel war es, wesentliche Einflussparameter auf die Permeabilität von UHPC zu betrachten und damit einen Beitrag zum Schließen der bestehenden Forschungslücken zu liefern. Darüber hinaus sollte die Einsetzbarkeit von UHPC aufgrund seiner hohen Gefügedichtheit und seiner hohen Festigkeit im Bereich von Vakuumisolationspaneelen kritisch beurteilt werden. Die Untersuchungen hierzu fanden im Rahmen des Forschungsprojekts *Vakubäude 2019* statt.

Einführend wurde eine umfassende Literaturstudie zu den Grundlagen von UHPC und dessen Anwendungsgebieten, zum Eindringen von Gasen in porösen Festkörpern sowie zu den maßgebenden Einflussfaktoren auf die Permeabilität von Beton durchgeführt. Die Permeabilität von normalfestem Beton wurde bereits weltweit intensiv erforscht. Mehrere der existierenden Einflussfaktoren sind jedoch für ultrahochfesten Beton nicht ausreichend untersucht und abgesichert. Im Wesentlichen sind das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich der Permeabilität, der Einfluss einer Frost-Taubeanspruchung auf die Permeabilität sowie eine potentielle Korrelation zwischen der Permeabilität und anderen Betonkennwerten noch wenig beleuchtet. Ein entscheidender Unterschied zu normalfestem Beton ist, dass bei UHPC die Gefügedichtheit deutlich höher ist, weswegen nicht das gleiche Permeabilitätsverhalten zu erwarten ist. Die genaue Untersuchung der Permeabilität von UHPC ist zur Beurteilung des potentiellen Einsatzes im Bereich der vakuumgedämmten Elemente von großer Bedeutung.

Im Rahmen der eigenen Untersuchungen wurde zunächst eine kritische Analyse von signifikanten Messverfahren zur Bestimmung der Permeabilität von Beton durchgeführt. Es zeigte sich insgesamt, dass die meisten Messverfahren bei der sehr niedrigen Permeabilität von UHPC nicht anwendbar sind. Da kein bestehendes Verfahren zufriedenstellende Ergebnisse lieferte, wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit an der Technischen Universität Kaiserslautern ein neues Messverfahren zur Bestimmung der Permeabilität an UHPC-Prüfkörpern entwickelt. Das Messprinzip bestand darin, den zeitlichen Druckanstieg im inneren des vorevakuierten Prüfkörpers zu ermitteln. Für die Prüfkörperform haben sich UHPC-halbkugelschalen als geeignet erwiesen. In einem ersten Schritt wurden hierzu verschiedene Voruntersuchungen zur Validierung des neuen Messverfahrens durchgeführt. Diese umfassten u. a. die Bestimmung des funktionalen Druckbereichs, der durch den Versuchsaufbau bedingt vorhandenen Leckrate sowie des ausgewählten Auswertungsmodells. Im gleichen Zusammenhang wurde das neu entwickelte Messverfahren mit dem Cembureau-Labormessverfahren verglichen.

Im Rahmen von experimentellen Untersuchungen mit dem neuen Messverfahren wurde an drei UHPC-Mischungen mit unterschiedlichen Zusammensetzungen die Luftpermeabilität mit verschiedenen Einflussparametern, wie Lagerung, Nachbehandlung und Frost-Taubeanspruchung untersucht. Durch die Versuchswiederholung bei einem bestimmten Betonalter (28, 90, 180 und 365 Tage) konnte die zeitliche

Permeabilitätsentwicklung näher betrachtet werden. Des Weiteren wurden die Frisch- und Festbetoneigenschaften sowie die Karbonatisierungstiefe der untersuchten Mischungen unter den unterschiedlichen Einflussparametern bestimmt.

Insgesamt hat sich gezeigt, dass die Permeabilitätsmessungen an Beton aufgrund ihrer Abhängigkeit von der Porenstruktur sehr große Streuungen aufweisen. Diese Streuungen sind selbst bei einer Austrocknung der Prüfkörper bis zur Massekonstanz noch stark vorhanden. Sowohl die Wärmebehandlung als auch die Wasserlagerung zeichnen sich als effiziente Maßnahmen zur Permeabilitätsreduktion aus. Im Fertigteilwerk ist die Wärmebehandlung der Wasserlagerung vorzuziehen, da die Reduktion der Permeabilität um bis zu 90 % bereits nach drei Tagen (bei Wasserlagerung erst nach 28 Tagen) erreicht wird. So können die Lagerzeiten der Betonbauteile im Fertigteilwerk reduziert und ein schnellerer Transport auf die Baustelle ermöglicht werden. Während der Wärmebehandlung ist es wichtig, dass die Betonbauteile vor Austrocknung geschützt werden.

Die Untersuchungen zum Langzeitverhalten zeigten eine große Abhängigkeit der Permeabilität von der vorgenommenen Nachbehandlung im Betonalter bis 28 Tagen. Durch eine einmalige zweitägige Wärmebehandlung unmittelbar nach dem Ausschalen war eine kontinuierliche Abnahme der Permeabilität im ersten Jahr zu beobachten, während die referenzgelagerten Prüfkörper sehr stark von der vorhandenen relativen Luftfeuchtigkeit beeinflusst wurden und keinen allgemeinen Zusammenhang mit dem Betonalter zeigten. Hierbei ist zu beachten, dass alle Prüfkörper ab einem Betonalter von 28 Tagen unter den gleichen Laborbedingungen gelagert wurden. Die wichtige Rolle der Nachbehandlung wird bei der Trocknung bis zur Massekonstanz ebenfalls ersichtlich, wobei die wassergelagerten und die wärmebehandelten Prüfkörper keine Permeabilitätserhöhung infolge des Trocknungsvorgangs zeigten.

Die Ergebnisse bestätigten zudem den hohen Widerstand von UHPC gegenüber Frost-Taubeanspruchung. Die Permeabilitätsabnahme infolge dieser Beanspruchung verdeutlicht ferner, dass der Verdichtungseffekt durch Feuchteaufnahme in den Prüfkörper gegenüber einer möglichen vorhandenen Gefügeschädigung maßgebend ist.

Darüber hinaus wurden im Rahmen dieser Arbeit einige Korrelationen der Permeabilität mit anderen Betonkennwerten untersucht. Zum einen wurde aufgezeigt, dass die Permeabilität mit höherer Druckfestigkeit nicht grundsätzlich abnimmt. Zum anderen wurde festgestellt, dass die Permeabilität viel mehr von der Art der Nachbehandlung beeinflusst wird als von der Druckfestigkeit. Während die Permeabilität grundsätzlich die Qualität des Überdeckungsbetons widerspiegelt, charakterisiert die Druckfestigkeit vielmehr den Betonkern. Aus diesem Grund eignet sich die Druckfestigkeit nicht als Kennwert zur Beschreibung der Dauerhaftigkeit, da letztere sehr stark von der Porosität des Überdeckungsbetons bestimmt wird. Im Gegensatz zu der Druckfestigkeit hat sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der Rohdichte und der Permeabilität von UHPC unter Referenzlagerung gezeigt, sodass eine lineare Permeabilitätsreduktion mit steigender Rohdichte zu verzeichnen ist. Zwar wurde eine Änderung der Regressionsgerade zwischen der Permeabilität und

der Rohdichte mit zunehmendem Betonalter beobachtet, der lineare Zusammenhang zwischen den beiden Kennwerten bleibt dennoch vorhanden.

Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen wurde in einem letzten Schritt die Einsetzbarkeit von UHPC als Vakuumisulationspaneelle und insbesondere in dem im Rahmen des Forschungsprojekts „Vakubäude“ vorgestellten Paneelsystem untersucht. Anhand eines vereinfachten übersichtlichen Berechnungsbeispiels an einem Modellhaus wurden für verschiedene Vakuumpumpen das zu erwartende Pumpenintervall sowie die aus dem Pumpenbetrieb entstehenden Energiekosten berechnet. Bei der Berechnung wurde ausschließlich die Permeabilität der untersuchten UHPC-Mischungen betrachtet, während die Gasabgaben der anderen Bestandteile des Vakubäude-Systems vernachlässigt wurden. Dennoch hat sich bereits unter diesen idealisierten Bedingungen gezeigt, dass auf Basis der ermittelten Permeabilität der UHPC-Schalen ein mehrmaliger täglicher Pumpenbetrieb von 3,5 – 7,5 Stunden notwendig wird. Die daraus entstehenden Energiekosten alleine liegen im Idealfall im vergleichbaren Bereich wie bei konventionellen Dämmungen, sodass die Verwendung von UHPC in den Vakuumisulationspaneelen aus wirtschaftlicher und energetischer Sicht aktuell nicht zielführend ist.

8.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit sind weitere Forschungsfragen aufgekommen, deren weitere Behandlung zielführend erscheint. Diese Fragen erfordern zusätzliche, umfassende Untersuchungen und werden im Folgenden als Vorschläge für zukünftige Forschungsarbeiten aufgeführt.

Da die Permeabilität maßgeblich von dem Kapillarporenanteil im Beton abhängt, ist es von großer Bedeutung mit weiteren Untersuchungen die Änderung der Porenstruktur unter verschiedenen Einflussfaktoren näher zu betrachten. Dies könnte durch die Bestimmung der Porengrößenverteilung mithilfe der Quecksilberporosimetrie erfolgen.

Die Ergebnisse dieser Arbeit haben zudem gezeigt, dass der im Beton vorhandene Feuchtegehalt einen wesentlichen Einfluss auf die Permeabilität hat. Von großer Bedeutung wäre daher, den Zusammenhang zwischen der Permeabilität und dem Feuchtegehalt zu untersuchen. Dies bedarf der Lagerung der Prüfkörper für bestimmte Zeit im Normklima bei unterschiedlicher relativer Luftfeuchtigkeit, um verschiedene Feuchtegehalte im Beton zu erzeugen. Wegen der großen Streuung der Permeabilitätsergebnisse sollte die Anzahl der untersuchten Prüfkörper möglichst groß sein, um die statistische Auswertung der Ergebnisse zu gewährleisten.

Aufgrund der starken Schwankungen der ermittelten Permeabilitätskoeffizienten zwischen den drei untersuchten UHPC-Mischungen bei sonst gleicher Lagerung empfiehlt es sich noch weitere Mischungen zu untersuchen. Hierbei sollte insbesondere der Einfluss der einzelnen Bestandteile der Betonzusammensetzung auf die Permeabilität betrachtet werden. Eine Variierung im Silikastaub, im Wassergehalt und in der Gesteinskörnung könnte interessante Erkenntnisse liefern. Ein weiteres Forschungsziel könnte sein, den im Rahmen dieser Arbeit festgestellten Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der Rohdichte zu verifizieren.

Die Nutzungsdauer von Bauwerken sind hoch, üblicherweise werden 50 Jahre zugrunde gelegt. Daher gewinnt das Langzeitverhalten von UHPC bezüglich der Dauerhaftigkeit und insbesondere der Permeabilität an Bedeutung. In weiteren Untersuchungen könnten die Permeabilitätskoeffizienten in längeren Zeitabständen (z. B. 2, 5 und 10 Jahre) bestimmt werden.

Trotz der festgestellten Permeabilitätsreduktion infolge der Frost-Taubeanspruchung, ist eine Anzahl von 60 Zyklen aufgrund der hohen Gefügedichtheit von UHPC nicht kritisch. Es empfiehlt sich daher die Anzahl der Zyklen zu erhöhen, bis eine oberflächennahen Abwitterung ersichtlich wird. Der Einfluss einer Austrocknung auf Beton zeigt sich als interessantes Phänomen, welches von der Lagerung und der Nachbehandlung abhängt. Hierbei bedarf es weiterer Untersuchungen der Änderung in der Porenstruktur und im Feuchtegehalt.

Weiterer Forschungsbedarf besteht zur Korrelation der Permeabilität von UHPC mit Kennwerten der Dauerhaftigkeit. Um eine mögliche Übereinstimmung zwischen der Permeabilität und der Karbonatisierung zu untersuchen, sollte der Permeabilitätskoeffizient an vor Karbonatisierung geschützten Betonen bestimmt werden. Weitere Kenngrößen wie die Chloriddiffusion und die Wasseraufnahme könnten ebenfalls eine Korrelation mit der Permeabilität aufweisen.

In möglichen weiterführenden Forschungsvorhaben gilt es darüber hinaus die Permeabilität an bewehrtem ultrahochfestem Beton zu untersuchen. Insbesondere die Stahlfaserbewehrung ist von großer Bedeutung, denn sie kann als Bindeglied zwischen den Poren wirken, sodass Verbindungen geschaffen werden, woraus ein leichteres Eindringen von Gasen in das Betoninnere resultieren kann (vgl. *Shekarchi et al. 2010*).

Da die meisten Betonbauwerke durch ihre Nutzung Risse aufweisen, wäre es wichtig, die Permeabilität an gerissenem UHPC zu untersuchen. Aufgrund des sehr niedrigen w/z -Werts tendieren ultrahochfeste Betone verstärkt zum autogenen Schwinden und damit verbunden zur Mikrorissbildung. Besonders interessant ist hier die sogenannte Selbstheilung von Beton, wobei entstandene Risse mithilfe der Nachhydratation geschlossen werden. Dieses Phänomen ist bei UHPC aufgrund der großen Menge an nicht hydratisiertem Zement von großer Bedeutung.

Ultrahochfeste Betone sind grundsätzlich im Bereich des Faktors 100 dichter als normalfeste Betone (vgl. *Fehling et al. 2005*). Die geringe Permeabilität reicht dabei dennoch nicht aus, um einen effizienten Einsatz im Bereich der Vakuuminisulationspaneele nach dem aktuellen Stand der Forschung zu ermöglichen. Es kann daher zielführend sein, weitere Optimierung der Betonmischungen vorzunehmen, um eine weitere Permeabilitätsreduktion zu ermöglichen. Eine andere Möglichkeit besteht darin, den Oberflächenbeton zu beschichten. Im Rahmen des Forschungsprojekts „*Vakubäude*“ wurden auch Permeabilitätsmessungen an beschichteten ultrahochfesten Betonen durchgeführt. Durch eine Beschichtung der Betonoberfläche auf Epoxidharz Basis konnte eine Permeabilitätsreduktion von bis zu drei Zehnerpotenzen erreicht werden. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in *Vakubäude 2019* vorgestellt. Eine Erweiterung der Untersuchungen auf andere Produkte ist empfehlenswert.

Literaturverzeichnis

DSI (23.05.2017), <https://www.dywidag-systems.de/fileadmin/downloads/dsi-equipment.de/dsi-equipment-proceq-brochure-torrent-en.pdf>, 30.12.2019.

Consolis 2019

A latticework roof in precast concrete,
<https://www.consolis.com/references/jean-bouin-stadium/>, 03.05.2020.

Abbas et al. 2016

Abbas, S.; Nehdi, M. L.; Saleem, M. A.: Ultra-High Performance Concrete: Mechanical Performance, Durability, Sustainability and Implementation Challenges. In: *International Journal of Concrete Structures and Materials* 10, 2016, H. 3, S. 271–295.

AFGC recommendation 2002

AFGC/SETRA *Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concretes: Interim Recommendations*, 2002.

Aimil (30.12.2019)

Aimil Instrumentation & Technology,
<https://www.aimil.com/products/permeability-tester-torrent>, 30.12.2019.

Atkinson et al. 1989

Atkinson, A.; Claisse, P. A.; Harris, A. W. *Transport of gases through concrete*, Department of Civil Engineering, Materials Chemistry Department, Materials and Manufacturing Technology Division, AEA Industrial Technology, Harwell Laboratory, Didcot, Oxon, United Kingdom, 1989.

Alexander et al. 2001

Alexander, M. G.; Mackechnie, J. R.; Ballim, Y.: Use of durability indexes to achieve durable cover concrete in reinforced concrete surfaces. In: *Materials science of concrete*, 2001, H. 6, S. 483–511.

Alotaibi u. Riffat 2014

Alotaibi, S., Riffat, S.: Vacuum insulated panels for sustainable buildings: a review of research and applications. In: *International Journal of Energy Research* 38, 2014, H. 1, S. 1–19.

Amro et al. 2012

Amro, M., Häfner, F., Freese, C.: Moderne In-situ- und Labormessung von Permeabilität und Porosität zum Dichtheitsnachweis von Speichern für Wasserstoff, Erdgas und CO₂. In: *Erdöl-Erdgas Kohle*, 2012, H. 4.

ASTM C666

ASTM C666 *Standard Test Method for Resistance of Concrete to Rapid Freezing and Thawing*. West Conshohocken, PA, ASTM International.

Aubry et al. 2013

Aubry, S.; Bompas, P.; Vaudeville, B.: UHPFRC cladding challenge: the Fondation Louis Vuitton pour la Creation 'Iceberg'. In: *Toutlemonde F, Resplendino J, eds. Proceedings of International Symposium on Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete. Marseille, Frankreich, 2013, S. 37–48.*

Azmee u. Shafiq 2018

Azmee, N. M.; Shafiq, N.: Ultra-high performance concrete: From fundamental to applications. In: *Case Studies in Construction Materials* 9, 2018.

Baehr u. Stephan 2013

Baehr, H. D.; Stephan, K. *Wärme- und Stoffübertragung*. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2013.

Baetens et al. 2010

Baetens, R., et al.: Vacuum insulation panels for building applications: A review and beyond. In: *Energy and Buildings*, 2010, H. 42 der Gesamtfolge, S. 147–172.

Bakhshi et al. 2006

Bakhshi, M., M. Mahoutian & M. Shekarchi: The gas permeability and its relationship with strength. In: *fib, Proc. 2nd International Congress Naples, Italy, Session 13, 2006.*

fib 1999

Balázs, G. L., et al. *Structural concrete: Textbook on behaviour, design and performance; updated knowledge of the CEB/FIB Model Code 1990*. Lausanne, fib, 1999.

Bamforth 1987

Bamforth, P. B.: The relationship between permeability coefficients for concrete obtained using liquid and gas. In: *Magazine of Concrete Research* 39, 1987, H. 138, S. 3–11.

Banthia u. Mindess 1989

Banthia, N.; Mindess, S.: Water permeability of cement paste. In: *Cement and Concrete Research*, 1989, H. 19, S. 727–736.

Basheer et al. 2000

Basheer, P. A. M., et al.: Reliability of in-situ permeation measurements to predict the durability of concrete structures in severe exposure conditions. In: *Bahrain Society of Engineers*, 2000, S. 667–684.

Basheer et al. 1995

Basheer, P. A. M.; Long, A. E.; Montgomery, F. R.: 'CLAM' tests for measuring in-situ permeation properties of concrete 12, 1995, S. 53–73.

Basheer et al. 2001

Basheer, P. A. M.; Nolan, E.; Long, A. E.: Near surface moisture gradient and in-situ permeation tests. In: *Construction and Building Materials*, 2001, H. 15, S. 105–114.

Basheer 1991

Basheer, P.A.M. *“Clam” Permeability Tests for Assessing the Durability of Concrete*. Belfast, 1991.

Baumert u. Garrecht 2010

Baumert, C.; Garrecht, H.: Mischen von Hochleistungsbetonen. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 105, 2010, H. 6, S. 371–378.

Bentz et al. 2000

Bentz, D. P., et al.: Influence of silica fume on diffusivity in cement-based materials. In: *Cement and Concrete Research* 30, 2000, H. 7, S. 1121–1129.

Bentz u. Garboczi 1991

Bentz, D. P.; Garboczi, E. J.: Percolation of phases in a three-dimensional cement paste microstructural model. In: *Cement and Concrete Research* 1991, H. 21, S. 325–344.

Bentz u. Stutzman 1994

Bentz, D. P.; Stutzman, P. E.: Evolution of porosity and calcium hydroxide in laboratory concretes containing silica fume. In: *Cement and Concrete Research* 24, 1994, S. 1044–1050.

Beton Kalender 2016

Bergmeister, K.; Fingerloos, F.; Wörner, J. D. *Beton Kalender 2016*, Ernst & Sohn. Berlin, 2016.

Beushausen et al. 2016

Beushausen, H.; Fernandez Luco, L. *Performance-based specifications and control of concrete durability*, RILEM; Springer. Paris, Dordrecht, Heidelberg, London, 2016.

Bjegović 2014

Bjegović, Dubravka *RILEM International Workshop on Performance-Based Specification and Control of Concrete Durability*, RILEM Publ. Bagnex, 2014.

Brameshuber et al. 2009

Brameshuber, W., et al. *Messung des tiefenabhängigen Feuchtegehaltes - Ergänzende Untersuchungen zum Forschungsvorhaben F 844*, Fraunhofer IRB Verlag, 2009.

Brunner et al. 2012

Brunner, S.; Stahl, T.; Ghazi Wakili, K.: An example of deteriorated vacuum insulation panels in a building façade. In: *Energy and Buildings* 54, 2012, S. 278–282.

Cabrera u. Lynsdale 1988

Cabrera, J. G.; Lynsdale, C. J.: A new gas permeameter for measuring the permeability of mortar and concrete. In: *Magazine of Concrete Research*, 1988, H. 40, S. 177–182.

Carman 1956

Carman, P. C. *Flow of gases through porous media*. London, Butterworths Scientific Publ, 1956.

Casucci 2019

Casucci, D. *Beitrag zum Zugkriechen in gerissenem, ultrahochfestem, stahlfaserverstärktem Beton*. Dissertation. Kaiserslautern, 2019.

Chunping et al. 2015

ChunPing, G.; Guang, Y.; Wei, S.: Ultrahigh performance concrete-properties, applications and perspectives. In: *Science China Technological Sciences* 58, 2015, H. 4, S. 587–599.

Claisse et al. 2003

Claisse, P. A.; Ganjian, E.; Adham, T. A.: In situ measurement of the intrinsic permeability of concrete. In: *Magazine of Concrete Research* 55, 2003, H. 2, S. 125–132.

Clapeyron 1843

Clapeyron, E. *Mémoire sur la puissance motrice de la chaleur*. Paris, Editions Jacques Gabay.

DAfStb Heft 422

DAfStb Heft 422 *Prüfung von Beton*. Berlin, 1991.

Dahms 1968

Dahms, J.: Einfluß der Eigenfeuchtigkeit auf die Druckfestigkeit des Betons. In: *Beton*, 1968, H. 18, S. 361–365.

Deuse 2012

Deuse, T. *Hochleistungsbeton für Alle - Nanotechnologisch optimierter, langlebiger, energieeffizienter und insbesondere anwendungsfreundlicher Hochleistungsbeton - OLAF : Abschlussbericht ; Teilprojekt der Dyckerhoff AG ; BMBF Förder-bekanntmachung: "Nanotechnologie im Bauwesen - NanoTecture: Erschließung höherer Ressourcen-/Energieeinspar- und Leistungspotenziale sowie neuer Funk-tionalitäten", Schwerpunkt: Materialentwicklung; Laufzeit: 01.02.2009 - 30.04.2012*.

Deuse et. al 2019

Deuse, T., et al. *Nanotechnisch optimierte Bindemittel für die Herstellung von anwendungs- freundlichem Hochleistungsbeton*, Verlag Bau+Technik GmbH.

Deuse et al. 2009

Deuse, T.; Hornung, D.; Möllmann, M.: Von der Mikrodurzur Nanodur-Technologie. In: *BFT International*, 2009, H. 5, S. 2–10.

DAfStb 2012

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton DAfStb *DAfStb-Richtlinie Wärmebehandlung von Beton*. Berlin, November 2012.

DAfStb 2018

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V. *D62_ Entwurf Teil 1 der UHFB-Richtlinie: Bemessung und Konstruktion*, 16.02.2018.

DAfStb Heft 258

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 258 *Hygrische Transportphänomene in Baustoffen*, Institut für Bauphysik. Berlin, 1976.

DAfStb Heft 403

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 403 *Permeabilität und Porosität von Beton bei hohen Temperaturen*. Berlin, 1989.

DAfStb Heft 422

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 422: Prüfung von Beton, Empfehlung und Hinweise als Ergänzung zu DIN 1048. Berlin, 1991.

DAfStb Heft 438

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 438 *Hochfester Beton; Sachstandsbericht Teil 1: Betontechnologie und Betoneigenschaften*. Berlin, 1994.

DAfStb Heft 487

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 487 *Dauerhaftigkeit hochfester Betone*. Berlin, 1999.

DAfStb Heft 560

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 560 *Übertragbarkeit von Frost-Laborprüfungen auf Praxisverhältnisse*. Berlin, 2005.

DAfStb Heft 561

Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Heft 561 *Sachstandsbericht Ultrahochfester Beton*. Berlin, 2008.

Dhir et al. 1988

Dhir, R. K., et al.: Discussion: Near-surface characteristics of concrete: assessment and development of in situ test methods. In: *Magazine of Concrete Research* 40, 1988, H. 145, S. 234–244.

Dhir et al. 1987

Dhir, R. K.; Hewlett, P. C.; Chan, Y. N.: Near-surface characteristics of concrete: assessment and development of in situ test methods. In: *Magazine of Concrete Research* 39, 1987, H. 141, S. 183–195.

DIN 28400-1

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 28400-1:1990-05 *Vakuumtechnik; Benennung und Definitionen; Allgemeine Benennungen*. Berlin, 1990-05.

DIN-Fachbericht 100:2010-03

DIN Deutsches Institut für Normung e.V. *DIN-Fachbericht 100:2010-03, Beton_- Zusammenstellung von DIN_EN_206-1 Beton_- Teil_1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität und DIN_1045-2 Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton_- Teil_2: Beton; Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität; Anwendungsregeln zu DIN_EN_206-1*. Berlin, Beuth Verlag GmbH.

DIN EN 12390-2

DIN Deutsches Institut für Normung e.V. *DIN EN 12390-2:2019-10: Prüfung von Festbeton – Teil 2: Herstellung und Lagerung von Probekörpern für Festigkeitsprüfungen. Deutsche Fassung EN 12390-2:2019*. Berlin, 2019-10.

DIN 1045-2

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 1045-2: 2008-08 *Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 2: Beton - Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität - Anwendungsregeln zu DIN EN 206-1*. Berlin, 2008-08.

DIN CEN/TS 12390-9

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN CEN/TS: 12390-9: 2017-05 *Prüfung von Festbeton – Teil 9: Frost- und Frost-Tausalz-Widerstand-Abwitterung; Deutsche Fassung CEN/TS 12390-9:2016*. Berlin, 2017-05.

DIN EN 12350-6

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 12350-6: 2019-09 *Prüfung von Frischbeton – Teil 6: Frischbetonrohichte. Deutsche Fassung EN 12350-6*. Berlin, 2019-09.

DIN EN 12350-7

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 12350-7: 2019-09 *Prüfung von Frischbeton – Teil 7: Luftgehalt – Druckverfahren. Deutsche Fassung EN 12350-7*. Berlin, 2019-09.

DIN EN 12350-8

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 12350-8: 2019-09 *Prüfung von Frischbeton – Teil 8: Selbstverdichtender Beton – Setzfließversuch. Deutsche Fassung EN 12350-8*. Berlin, 2019-09.

DIN EN 12390-3

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 12390-3: 2019-10 *Prüfung von Festbeton – Teil 3: Druckfestigkeit von Probekörpern*. Berlin, 2019-10.

DIN EN 14630

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 14630: 2007-01 *Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken_ - Prüfverfahren_ - Bestimmung der Karbonatisierungstiefe im Festbeton mit der Phenolphthalein-Prüfung. Deutsche Fassung EN_14630:2006*. Berlin, 2007-01.

DIN EN 196-1

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 196-1:2016-11 *Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1:2016*. Berlin, 2016-11.

DIN EN 206-1

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN 206-1:2017-01 *Beton_- Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität; Deutsche Fassung EN_206:2013+A1:2016*. Berlin, 2017-01.

DIN EN ISO 12570

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN ISO 12570: 2018-07 *Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten - Bestimmung des Feuchtegehaltes durch Trocknen bei erhöhter Temperatur (ISO 12570: 2000+ Amd 1: 2013+ Amd 2: 2018); Deutsche Fassung EN ISO 12570: 2000+A1: 2013 + A2: 2018*. Berlin, 2018-07.

DIN ISO 21360-1

DIN Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN ISO 21360-1:2016-09 *Vakuumtechnik - Standardverfahren zur Messung der Leistungsdaten von Vakuumpumpen – Teil 1: Grundlegende Beschreibung (ISO_21360-1:2012)*. Berlin, 2016-09.

Dinku u. Reinhardt 1997

Dinku, A.; Reinhardt, H. W.: Gas permeability coefficient of cover concrete as a performance control. In: *Materials and Structures* 30, 1997, S. 387–393.

Dixon 1950

Dixon, W. J.: Analysis of Extreme Values. In: *The Annals of Mathematical Statistics* 21, 1950, H. 4, S. 488–506.

Dyckerhoff 2017

Dyckerhoff 2017 *Produktdatenblatt „Dyckerhoff Nanodur® Compound 5941“*. Dyckerhoff AG, Produktmarketing, Wiesbaden, Stand 02/2017.

Fehling u. Schmidt 2005

E. Fehling; M. Schmidt *Entwicklung, Dauerhaftigkeit und Berechnung Ultrahochfester Betone (UHPC)*, Vakuumisulationspannele, 2005.

EAD 330499-01-0601

EAD 330499-01-0601 *European Organisation for Technical Assessment; EAD 330499-01-0601: Bonded fasteners for use in concrete August 2018*, August 2018.

Edelmann 1978

Edelmann, C. *Vakuumphysik und -technik*. Leipzig, Akad. Verl.-Ges. Geest & Portig, 1978.

Ehrhardt 2016

Ehrhardt, D.: zum Einfluss der Nachbehandlung auf die Gefügeausbildung und den Frost-Taumittelwiderstand der Betonrandzone. In: *Bauhaus-Universität Weimar*, 2016.

Eichmeier 1981

Eichmeier, J. *Modeme Vakuumelektronik*. Berlin, Heidelberg, New York, Springer-Verlag, 1981.

Eisenhut et al. 2007

Eisenhut, T., et al. *Ultra high performance concrete (UHPC); 10 Jahre Forschung und Entwicklung an der Universität Kassel*, Universität Kassel. Kassel, Kassel Univ. Press, 2007.

F.H.A. 2013

Federal Highway Administration *Ultra-High Performance Concrete; A State-of-the-Art Report for the Bridge Community*, U.S. Department of Transportation, Juni 2013.

Fehling et al. 2005

Fehling, E., et al. *Entwicklung, Dauerhaftigkeit und Berechnung ultrahochfester Betone (UHPC)*. Kassel, Kassel Univ. Press, 2005.

Feldman u. Cheng-Yi 1985

Feldman, R. F.; Cheng-Yi, H.: Properties of portland cement-silica fume pastes: Porosity and surface. In: *Cement and Concrete Research*, 1985, H. 15, S. 765–774.

Feldrappe 2006

Feldrappe, V. *Zum Frostwiderstand gefügedichter Betone mit geringen Wasserzementwerten*. Dissertation. Braunschweig, 2006.

Figg 1973

Figg, J. W.: Methods of measuring the air and water permeability of concrete. In: *Magazine of Concrete Research* 25, 1973, H. 85, S. 213–219.

Fládr et al. 2016

Fládr, J.; Bílý, P.; Vodička, J.: Experimental Testing of Resistance of Ultra-high Performance Concrete to Environmental Loads. In: *Procedia Engineering* 151, 2016, S. 170–176.

Franke et al. 2007

Franke, L.; Deckelmann, G.; Schmidt, H. *Zwischenbericht zur 1. Förderperiode im Rahmen des SPP 1182, DFG Geschäftszeichen Fr 493/29-1*, Institut für Bauphysik und Werkstoffe im Bauwesen, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2007.

Giesserei Lexikon 2019

Franke, S. *Giesserei Lexikon*, Schiele et Schön. Berlin, 2019.

Fu et al. 2014

Fu, T. C., et al.: The Influence of Aggregate Size and Binder Material on the Properties of Pervious Concrete. In: *Advances in Materials Science and Engineering*, 2014, H. 1, S. 1–17.

Ghafari et al. 2015

Ghafari, E., et al.: Prediction of Fresh and Hardened State Properties of UHPC: Comparative Study of Statistical Mixture Design and an Artificial Neural Network Model. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 27, 2015, H. 11.

Gluth 2011

Gluth G. J. G. *Die Porenstruktur von Zementstein und seine Eignung zur Gastrennung*. Dissertation. Berlin, 2011.

Goldbach u. Stehling 2008

Goldbach, U.; Stehling, S.: Precasting of UHPC Elements. In: *Proceedings 2nd International Symposium on UHPC*. Kassel, 2008, S. 589–596.

Gräf u. Bonzel 1990

Gräf, H.; Bonzel, J.: Über den Einfluß der Porosität des erhärteten Betons auf seine Gebrauchseigenschaften, 1990.

Gräf u. Grube 1986a

Gräf, H.; Grube, H.: Einfluss der Zusammensetzung und der Nachbehandlung des Betons auf seine Gasdurchlässigkeit. In: *Beton* 36, 1986, S. H. 11, S. 426-429, u. H. 12, S 473-476.

Gräf u. Grube 1986b

Gräf, H.; Grube, H.: Verfahren zur Prüfung der Durchlässigkeit von Mörtel und Beton gegenüber Gasen und Wasser, 1986, S. 184–187.

Graybeal u. Tanesi 2007

Graybeal, B.; Tanesi, J.: Durability of an Ultra-high Performance Concrete. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 19, 2007, H. 10, S. 848–854.

Grube u. Krell 1988

Grube, H.; Krell, J.: Zur Bestimmung der Carbonatisierungstiefe von Mörtel und Beton. In: *Betontechnischer Bericht*, 1988, H. 86-88, S. 21–33.

Grübl et al. 2002

Grübl, P.; Weigler, H.; Karl, S. *Beton: Arten, Herstellung und Eigenschaften*, Wiley, 2002.

Guth u. Zia 2001

Guth, D. L., Zia, P.: Evaluation of new air permeability test device. In: *ACI Materials Journal*, Jan-Feb. 2001, H. 98, S. 44–51.

Häfner 2014

Häfner, B. *Untersuchungen zum Gastransport in der Auflockerungszone in einem geologischen Endlager in Tongestein*. Dissertation. Darmstadt, 2014.

Häfner et al. 1996

Häfner, F., et al.: Permeabilitäts- und Porositätsmessungen an Gesteinsproben mit dem instationären Zweikammervorverfahren. In: *Erdöl Erdgas Kohle* 1996, H. 112, S. 401–404.

Häfner et al. 2015

Häfner, F.; Wagner, S.; Freese, C.: Durchlässigkeitsmessung, Bestimmung der absoluten Durchlässigkeit poröser Stoffe mit Flüssigkeit und Gas, 2015.

Hajar et al. 2013

Hajar, Z., et al.: Innovative solution for strengthening orthotropic decks using UHPFRC: The Illzach Bridge. In: *Toutlemonde F, Resplendino J, eds. Proceedings of International Symposium on Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete*. Marseille, Frankreich, 2013, S. 117–126.

Hake u. Meskouris 2007

Hake, E.; Meskouris, K. *Statik der Flächentragwerke*. Berlin, Heidelberg, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.

Hangleiter u. Weismann 2004

Hangleiter, M.; Weismann, S. *Solaroptimiertes Bauen, Teilkonzept 1: Entwicklung von vakuumgedämmten Betonfertigteilen (VIPBON)*, Albert Hangleiter GmbH & Co. KG. Ravensburg, ca. 2004.

Hauser u. Wörner 1999

Hauser, S.; Wörner, J. D.: DUCON, ein innovativer Hochleistungsbeton. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 94, 1999, H. 2, S. 66–75.

Hegger et al. 1999

Hegger, J., et al.: Überprüfung und Vereinheitlichung der Bemessungsansätze für querkraftbeanspruchte Stahlbeton- und Spannbetonbauteile aus normalfestem und hochfestem Beton nach DIN 1045-1. In: *Kurzberichte aus der Bauforschung = Building research summaries = Recherche du bâtiment, comptes rendus* 41, 2000, H. RWTH-CONV-011611.

Heinemann et al. 1999

Heinemann, U.; Caps, R.; Fricke, J.: Characterization and Optimization of Filler Materials for Vacuum Super Insulations. In: *Vuoto scienza et tecnologia*, 1999, H. 1-2, S. 43–46.

Heinemann u. Kastner 2010

Heinemann, U.; Kastner, R.: VIP-PROVE. Vakuumisulationspaneele - Bewährung in der Baupraxis, 2010.

Heinemann et al. 2011

Heinemann, U.; Weinläder, H.; Gintars, D. *Dämmen durch Vakuum*, 2011.

Hermann 2000

Hermann, K.: Gaspermeabilität von Betonen. In: *Cementbulletin*, 2000, H. 11.

Hilsdorf 1995

Hilsdorf, H. K.: Criteria for the Duration of Curing. In: *Proceedings of the Adam Neville Symposium on Concrete Technology (Ed. V.M. Malhotra)*, 1995.

Hong u. Parrott 1989

Hong, C. Z.; Parrott, L. J. *Air permeability of cover concrete and the effect of curing*, British Cement Association, 1989.

Huber 2008

Huber Jürgen: Zur Nachbehandlung von Beton, 2008.

Hudd 1989

Hudd, R. W. *Measurement of concrete permeability*. Dissertation. Loughborough, 1989.

Hülsmeier et al. 2013

Hülsmeier, F., et al. *vakutex - Vakuumgedämmte Fassadenelemente aus Textilbeton*, Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung. Stuttgart, Fraunhofer-IRB, 2013.

Hülsmeier u. Kahnt 2010

Hülsmeier, F.; Kahnt, A.: *Vakuumgedämmte Fassadenelemente aus Textilbeton vakutex*, 2010, H. 4, S. 31–37.

IBeWA 2010

Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser- und Deponietechnik (IBeWA) *Gaspermeabilitätsuntersuchungen an Ultra High Performance Concrete. Ergebnisbericht. Freiberg*, 2010.

Jacobs 1994

Jacobs, F. *Permeabilität und Porengefüge zementgebundener Werkstoffe*. Dissertation. Zurich, 1994.

Jacobs 2006

Jacobs, F. *Luftpermeabilität als Kenngrösse für die Qualität des Überdeckungsbetons von Betonbauwerken*, Technische Forschung und Beratung für Zement und Beton, Wildegg, September 2006.

Jacobsen u. Sellevold 1996

Jacobsen, S.; Sellevold, E. J.: *Self Healing of High Strength Concrete after Deterioration by Freeze/Thaw*. In: *Cement and Concrete Research*, 1996, H. 1, S. 55–62.

Jousten 2018

Jousten, K. *Handbuch Vakuumtechnik*. Berlin, Springer Reference Technik, 2018.

Jun et al. 2008

Jun, P., et al.: *Influence of the ingredients on the compressive strength of UHPC as a fundamental study to optimize the mixing proportion*. In: *Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, 2008, S. 105–112.

Klinkenberg 1941

Klinkenberg, L. J.: *The Permeability Of Porous Media To Liquids And Gases*. In: *American Petroleum Institute*, S. 200–213.

Knudsen 1909

Knudsen, M.: *Die Molekularströmung der Gase durch Öffnungen und die Effusion*. In: *Annalen der Physik*, 1909, H. 5, S. 999–1016.

Kollek 1989

Kollek, J. J.: *The determination of the permeability of concrete to oxygen by the Cembureau method - a recommendation*. In: *Materials and Structures*, 1989, H. 22, S. 225–230.

König et al. 2001

König, G.; Tue, N. V.; Zink, M. *Hochleistungsbeton*. Berlin, Ernst, 2001.

Krafft 1996

Krafft, F. *Otto Von Guericke's Neue (Sogenannte) Magdeburger Versuche über den leeren Raum*, Springer Berlin Heidelberg, 1996.

Kubens et al. 2005

Kubens St., et al.: Einfluss der Nachbehandlung auf die Dichtigkeit und Druckfestigkeit von Beton. In: *beton 1+2*, 2005, S. 20–22.

Küchlin u. Hersel 2017

Küchlin, D.; Hersel, O.: Betontechnische Daten. In: *Heidelberg Cement*, 2017.

Mehta u. Monteiro 2014

Kumar Mehta, P.; Monteiro, P. J. M. *Concrete: Microstructure, properties, and materials*. New York, NY, McGraw-Hill Education, 2014.

Lafarge 2001

Lafarge 2001: Ductal®, mehr als neuer Baustoff - ein Durchbruch in der Werkstofftechnologie, 2001, H. 16.

Lawrence 1984

Lawrence, C. O.: Transport of Oxygen through Concrete. In: *The British Ceramic Society Meeting "Chemistry and Chemically-Related Properties of Cement"*, Imperial College, London, 13.-14. April 1984.

Lei Voo et al. 2014

Lei Voo, Y., et al.: The Current State of Art of Ultra-High Performance Concrete Bridge Construction in Malaysia. In: *Proceedings of the 12th International Conference on Concrete Engineering and Technology 2014 (CONCET 2014), 12-14 Aug, Selangor, Malaysia.*, 2014.

Locher 2000

Locher, F. W. *Zement*. Düsseldorf, Verlag Bau + Technik, 2000.

Lun 2015

Lun, H. *Permeabilität von Beton unter kombinierter thermischer und mechanischer Belastung*. Dissertation. Innsbruck, 2015.

Mackechnie u. Alexander 2002

Mackechnie, J. R.; Alexander, M. G.: Durability Predictions Using Early-Age Durability Index Testing, 2002, H. 11.

Magureanu et al. 2012

Magureanu, C., et al.: Mechanical properties and durability of ultra-high-performance concrete. In: *ACI Materials Journal* 109, 2012, H. 2, S. 177–184.

Maryamh et al. 2020

Maryamh, K., et al.: Influence of production parameters on the fibre geometry and the mechanical behaviour of ultra high performance fibre-reinforced concrete. In: *Structural Concrete*, 2020.

Matsushita u. Onoue 2006

Matsushita, H.; Onoue, K.: Influence of Surface Energy on Compressive Strength of Concrete under Static and Dynamic Loading. In: *Journal of Advanced Concrete Technology* 4, 2006, H. 3, S. 409–421.

Mazanec 2013

Mazanec, O. J. *Charakterisierung der Mischzeit und des rheologischen Verhaltens ultrahochfester Betone unter Einbeziehung interpartikulärer Wechselwirkungen*. Dissertation. München, 2013.

Mazzacane et al. 2013

Mazzacane, P., et al.: MUCEM: The builder's perspective. In: *Toutlemonde F, Resplendino J, eds. Proceedings of International Symposium on Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete. Marseille, Frankreich, 2013*, S. 3–16.

Brochure-PermeaTORR-V14

Measures the Air-Permeability of Cover Concrete, <http://www.m-a-s.com.ar/pdf/Brochure-PermeaTORR-V14>, 25.01.2020.

Vollmer 2002

Michael Vollmer: Vakuumphysik im Alltag: Physikalische Freihand- und Low-cost-Experimente. In: *PhyDid A - Physik und Didaktik in Schule und Hochschule* 1, 2002, H. 1, S. 19–32.

Millard 1989

Millard, S. *Effect of temperature and moisture upon concrete permeability and resistivity measurements*, Workshop on in situ permeability, 1989.

Model Code 2010

Model Code 2010 fib Model Code for Concrete Structures 2010, Ernst Sohn, 2013.

Moeller 2008

Moeller, A.: Use of UHPC in offshore wind turbine foundations. In: *Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, 2008, H. 10, S. 863–869.

Moghaddam et al. 2018

Moghaddam, O.; Wichert, M.; Empelmann, M. *Neuartige, mit nicht-metallischer Basaltbewehrung (BFRP) vorgespannte Rohrprofile aus Ultra-Hochleistungsbeton (UHPC) für außerordentlich dauerhafte, materialsparende Betontragkonstruktionen unter klimatisch und chemisch extremen Beanspruchungen*, Fraunhofer IRB-Verlag. Stuttgart, Fraunhofer IRB Verlag, 2018.

Montgomery u. Adams 1985

Montgomery, F. R.; Adams, A.: Early experience with a new concrete permeability apparatus. In: *Proc. Structural Faults – 85*, London, 1985.

Möser u. Pfeifer 2008

Möser, B.; Pfeifer, C.: Microstructure and Durability of Ultra-High Performance Concrete. In: *Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance*, Kassel university press, 2008, S. 417–424.

Müller 2016

Müller, S.: *Zur Auslegung von innovativen Betonkollektorelementen für solarthermische Parabolrinnenkraftwerke*. Dissertation. Kaiserslautern, 2016.

Müller u. Scheydt 2011

Müller, H. S., Scheydt, J. C.: Dauerhaftigkeit und Nachhaltigkeit von ultrahochfestem Beton. In: *Beton* (9), 2011, S. 336–343.

Pickett 2013

Museums and modernism in Marseille, <https://maas.museum/inside-the-collection/2013/08/12/a-day-in-marseille/>, 03.05.2020.

Nolan 1996

Nolan, E. A.: *Influence of near surface moisture gradients in concrete on Autoclam permeation measurements*. Dissertation. Belfast, 1996.

NT BUILD 443

NT BUILD 443: Concrete, hardened: Accelerated chloride penetration, 1995.

Heathcote 2013

Out of the shadows, <https://www.ft.com/content/66025480-d815-11e2-9495-00144feab7de>, 03.05.2020.

Permeabilitätsanlage

Oxygen permeability apparatus - CONTROLS, https://www.controls-group.com/eng/scheda-print.php?id_cat=concrete&id_prod=oxygen-permeameter-cembureau-method, 15.10.2020.

Palecki 2016

Palecki, S.: *Einfluss der Alterung auf die innere und äußere Schädigung von Hochleistungsbeton unter Frost- und Frost-Tausalzangriff*. Göttingen, Cuvillier Verlag, 2016.

Parrot u. Hong 1991

Parrott, L.; Hong, C. Z.: Some factors influencing air permeation measurements in cover concrete. In: *Materials and Structures*, 1991, H. 24, S. 403–408.

Parrot 1994

Parrott, L. J.: Moisture conditioning and transport properties of concrete test specimens. In: *Materials and Structures*, 1994, H. 27, S. 460–468.

Paulini 2010

Paulini, P.: A laboratory and on-site test method for air permeability of concrete. In: *2nd International Symposium on Service Life Design for Infrastructure, 4-6 October 2010, Delft*.

Paulini u. Nasution 2006

Paulini, P.; Nasution, F.: Beurteilung der Dauerhaftigkeit von Beton anhand der Luftpermeabilität. In: *Proceedings 16.ibausil, Weimar, 2006*, H. 1, S. 1365-1372.

Paulini u. Nasution 2007

Paulini, P., Nasution, F. *Air permeability of near-surface concrete*. Tours, France, June 2007.

Paulmann u. Rostasy 1989

Paulmann, K.; Rostasy, F. *S.Praxisnahes Verfahren zur Beurteilung der Dichtigkeit oberflächennäher Betonschichten im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit*. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz. Techn. Univ. Braunschweig, 1989.

Penkert et. al 2019

Penkert, S., et al.: Konzeptionierung und Errichtung eines originalmaßstäblichen Parabolrinnenkollektors aus Hochleistungsbeton. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 114, 2019, H. 11, S. 806–816.

Pfeifer et al. 2010

Pfeifer, C., Möser, B., Weber, C., Stark, J.: Investigations of the pozzolanic reaction of silica fume in Ultra High Performance Concrete (UHPC). In: *RILEM Publications S.A.R.L.*, 2010, S. 287–298.

Piérard et al. 2012

Piérard, J.; Dooms, B.; Cauberg, N.: Evaluation of durability parameters of UHPC using accelerated lab tests. In: *Belgian Building Research Institute (BBRI). Limelette*, 2012.

Powers u. Brownyard 1946

Powers, T. C.; Brownyard, T. L.: Studies of the physical properties of hardened portland cement paste. In: *Journal of the American Concrete Institute*, 1946, H. 43, S. 249–336.

Prager 2018

Prager, M. *Zum Tragverhalten mikrobewehrter Ultrahochleistungsbetone*, Universitätsbibliothek Duisburg-Essen, 2018.

Pahn u. Kiesche 2019

Regenerative Wärmegewinnung über Betonfassaden für innerstädtische Sanierungsvorhaben, <https://mb.bauing.uni-kl.de/forschungsportal/Regenerative%20W%C3%A4rmegewinnung%20%C3%BCber%20Betonfassaden%20f%C3%BCr%20innerst%C3%A4dtische%20Sanierungsvorhaben/ce788a2f-d946-4ee0-ac0d-f2d5acd3ffd1>, 02.10.2020.

Reinhardt u. Mijnsbergen 1989

Reinhardt, H.; Mijnsbergen, J.: In-situ measurement of permeability of cover concrete by overpressure. In: *The Life of Structure - Physical Testing*, Butterworths, 1989, S. 243–254.

Rendchen 2002

Rendchen, K.: Blaufärbung von Betonoberflächen: Nur temporär! In: *Beton-Informationen*, 2002, H. 42, S. 79.

Reschke 2012

Reschke, T.: BAW Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB). In: *Bundesanstalt für Wasserbau, Karlsruhe*, 2012.

Richard u. Cheyrezy 1995

Richard, P.; Cheyrezy, M.: Composition of reactive powder concretes. In: *Cement and Concrete Research* 25, 1995, H. 7, S. 1501–1511.

RILEM TC 116-PCD:1999

RILEM TC 116-PCD: Permeability of Concrete as a Criterion of its Durability, April 1999, S. 174–179.

Roncera et al. 2002

Roncera, J. R., et al.: Flow behaviour of superplasticised cement pastes: Influence of Silica fume. In: *Indian Concrete Journal*, Januar 2002.

Rottländer et al. 2016

Rottländer, H.; Umrath, W.; Voss, G. *Grundlagen der Lecksuch-Technik*. Köln, 2016.

Roux et al. 1996

Roux, N.; Andrade, C.; Sanjuan, M.: Experimental study of durability of reactive powder concretes. In: *Journal of materials in civil engineering*, 1996, H. 8, S. 1–6.

Sagmeister 2012

Sagmeister, B.: Nanodur® – ein Hochleistungsbeton für Maschinenbetten, 2012, S. 46-56.

Sagmeister 2017

Sagmeister, B. *Maschinenteile aus zementgebundenem Beton*, Beuth Verlag GmbH, 2017.

Sanjuán u. Muñoz-Martialay 1995

Sanjuán, M. A.; Muñoz-Martialay, R.: Influence of the age on air permeability of concrete. In: *Journal of Materials Science*, 1995, H. 22, S. 5657–5662.

Scheydt 2014

Scheydt, J. C. *Mechanismen der Korrosion bei ultrahochfestem Beton*. Dissertation. Karlsruhe, KIT Scientific Publishing, 2014.

Scheydt et al. 2008

Scheydt, J. C.; Herold, G.; Müller, H.S.: Long term behaviour of ultra high performance concrete under the attack of chlorides and aggressive waters. In: *Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, 2008, S. 231–238.

Schießl et al. 2006

Schießl, P.; Huber, J. *Nachweisverfahren zur Beurteilung der Wirksamkeit von Nachbehandlungsmitteln (NBM)*, Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Wirtschaftsverl. Bremerhaven, 2006.

Schmidt u. Fehling 2005

Schmidt, M.; Fehling, E. *Entwicklung, Dauerhaftigkeit und Berechnung ultrahochfester Betone (UHPC)*, Kassel Univ. Press. Kassel, 2005.

Schmidt et al. 2014

Schmidt, M.; Fehling, E.; Fröhlich, S. *Nachhaltiges Bauen mit ultra-hochfestem Beton*, Kassel Univ. Press. Kassel, 2014.

Schnell u. Maryamh 2018

Schnell, J.; Maryamh, K.: Konstruktion und Bemessung selbsttätiger Hochwassersperren aus Hochleistungsbeton. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 113, 2018, H. 6, S. 423–432.

Scholz 2014

Scholz, C. *Fluss und Transport in mikrofluidischen porösen Medien*. Dissertation. Stuttgart, 2014.

Schönlin 1989

Schönlin, K. F. *Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton*. Dissertation. Karlsruhe, 1989.

Schultz-Cornelius 2020

Schultz-Cornelius, M. *Konzept zur Bemessung von unbewehrten Fassadenplatten aus Ultrahochleistungsbeton in mehrschichtigen Stahlbetonwandtafeln*. Dissertation. Kaiserslautern, 2020.

Schwab 2004

Schwab, H. *Vakuuminisationspaneele- Gas- und Feuchteintrag sowie Feuchte- und Wärmetransport*. Dissertation. Würzburg, 2004.

SIA 262/1:2003

schweizerischer ingenieur- und architektenverein SIA 262/1:2003: *"Betonbau - Ergänzende Festlegungen", Anhang E, "Luftpermeabilität am Bauwerk"*. Zurich, 2003.

Selleng et al. 2017

Selleng, C., et al.: Einflussgrößen auf die Wirksamkeit einer Wärmebehandlung von Ultrahochfestem Beton (UHFB). In: *Beton- und Stahlbetonbau* 112, 2017, H. 1, S. 12–21.

Setzer 1992

Setzer, M. J.: Durability of concrete. In: *Proceedings of the 3rd international workshop on bridge rehabilitation*, 1992, S. 767–778.

RILEM TC 117-FDC

Setzer, M. J.: RILEM TC 117-FDC: Freeze-thaw and deicing resistance of concrete. In: *Materials and Structures/Materiaux et Constructions* 30, 1997, S. 3–6.

RILEM TC 176-IDC

Setzer, M. J., et al.: RILEM TC 176-IDC: Internal damage of concrete due to frost action Final Report. In: *Materials and Structures/Materiaux et Constructions* 37, 2004, H. 274, S. 740–742.

Shekarchi et al. 2010

Shekarchi, M., et al.: Study on Gas Permeability of High Performance Concrete containing Binary and Ternary Pozzolanic Materials and Polypropylene Fibers. In: *Second International Conference on Sustainable Construction Materials and Technologies At: Ancona, Italy*, 2010.

Simard et al. 1993

Simard, M.-A., et al.: Calorimetry, rheology and compressive strength of superplasticized cement pastes. In: *Cement and Concrete Research* 23, 1993, H. 4, S. 939–950.

Simmler et al. 2005

Simmler, H., et al. *Vacuum Insulation Panels - Study on VIP-components and Panels for Service Life Prediction of VIP in Building Applications (Subtask A)*, International Energy Agency, September 2005.

Singh 2015

Singh, H.: Permeability of concrete mix design. In: *International Journal of Research Review in Engineering Science & Technology*, April 2015.

Sousa Rodrigues 2019

Sousa Rodrigues, T. *Luftpermeabilitätsmessungen an Hochleistungsbetonen unter Vakuum*. Masterarbeit. Kaiserslautern, 2019.

Sprengard u. Spitzner 2011b

Sprengard, C.; Spitzner, M. H. *Optimierung der energetischen Eigenschaften und der Wirtschaftlichkeit von VIP-Paneelen durch die optimale Kombination von Kieselsäure-, Mineralfaser- und EPS-Dämmstoff*. Stuttgart, Fraunhofer IRB Verl., 2011.

Sprengard u. Spitzner 2011a

Sprengard, C.; Spitzner, M. H.: Untersuchungen zu Alterung und Wärmebrücken bei Vakuum-Isolations-Paneelen (VIP) für Bauanwendungen. In: *Bauphysik* 33, 2011, H. 4, S. 234–242.

Stallmann 2020

Stallmann, T. *Zum Trag- und Verformungsverhalten von Hohlkörperdecken aus Feinkorn-Hochleistungsbeton*. Dissertation. Kaiserslautern, 2020.

Stark u. Wicht 2013

Stark, J.; Wicht, B. *Dauerhaftigkeit von Beton*. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2013.

Sung-Hoon et al. 2017

Sung-Hoon, K., et al.: Microstructural Investigation of Heat-Treated Ultra-High Performance Concrete for Optimum Production. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 10, 2017, H. 9.

Tang u. Peterrson 2004

Tang, L.; Pettersson, P.-E.: Slab test: Freeze/thaw resistance of concrete—Internal deterioration. In: *Materials and Structures* 37, 2004, H. 10, S. 754–759.

Tayeh et al. 2019

Tayeh, B. A., et al.: Properties of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPC) - a review paper. In: *AIP Conference Proceedings*, 2019.

Tees.fr

TEES: *Atelier d'ingénierie*, <https://www.tess.fr/en/projet/fondation-louis-vuitton>, 03.05.2020.

Teichmann 2008

Teichmann, T. *Einfluss der Granulometrie und des Wassergehaltes auf die Festigkeit und Gefügedichtigkeit von Zementstein*. Dissertation. Kassel, 2008.

Teutsch 2010

Teutsch, M.; Wiens, U.; Alfes, C.: Stahlfaserbeton nach DAfStb-Richtlinie "Stahlfaserbeton". In: *Beton- und Stahlbetonbau* 105, 2010, H. 8, S. 539–551.

Thomas 1992

Thomas, M. D. A.; Matthews, J. D.: The permeability of fly ash concrete. In: *Materials and Structures* 25, 1992, H. 7, S. 388–396.

Timofejew 1967

Timofejew, D. P. *Adsorptionskinetik*. Leipzig, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1967.

Torrent u. Ebensperger 1993

Torrent, R.; Ebensperger, L.: Studie über "Methoden zur Messung und Beurteilung der Kennwerte des Überdeckungsbetons auf der Baustelle". In: *Forschungsauftrag Nr. 89/89 auf Antrag der Arbeitsgruppe für Brückenunterhaltsforschung*, Januar 1993.

Torrent u. Luco 2007

Torrent, R.; Luco, L. F. *Report 40: Non-Destructive Evaluation of the Penetrability and Thickness of the Concrete Cover - State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 189-NEC*, RILEM, 2007.

Torrent 1992

Torrent, R. J.: A two-chamber vacuum cell for measuring the coefficient of permeability to air of the concrete cover on site. In: *Materials and Structures*, 1992, H. 25, S. 358-365.

Herzog 2015

Ultrahochfester Beton: Wild-Brücke in Kärnten mit UHPC, <https://blog.voeb.com/ultrahochfester-beton-wild-bruecke-2/>, 03.05.2020.

Vakubäude 2019

Vakubäude: *Schaltbare Vakuum-Isolations-Bauteile mit Re-Evakuierung für energiesparende Gebäude der Zukunft (Vakubäude) : Schlussbericht : Laufzeit des Vorhabens: 01.04.2015-30.04.2019*, 2019.

Voo et al. 2015

Voo, Y. L.; Foster, S. J.; Voo, C. C.: Ultrahigh-Performance Concrete Segmental Bridge Technology: Toward Sustainable Bridge Construction. In: *Journal of Bridge Engineering* 20, 2015, H. 8.

Wang et al. 1997

Wang, K., et al.: Permeability study of cracked concrete. In: *Cement and Concrete Research* 27, 1997, H. 3, S. 381–393.

Wang et al. 2007

Wang, X., et al.: VIP and their applications in buildings: a review. In: *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Construction Materials* 160, 2007, H. 4, S. 145–153.

Weber u. Hafkesbrink 2016

Weber, J.; Hafkesbrink, V. *Bauwerksabdichtung in der Altbausanierung; Verfahren und juristische Betrachtungsweise*, Springer Vieweg. Wiesbaden, 2016.

Wesche 1993

Wesche, K. *Baustoffe für tragende Bauteile*. Wiesbaden, Vieweg+Teubner Verlag, 1993.

Wiegleb 2016

Wiegleb, G. *Gasmessstechnik in Theorie und Praxis; Messgeräte, Sensoren, Anwendungen*. Wiesbaden, Springer Vieweg, 2016.

Wierig u. Hurling 1985

Wierig, H.-J.; Hurling, H. *Untersuchungen zur Sauerstoffdiffusion durch die carbonatisierte Betondeckung der Bewehrung von Stahlbetonbauteilen*. Stuttgart, Fraunhofer IRB Verlag, 1985.

Wolf 2016

Wolf, M. *Optimierung von Ultra-Hochleistungsbeton zur Verwendung als Konstruktionsmaterial für statisch-konstruktive Vacuum Insulated Wall (VIW-) Elemente*. Dissertation. Magdeburg, 2016.

Yang et al. 2013

Yang, K., et al.: Investigation of moisture condition and Autoclam sensitivity on air permeability measurements for both normal concrete and high performance concrete. In: *Construction and Building Materials* 48, 2013, S. 306–314.

Zement-Taschenbuch 2008

Zement-Taschenbuch, Verlag Bau + Technik. Düsseldorf, 2008.

Zhang et al. 2019

Zhang, G.; Li, X.; Li, Z.: *Experimental Study on Static Mechanical Properties and Moisture Contents of Concrete Under Water Environment*, 2019.

Nölscher 2019

ZukunftBAU: Ultra-dauerhafte Bauteile aus Hochleistungsbeton mit Basaltfaserbewehrung, <https://spitzmueller.de/index.php/blog/item/628-zukunftbau-ultra-dauerhafte-bauteile-aus-hochleistungsbeton-mit-basaltfaserbewehrung>, 02.10.2020.

Anhang

A Massenänderung und Festbetoneigenschaften

Tab. A.1: Massenänderung in M1 infolge des Trocknungsvorgangs M1

Mischung	Lagerung	Prüfkörper	A ¹ [g]	B [g]	C ² [g]	D ³ [g]	Abweichung zwischen C und D [g]	0,1 % der Gesamtmasse [g]	gesamter Massenverlust [g]	massebezogener Feuchtegehalt u ⁴ [%]
M1	RF	2	2.703,20	2.690,60	2689,4	2687,8	1,6	2,7	15,4	0,57
		3	2.501,60	2.488,80	2487,6	2486	1,6	2,5	15,6	0,63
		5	2.669,40	2.657,60	2656,2	2655,2	1	2,6	14,2	0,53
	WB	4	2598,8	2597,8	2594,7	2594,4	3	2,6	4,4	0,17
		5	2636,8	2635,6	2632	2631,6	4	2,6	5,2	0,20
		6	2613	2611,8	2611,8	2611,6	2	2,6	1,4	0,05
WL	3	2602,6	2594,2	2584,6	2583,9	0,7	2,6	18,7	0,72	
	4	2686,6	2677	2676	2676	0	2,7	10,6	0,40	
	5	2703,2	2693,8	2693	2693	0	2,7	10,2	0,38	

¹ Gewichtsmessung vor Beginn des Trocknungsvorgangs

² vorletzte Wägung

³ letzte Wägung (mindestens die 3. Wägung)

⁴ $u = (A-D) / D$

Betrierdatum: 12.11.2018
Zeitraum zwischen der ersten und der letzten Wägung: 17.12.2018-09.01.2019

Tab. A.2: Massenänderung infolge des Trocknungsvorgangs M2

Mischung	Lagerung	Prüfkörper	A ¹ [g]	B [g]	C ² [g]	D ³ [g]	Abweichung zwischen C und D [g]	0,1 % der Gesamtmasse [g]	gesamter Massenverlust [g]	massebezogener Feuchtegehalt u ⁴ [%]
M2	RF	1	2.740,0	2.725,2	2.718,6	2.717,4	1,2	2,7	22,8	0,84
		3	2.806,0	2.789,0	2.782,4	2.781,0	1,4	2,8	24,8	0,89
		6	2.799,0	2.783,4	2.776,2	2.775,0	1,2	2,8	24	0,86
		2	2.806,0	2.804,2	2.804,0	2.803,4	0,6	2,8	2,6	0,09
		3	2.627,8	2.625,6	2.622,4	2.622,3	0,1	2,6	5,5	0,21
		6	2.754,2	2.752,6	2.750,8	2.750,6	0,2	2,7	3,6	0,13
	WL	2	2.786,2	2.774,4	2.769,6	2.768,8	0,8	2,8	17,4	0,63
		5	2.712,6	2.699,4	2.691,6	2.690,6	1	2,7	22	0,82
		6	2.766,6	2.753,8	2.746,4	2.745,6	0,8	2,7	21	0,76

¹ Gewichtsmessung vor Beginn des Trocknungsvorgangs

² vorletzte Wägung

³ letzte Wägung (mindestens die 3. Wägung)

⁴ $u = (A-D) / D$

Tab. A.3: Massenänderung infolge des Trocknungsvorgangs N

Betonierdatum: 07.11.2018
 Zeitraum zwischen der ersten und der letzten Wägung: 07-14.12.2018

Mischung	Lagerung	Prüfkörper	A ¹	B	C ²	D ³	Abweichung zwischen C und D	0,1 % der Gesamtmasse	gesamter Massenverlust	massebezogener Feuchtegehalt u ⁴
		[-]	[g]	[g]	[g]	[g]	[g]	[g]	[g]	[%]
N	RF	1	2.989	2.969	2.967	2.966	1,2	3,0	23,0	0,78
		2	2.842	2.823	2.821	2.820	1,4	2,8	22,2	0,79
		3	2.956	2.936	2.934	2.933	1,6	2,9	22,8	0,78
	WB	1	2.880	2.877	2.877	2.877	0,2	2,9	3,4	0,12
		2	2.674	2.671	2.671	2.671	0,2	2,7	3,0	0,11
		3	2.961	2.958	2.957	2.957	0,6	3,0	3,8	0,13
	WL	1	3.014	2.988	2.997	2.997	0,8	3,0	17,4	0,58
		2	2.910	2.895	2.894	2.893	1,2	2,9	17,2	0,59
		3	2.977	2.962	2.961	2.960	1,6	3,0	17,6	0,59

¹ Gewichtsmessung vor Beginn des Trocknungsvorgangs

² vorletzte Wägung

³ letzte Wägung (mindestens die 3. Wägung)

⁴ $u = (A-D) / D$

Tab. A.4: Massenänderung infolge der zweiten Frost-Taubeanspruchung für M1, M2 und N

Prüfkörper	M1		M2		N				
	vor F-T	nach F-T* Gewicht [g]	Gewichtszu- nahme	vor F-T	nach F-T* Gewicht [g]	Gewichtszu- nahme	vor F-T	nach F-T* Gewicht [g]	Gewichtszu- nahme
1	2.544	2.547	2,4	2.723	2.735	11,4	2.954	2.963	9,6
2	2.574	2.577	2,6	2.694	2.709	14,6	2.996	3.005	9,0
3	2.677	2.680	2,6	2.571	2.585	13,8	2.948	2.958	10,4
4	2.667	2.670	2,8	2.792	2.807	14,8	2.803	2.811	8,2
5	2.596	2.599	3,8	2.756	2.767	11,6	2.934	2.941	7,6
6	-	-	-	2.786	2.802	16,0	3.086	3.093	7,2
Mittelwert [g]	2.612	2.615	2,8	2.720	2.734	13,7	2.953	2.962	8,7
Standardabweichung [g]	58,4	58,4	0,6	82,2	82,5	1,8	92,1	91,9	1,2
Variationskoeffizient [%]	2,2	2,2	19,5	3,0	3,0	13,5	3,1	3,1	14,1

* abgewogen 24 Stunden nach Beenden der F-T-Zyklen

Prüfkörper	M1		M2		N				
	nach F-T	zwei Monate nach F-T Gewicht [g]	Gewichtsab- nahme	nach F-T	zwei Monate nach F-T Gewicht [g]	Gewichtsab- nahme	nach F-T	zwei Monate nach F-T Gewicht [g]	Gewichtsab- nahme
1	2.547	2.547	-0,4	2.735	2.728	6,6	2.963	2.956	7,4
2	2.577	2.576	1,0	2.709	2.702	6,6	3.005	2.998	6,6
3	2.680	2.678	2,0	2.585	2.577	7,8	2.958	2.952	6,2
4	2.670	2.668	2,2	2.807	2.799	8,2	2.811	2.805	5,8
5	2.599	2.597	2,4	2.767	2.759	8,2	2.941	2.935	6,2
6	-	-	-	2.802	2.794	8,0	3.093	3.088	4,8
Mittelwert [g]	2.615	2.613	1,4	2.734	2.727	7,6	2.962	2.956	6,2
Standardabweichung [g]	58,4	57,5	1,2	82,5	82,2	0,8	91,9	92,1	0,9
Variationskoeffizient [%]	2,2	2,2	80,6	3,0	3,0	10,1	3,1	3,1	14,0

Tab. A.5: Festbetoneigenschaften der Mischung M1 in Zeitabständen

Betonmischung		M1		
		RF	WL	WB
Lagerung/Nachbehandlung		RF	WL	WB
Betonalter	[d]	90		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.297,5	2.474,0	2.300,8
Variationskoeffizient	[%]	0,8 (5)	0,7 (5)	0,5 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	169,6	168,0	167,1
Variationskoeffizient	[%]	11,6 (5)	11,3 (5)	7,3 (5)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	16,0	-	-
Variationskoeffizient	[%]	14,3 (3)	-	-
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	7,1	-	-
Betonalter	[d]	180		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.286,6	2.268,9	2.295,3
Variationskoeffizient	[%]	0,7 (5)	1,5 (5)	0,6 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	176,0	180,0	158,7
Variationskoeffizient	[%]	2,4 (5)	7,0 (5)	14,5 (4)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	22,2	-	-
Variationskoeffizient	[%]	1,9 (3)	-	-
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	9,8	-	-
Betonalter	[d]	365		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.313,1	-	-
Variationskoeffizient	[%]	0,5 (3)	-	-
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	163,3	-	-
Variationskoeffizient	[%]	7,3 (3)	-	-

(*) Probenanzahl

Tab. A.6: Festbetoneigenschaften der Mischung M2 in Zeitabständen

Betonmischung		M2		
		RF	WL	WB
Lagerung/Nachbehandlung				
Betonalter	[d]	90		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.409,2	2.474,0	2.474,0
Variationskoeffizient	[%]	0,8 (5)	0,7 (5)	0,7 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	178,9	169,3	173,3
Variationskoeffizient	[%]	2,8 (5)	9,4 (5)	10,5 (5)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	19,1	-	-
Variationskoeffizient	[%]	2,8 (3)	-	-
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	8,4	-	-
Betonalter	[d]	180		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.423,3	2.421,5	2.376,1
Variationskoeffizient	[%]	1,1 (5)	1,1 (5)	0,4 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	168,9,0	124,0	156,8
Variationskoeffizient	[%]	3,4 (5)	5,7 (4)	5,0 (5)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	19,8	-	-
Variationskoeffizient	[%]	1,6 (3)	-	-
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	8,7	-	-
Betonalter	[d]	365		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.435,9	-	-
Variationskoeffizient	[%]	1,9 (3)	-	-
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	168,8	-	-
Variationskoeffizient	[%]	7,1 (3)	-	-

(*) Probenanzahl

Tab. A.7: Festbetoneigenschaften der Mischung N in Zeitabständen

Betonmischung		N		
		RF	WL	WB
Lagerung/Nachbehandlung				
Betonalter	[d]	90		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.445,3	2.474,0	2.473,2
Variationskoeffizient	[%]	1,0 (5)	0,7 (5)	0,6 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	143,4	145,2	158,6
Variationskoeffizient	[%]	2,9 (5)	7,4 (5)	3,6 (5)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	18,9	-	-
Variationskoeffizient	[%]	5,6 (3)	-	-
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	8,4	-	-
Betonalter	[d]	180		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.476,2	2.463,0	2.476,2
Variationskoeffizient	[%]	0,6 (5)	1,6 (5)	0,6 (5)
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	141,4	146,7	141,4
Variationskoeffizient	[%]	13,9 (4)	7,6 (5)	13,9 (4)
Mittlere Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$	[N/mm ²]	19,7	-	-
Variationskoeffizient	[%]	0,8 (3)	-	-
Mittlere zentrische Zugfestigkeit f_{ctm}	[N/mm ²]	8,7	-	-
Betonalter	[d]	365		
Mittlere Rohdichte ρ_c	[kg/m ³]	2.441,4	-	-
Variationskoeffizient	[%]	0,2 (3)	-	-
Mittlere Druckfestigkeit $f_{cm,cube100}$	[N/mm ²]	146,2	-	-
Variationskoeffizient	[%]	4,4 (3)	-	-

(*) Probenanzahl

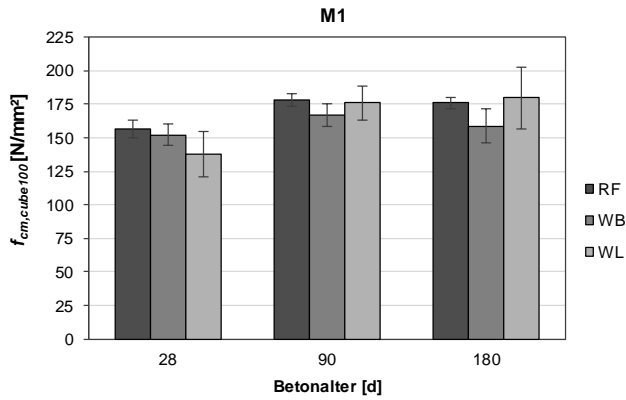


Abb. A.1: Entwicklung der Druckfestigkeit für M1 in Abhängigkeit der Lagerung

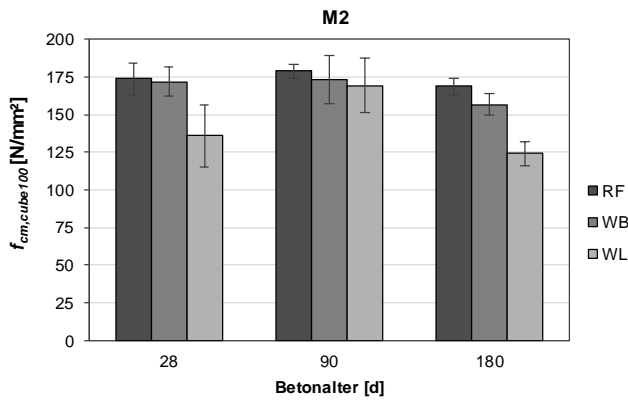


Abb. A.2: Entwicklung der Druckfestigkeit für M2 in Abhängigkeit der Lagerung

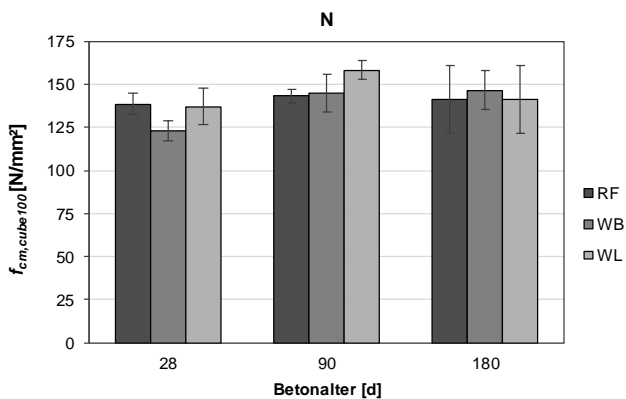


Abb. A.3: Entwicklung der Druckfestigkeit für N in Abhängigkeit der Lagerung

B Permeabilitätskoeffizienten

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 28 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]
M1	RF	1		11.12.2018	5	8	83,1	2,1652	3,19E-05	3,18E-05	5,49E-18
		2			5	8	83,5	2,1553	3,17E-05	3,17E-05	5,47E-18
		3			5	8	83,1	2,1652	3,19E-05	3,18E-05	5,49E-18
		4			5	8	111,5	1,6149	2,38E-05	2,37E-05	4,10E-18
		5			5	8	96,3	1,8694	2,75E-05	2,75E-05	4,74E-18
		6			5	8	97,9	1,8390	2,71E-05	2,70E-05	4,66E-18
M1	WL	1	12.11.2018	11.12.2018	5	8	1062,6	0,1694	2,49E-06	2,43E-06	4,20E-19
		2			5	8	1295,9	0,1389	2,04E-06	1,98E-06	3,43E-19
		3			5	8	405,9	0,4435	6,53E-06	6,47E-06	1,12E-18
		4			5	8	901,8	0,1996	2,94E-06	2,88E-06	4,97E-19
		5			5	8	899,4	0,2001	2,95E-06	2,89E-06	4,98E-19
		6			5	8	1251,9	0,1438	2,12E-06	2,06E-06	3,55E-19
M1	WB	1		10.12.2018	5	8	374,2	0,4810	7,08E-06	7,02E-06	1,21E-18
		2			5	8	371,2	0,4849	7,14E-06	7,08E-06	1,22E-18
		3			5	8	426,2	0,4223	6,21E-06	6,16E-06	1,06E-18
		4			5	8	225,7	0,7975	1,17E-05	1,17E-05	2,02E-18
		5			5	8	251,3	0,7162	1,05E-05	1,05E-05	1,81E-18
		6			5	8	238,1	0,7559	1,11E-05	1,11E-05	1,91E-18

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-5}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 28 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	P_0^1 [mbar]	P_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m ³ /s]	Q_{Perim}^3 [mbar·m ³ /s]	k [m ²]
M2	RF	1		11.1.2019	5	8	169,1	1,0644	1,57E-05	1,56E-05	2,70E-18
		2			5	8	8,0	22,5800	3,32E-04	3,32E-04	5,74E-17
		3			5	8	255,2	0,7052	1,04E-05	1,03E-05	1,78E-18
		4			5	8	242,9	0,7409	1,09E-05	1,08E-05	1,87E-18
		5			5	8	382,2	0,4709	6,93E-06	6,87E-06	1,19E-18
		6			5	8	248,1	0,7254	1,07E-05	1,06E-05	1,83E-18
	WL	1	13.12.2018	12.1.2019	8	11	1637,9	0,1099	1,62E-06	1,56E-06	2,69E-19
		2			8	11	1516,4	0,1187	1,75E-06	1,69E-06	2,91E-19
		3			8	11	1642,3	0,1096	1,61E-06	1,55E-06	2,68E-19
		4			8	11	80,4	2,2399	3,30E-05	3,29E-05	5,68E-18
		5			8	11	1468,2	0,1226	1,80E-06	1,74E-06	3,01E-19
		6			8	11	1303,4	0,1381	2,03E-06	1,97E-06	3,41E-19
WB	1	15.1.2019	11.1.2019	8	11	2748,1	0,0655	9,64E-07	9,03E-07	1,56E-19	
	2			8	11	2396,8	0,0751	1,11E-06	1,04E-06	1,80E-19	
	3			8	11	1360,5	0,1323	1,95E-06	1,89E-06	3,26E-19	
	4			8	11	2362,2	0,0762	1,12E-06	1,06E-06	1,83E-19	
	5			8	11	2524,5	0,0713	1,05E-06	9,89E-07	1,71E-19	
	6			8	11	2493,1	0,0722	1,06E-06	1,00E-06	1,73E-19	

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ (6,13·10⁻⁸)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 28 Tagen												
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	$Q_{Messung}$ [mbar·m ³ /s]	Q_{Perim}^3 [mbar·m ³ /s]	k [m ²]	
N	RF	1		05.12.2018	5	8	769,6	0,2339	3,44E-06	3,38E-06	5,84E-19	
		2			5	8	1029,2	0,1749	2,57E-06	2,51E-06	4,34E-19	
		3			5	8	1590,1	0,1132	1,67E-06	1,61E-06	2,77E-19	
		4			5	8	593,1	0,3035	4,47E-06	4,41E-06	7,61E-19	
		5			5	8	790,5	0,2277	3,35E-06	3,29E-06	5,68E-19	
		6			5	8	619,2	0,2907	4,28E-06	4,22E-06	7,28E-19	
	WL	1	07.11.2018		11.12.2018	5	8	1061,9	0,1695	2,49E-06	2,43E-06	4,20E-19
		2				5	8	1296,8	0,1388	2,04E-06	1,98E-06	3,42E-19
		3				10	12	552,7	0,2171	3,19E-06	3,14E-06	5,41E-19
		4				5	8	900,9	0,1998	2,94E-06	2,88E-06	4,97E-19
		5				5	8	898,7	0,2003	2,95E-06	2,89E-06	4,99E-19
		6				5	8	1251,7	0,1438	2,12E-06	2,06E-06	3,55E-19
	WB	1			06.12.2018	5	8	1880,9	0,0957	1,41E-06	1,35E-06	2,33E-19
		2				5	8	3066,4	0,0587	8,64E-07	8,03E-07	1,39E-19
		3				5	8	2080,9	0,0865	1,27E-06	1,21E-06	2,09E-19
		4				5	8	722,3	0,2492	3,67E-06	3,61E-06	6,23E-19
		5				5	8	421,2	0,4274	6,29E-06	6,23E-06	1,08E-18
		6				5	8	2197,8	0,0819	1,21E-06	1,14E-06	1,98E-19

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{Messung} - Q_{Leck}$ ($6,13 \cdot 10^{-8}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach dem Trocknungsvorgang												
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm} [mbar·m³/s]	k [m²]	
M1	RF	2	12.11.2018	21.12.2018	5	8	51,9	3,4702	7,20E-04	5,10E-05	8,81E-18	
		3			5	8	61,4	2,9328	4,32E-05	4,31E-05	7,45E-18	
		5			5	8	74,3	2,4217	3,56E-05	3,56E-05	6,15E-18	
	WL	3		16.01.2019	20.12.2018	10	12	974,8	0,1231	1,81E-06	1,75E-06	3,02E-19
		4				10	12	16901,4	0,0071	1,04E-07	4,33E-08	7,47E-21
		5				10	12	18750,0	0,0064	9,42E-08	3,29E-08	5,69E-21
WB	4	08.01.2019	13.12.2018	08.01.2019	10	12	31578,9	0,0038	5,59E-08	5,59E-08	9,66E-21	
	5				10	12	2016,8	0,0595	8,76E-07	8,76E-07	1,51E-19	
	6				10	12	21818,2	0,0055	8,09E-08	8,09E-08	1,40E-20	
M2	RF	1		05.02.2019	05.02.2019	5	8	80,1	2,2477	3,31E-05	3,30E-05	5,70E-18
		3				5	8	76,9	2,3418	3,45E-05	3,44E-05	5,94E-18
		6				5	8	121,4	1,4823	2,18E-05	2,18E-05	3,76E-18
	WL	2	05.02.2019		06.02.2019	12	13	1680,7	0,0357	5,25E-07	4,64E-07	8,02E-20
		5				12	13	1204,8	0,0498	7,33E-07	6,72E-07	1,16E-19
		6				12	13	1045,3	0,0574	8,45E-07	7,84E-07	1,35E-19
WB	2	04.02.2019	07.02.2019	04.02.2019	8	11	3991,1	0,0451	6,64E-07	6,03E-07	1,04E-19	
	3				8	11	4119,0	0,0437	6,43E-07	5,82E-07	1,01E-19	
	6				8	11	4347,8	0,0414	6,09E-07	5,48E-07	9,47E-20	
N	RF	1		07.11.2018	13.12.2018	8	11	282,2	0,6378	9,39E-06	9,33E-06	1,61E-18
		2				8	11	320,8	0,5611	8,26E-06	8,20E-06	1,42E-18
		3				8	11	347,8	0,5175	7,62E-06	7,56E-06	1,31E-18
	WL	1	13.12.2018		14.12.2018	10	12	1290,3	0,0930	1,37E-06	1,31E-06	2,26E-19
		2				8	11	1008,4	0,1785	2,63E-06	2,57E-06	4,43E-19
		3				10	12	1012,7	0,1185	1,74E-06	1,68E-06	2,91E-19
WB	1	13.12.2018	13.12.2018	10	12	1421,8	0,0844	1,24E-06	1,18E-06	2,04E-19		
	2			10	12	2097,9	0,0572	8,42E-07	7,81E-07	1,35E-19		
	3			10	12	315,0	0,381	5,61E-06	5,55E-06	9,58E-19		

¹ $Q_{\text{Messung}} \cdot O_{\text{Leck}} (6,13 \cdot 10^{-6})$

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 90 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]
M1	RF	1	12.11.2018	01.03.2019	5	8	4,3	41,9820	6,18E-04	6,18E-04	1,07E-16
		2		06.03.2019	5	8	5,0	36,1570	5,32E-04	5,32E-04	9,19E-17
		3		01.03.2019	5	8	43,0	4,1847	6,16E-05	6,16E-05	1,06E-17
		4		01.03.2019	5	8	230,9	0,7795	1,15E-05	1,14E-05	1,97E-18
		5		05.03.2019	5	8	56,7	3,1719	4,67E-05	4,66E-05	8,05E-18
	WL	1		22.02.2019	10	12	2371,5	0,0506	7,45E-07	6,84E-07	1,18E-19
		2			10	12	1109,1	0,1082	1,59E-06	1,53E-06	2,65E-19
		3		24.02.2019	10	12	5000,0	0,0240	3,53E-07	2,92E-07	5,04E-20
		4			10	12	8219,2	0,0146	2,15E-07	1,54E-07	2,65E-20
		5		25.02.2019	10	12	9160,3	0,0131	1,93E-07	1,32E-07	2,27E-20
		6			10	12	6315,8	0,0190	2,80E-07	2,18E-07	3,77E-20
	WB	1		15.02.2019	8	11	604,4	0,2978	4,38E-06	4,32E-06	7,47E-19
		2			8	11	5787,8	0,0311	4,58E-07	3,97E-07	6,85E-20
		3		18.02.2019	8	11	6642,1	0,0271	3,99E-07	3,38E-07	5,83E-20
		4			8	11	10112,4	0,0178	2,62E-07	2,01E-07	3,47E-20
5		20.02.2019	8	11	7468,9	0,0241	3,55E-07	2,94E-07	5,07E-20		
6		21.02.2019	8	11	6642,1	0,0271	3,99E-07	3,38E-07	5,83E-20		

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-6}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 90 Tagen													
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]		
M2	RF	1	13.12.2018	13.03.2019	8	11	142,1	1,2665	1,86E-05	1,86E-05	3,21E-18		
		2			5	8	12,8	14,0120	2,06E-04	2,06E-04	3,56E-17		
		3			14.03.2019	8	11	152,9	1,1775	1,73E-05	1,73E-05	2,98E-18	
		4				8	11	242,1	0,7434	1,09E-05	1,09E-05	1,88E-18	
		5			19.03.2019	8	11	113,4	1,5869	2,34E-05	2,33E-05	4,02E-18	
		6				8	11	113,2	1,5908	2,34E-05	2,34E-05	4,03E-18	
	WL	1			21.03.2019	8	11	1998,4	0,0901	1,33E-06	1,27E-06	2,18E-19	
		2				8	11	1339,5	0,1344	1,98E-06	1,92E-06	3,31E-19	
		3				22.03.2019	8	11	1521,5	0,1183	1,74E-06	1,68E-06	2,90E-19
		4					8	11	99,7	1,8062	2,66E-05	2,65E-05	4,58E-18
		5				25.03.2019	8	11	4087,6	0,0440	6,48E-07	5,87E-07	1,01E-19
		6					8	11	1382,9	0,1302	1,92E-06	1,86E-06	3,20E-19
	WB	1				26.03.2019	8	11	2534,0	0,0710	1,05E-06	9,85E-07	1,70E-19
		2					8	11	2193,4	0,0821	1,21E-06	1,15E-06	1,98E-19
		3				27.03.2019	8	11	1211,7	0,1486	2,19E-06	2,13E-06	3,67E-19
		4					8	11	1956,8	0,0920	1,35E-06	1,29E-06	2,23E-19
		5				28.03.2019	8	11	2259,9	0,0796	1,17E-06	1,11E-06	1,92E-19
		6				29.03.2019	8	11	2144,1	0,0840	1,24E-06	1,17E-06	2,03E-19

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6 \cdot 10^{-5}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 90 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]
N	RF	1	07.11.2018	27.02.2019	5	8	287,8	0,6254	9,20E-06	9,15E-06	1,58E-18
		2			5	8	646,1	0,2786	4,10E-06	4,04E-06	6,98E-19
		3			5	8	197,4	0,9117	1,34E-05	1,34E-05	2,31E-18
		4			5	8	173,1	1,0399	1,53E-05	1,53E-05	2,63E-18
		5			5	8	208,9	0,8618	1,27E-05	1,26E-05	2,18E-18
		6			5	8	197,8	0,9102	1,34E-05	1,33E-05	2,30E-18
	WL	1		14.02.2019	10	12	6779,7	0,0177	2,60E-07	1,99E-07	3,44E-20
		2			10	12	8108,1	0,0148	2,18E-07	1,57E-07	2,70E-20
		3			10	12	6703,9	0,0179	2,63E-07	2,02E-07	3,49E-20
		4			10	12	4819,3	0,0249	3,66E-07	3,05E-07	5,27E-20
		5			10	12	4152,2	0,0289	4,25E-07	3,64E-07	6,29E-20
		6			10	12	3797,5	0,0316	4,65E-07	4,04E-07	6,98E-20
	WB	1		15.02.2019	8	11	6666,7	0,0270	3,97E-07	3,36E-07	5,81E-20
		2			8	11	8219,2	0,0219	3,22E-07	2,61E-07	4,51E-20
		3			8	11	5487,8	0,0328	4,83E-07	4,22E-07	7,28E-20
		4			8	11	7407,4	0,0243	3,58E-07	2,97E-07	5,12E-20
		5			8	11	3005,0	0,0599	8,82E-07	8,21E-07	1,42E-19
		6			8	11	4411,8	0,0408	6,00E-07	5,40E-07	9,31E-20

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-6}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 180 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]
M1	RF	1	12.11.2018	16.05.2019	5	8	4,2	42,9300	6,32E-04	6,32E-04	1,09E-16
		2			5	8	22,0	8,1948	1,21E-04	1,21E-04	2,08E-17
		3			5	8	42,9	4,1966	6,18E-05	6,17E-05	1,07E-17
		4			5	8	132,2	1,3617	2,00E-05	2,00E-05	3,45E-18
		5			5	8	144,3	1,2473	1,84E-05	1,83E-05	3,16E-18
	WL	1		27.05.2019	10	12	2484,5	0,0483	7,11E-07	6,50E-07	1,12E-19
		2			10	12	3100,8	0,0387	5,70E-07	5,09E-07	8,78E-20
		3			10	12	2127,7	0,0564	8,30E-07	7,69E-07	1,33E-19
		4			10	12	3428,6	0,0350	5,15E-07	4,54E-07	7,84E-20
		5			10	12	6030,2	0,0199	2,93E-07	2,32E-07	4,00E-20
		6			10	12	5084,7	0,0236	3,47E-07	2,86E-07	4,94E-20
	WB	1		28.05.2019	10	12	673,0	0,1783	2,62E-06	2,56E-06	4,43E-19
		2			10	12	2941,2	0,0408	6,00E-07	5,40E-07	9,32E-20
		3			10	12	2690,6	0,0446	6,56E-07	5,95E-07	1,03E-19
		4			10	12	4477,6	0,0268	3,94E-07	3,33E-07	5,76E-20
	5	22.05.2019	10	12	4780,9	0,0251	3,69E-07	3,08E-07	5,32E-20		
	6		10	12	5357,1	0,0224	3,30E-07	2,69E-07	4,64E-20		

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}} (6,13 \cdot 10^{-5})$

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 180 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]
M2	RF	1		13.03.2019	8	11	147,0	1,2242	1,80E-05	1,80E-05	3,10E-18
		2			5	8	18,7	9,6482	1,42E-04	1,42E-04	2,45E-17
		3			8	11	226,6	0,7942	1,17E-05	1,16E-05	2,01E-18
		4			8	11	435,2	0,4136	6,09E-06	6,03E-06	1,04E-18
		5			8	11	153,4	1,1731	1,73E-05	1,72E-05	2,97E-18
		6			8	11	142,8	1,2602	1,85E-05	1,85E-05	3,19E-18
	WL	1	13.12.2018	26.06.2019	8	11	510,3	0,3527	5,19E-06	5,13E-06	8,86E-19
		2			10	12	487,8	0,2460	3,62E-06	3,56E-06	6,15E-19
		3			8	11	1135,6	0,1585	2,33E-06	2,27E-06	3,92E-19
		4			8	11	111,6	1,6133	2,37E-05	2,37E-05	4,09E-18
		5			8	11	5750,8	0,0313	4,61E-07	4,00E-07	6,90E-20
		6			8	11	1414,0	0,1273	1,87E-06	1,81E-06	3,13E-19
	WB	1	17.06.2019	17.06.2019	10	12	3252,0	0,0369	5,43E-07	4,82E-07	8,32E-20
		2			10	12	2366,9	0,0507	7,46E-07	6,85E-07	1,18E-19
		4			10	12	2419,4	0,0496	7,30E-07	6,69E-07	1,16E-19
		5			10	12	4858,3	0,0247	3,64E-07	3,02E-07	5,22E-20
		6			10	12	1834,9	0,0654	9,62E-07	9,02E-07	1,56E-19
							19.06.2019				

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} \cdot Q_{\text{Leck}} (6,13 \cdot 10^{-6})$

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 180 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	P_0^1 [mbar]	P_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m ³ /s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m ³ /s]	k [m ²]
N	RF	1		07.05.2019	5	8	479,7	0,3752	5,52E-06	5,46E-06	9,43E-19
		2		09.05.2019	5	8	468,6	0,3841	5,65E-06	5,59E-06	9,66E-19
		3		08.05.2019	10	12	448,3	0,2677	3,94E-06	3,88E-06	6,70E-19
		4		10.05.2019	8	11	312,1	0,5767	8,49E-06	8,43E-06	1,46E-18
		5		09.05.2019	8	11	455,2	0,3954	5,82E-06	5,76E-06	9,95E-19
		6		09.05.2019	8	11	1482,7	0,1214	1,79E-06	1,73E-06	2,98E-19
	WL	1	07.11.2018	11.05.2019	10	12	5769,2	0,0208	3,06E-07	2,45E-07	4,23E-20
		2		12.05.2019	10	12	7894,7	0,0152	2,24E-07	1,63E-07	2,81E-20
		3		13.05.2019	10	12	5741,6	0,0209	3,08E-07	2,46E-07	4,26E-20
		4		13.05.2019	10	12	3183,0	0,0377	5,55E-07	4,94E-07	8,53E-20
	WB	1		13.05.2019	10	12	9677,4	0,0124	1,82E-07	1,21E-07	2,09E-20
		2		14.05.2019	10	12	7142,9	0,0168	2,47E-07	1,86E-07	3,21E-20
		3		15.05.2019	10	12	7692,3	0,0156	2,30E-07	1,68E-07	2,91E-20
		4		15.05.2019	10	12	5940,6	0,0202	2,97E-07	2,36E-07	4,08E-20
		5		16.05.2019	10	12	7741,9	0,0155	2,28E-07	1,67E-07	2,88E-20
		6		16.05.2019	10	12	5333,3	0,0225	3,31E-07	2,70E-07	4,66E-20

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-6}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 365 Tagen														
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{messung} [mbar·m³/s]	Q_{perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]			
M1	RF	1		04.12.2019	10	12	2,5	48,8870	7,20E-04	7,20E-04	1,24E-16			
		3			10	12	97,0	1,2372	1,82E-05	1,82E-05	3,14E-18			
		4			10	12	190,4	0,6302	9,27E-06	9,22E-06	1,59E-18			
		5			10	12	181,4	0,6616	9,74E-06	9,68E-06	1,67E-18			
		6			10	12	243,4	0,4930	7,26E-06	7,20E-06	1,24E-18			
		1			8	11	20930,2	0,0086	1,27E-07	6,53E-08	1,13E-20			
	WL	2	8	11	18750,0	0,0096	1,41E-07	8,01E-08	1,38E-20					
		3	8	11	11250,0	0,0160	2,35E-07	1,74E-07	3,01E-20					
		4	8	11	9944,8	0,0181	2,66E-07	2,05E-07	3,54E-20					
		5	8	11	13432,8	0,0134	1,97E-07	1,36E-07	2,35E-20					
		6	8	11	17307,7	0,0104	1,53E-07	9,19E-08	1,59E-20					
		1	10	12	7894,7	0,0152	2,24E-07	1,63E-07	2,81E-20					
WB	2	10	12	9302,3	0,0129	1,90E-07	1,29E-07	2,22E-20						
	3	10	12	12121,2	0,0099	1,46E-07	8,45E-08	1,46E-20						
	4	10	12	14634,1	0,0082	1,21E-07	5,95E-08	1,03E-20						
	5	10	12	20000,0	0,0060	8,83E-08	2,71E-08	4,67E-21						
	6	10	12	19672,1	0,0061	8,98E-08	2,85E-08	4,93E-21						
				12.11.2018	18.11.2019	19.11.2019	20.11.2019	21.11.2019	22.11.2019	25.11.2019	27.11.2019	28.11.2019	29.11.2019	02.12.2019

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-8}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 365 Tagen												
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]	
M2	RF	1	13.12.2018	23.12.2019	10	12	387,1	0,3100	4,56E-06	4,50E-06	7,78E-19	
		2		26.12.2019	10	12	13,9	8,6409	1,27E-04	1,27E-04	1,27E-04	2,20E-17
		3			10	12	306,2	0,3919	5,77E-06	5,71E-06	9,86E-19	
		4			10	12	1345,3	0,0892	1,31E-06	1,25E-06	2,16E-19	
		5			10	12	251,7	0,4767	7,02E-06	6,96E-06	1,20E-18	
		6			10	12	472,8	0,2538	3,74E-06	3,68E-06	6,35E-19	
	WL	1			11.12.2019	10	12	1036,3	0,1158	1,70E-06	1,64E-06	1,64E-06
		2		12.12.2019		10	12	2424,2	0,0495	7,28E-07	6,88E-07	1,15E-19
		3				10	12	5660,4	0,0212	3,12E-07	2,51E-07	4,33E-20
		4				10	12	135,3	0,8869	1,31E-05	1,30E-05	2,24E-18
		5				10	12	10344,8	0,0116	1,71E-07	1,10E-07	1,89E-20
		6				10	12	10256,4	0,0117	1,72E-07	1,11E-07	1,92E-20
WB	1	18.12.2019	10		12	5530,0	0,0217	3,19E-07	2,58E-07	2,58E-07	4,46E-20	
	2		19.12.2019	10	12	8053,7	0,0149	2,19E-07	1,58E-07	1,58E-07	2,73E-20	
	4			10	12	10714,3	0,0112	1,65E-07	1,04E-07	1,79E-20		
	5			10	12	11320,8	0,0106	1,56E-07	9,48E-08	1,64E-20		
	6			10	12	11215,0	0,0107	1,57E-07	9,63E-08	1,66E-20		

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-6}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen nach 365 Tagen											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m ³ /s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m ³ /s]	k [m ²]
	RF	1		18.11.2019	10	12	341,4	0,3515	5,17E-06	5,11E-06	8,83E-19
		2			10	12	740,3	0,1621	2,39E-06	2,33E-06	4,02E-19
		3			10	12	830,4	0,1445	2,13E-06	2,07E-06	3,57E-19
		4			10	12	173,7	0,6909	1,02E-05	1,01E-05	1,75E-18
		5			10	12	280,2	0,4283	6,30E-06	6,25E-06	1,08E-18
		6			10	12	259,2	0,4629	6,81E-06	6,76E-06	1,17E-18
N	WL	1	07.11.2018	04.11.2019	10	12	888,9	0,0135	1,99E-07	1,38E-07	2,37E-20
		2			10	12	666,7	0,0180	2,65E-07	2,04E-07	3,52E-20
		3			10	12	6217,6	0,0193	2,84E-07	2,23E-07	3,85E-20
		4			10	12	78,3	1,5318	2,25E-05	2,25E-05	3,88E-18
		5			10	12	75,3	1,5930	2,34E-05	2,34E-05	4,04E-18
	WB	1		11.11.2019	10	12	7500,0	0,0160	2,35E-07	1,74E-07	3,01E-20
		2			10	12	12903,2	0,0093	1,37E-07	7,57E-08	1,31E-20
		3			10	12	13793,1	0,0087	1,28E-07	6,68E-08	1,15E-20
		4			10	12	14814,8	0,0081	1,19E-07	5,80E-08	1,00E-20
		5			10	12	15384,6	0,0078	1,15E-07	5,36E-08	9,25E-21
		6			10	12	12000,0	0,0100	1,47E-07	8,60E-08	1,48E-20

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6 \cdot 10^{-6}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen infolge der Frost-Taubeanspruchung											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm} [mbar·m³/s]	k [m²]
M1	Nach den ersten F-T-Zyklen	1	12.11.2018	04.02.2019	10	12	1595,7	0,0752	1,11E-06	1,05E-06	1,81E-19
		2			10	12	1901,7	0,0631	9,29E-07	8,68E-07	1,50E-19
		3		05.02.2019	10	12	253,6	0,4731	6,96E-06	6,91E-06	1,19E-18
		4			10	12	1574,8	0,0762	1,12E-06	1,06E-06	1,83E-19
		5			10	12	1615,1	0,0743	1,09E-06	1,03E-06	1,78E-19
	Vor den zweiten F-T-Zyklen	1		19.07.2019	8	11	4035,9	0,0446	6,56E-07	5,95E-07	1,03E-19
		2			8	11	3629,0	0,0496	7,30E-07	6,69E-07	1,16E-19
		3		22.07.2019	8	11	702,6	0,2562	3,77E-06	3,71E-06	6,41E-19
		4			8	11	2666,7	0,0675	9,93E-07	9,33E-07	1,61E-19
		5			8	11	5769,2	0,0312	4,59E-07	3,98E-07	6,87E-20
	Nach den zweiten F-T-Zyklen	1		28.01.2020	10	12	6976,7	0,0172	2,53E-07	1,92E-07	3,31E-20
		2		29.01.2020	10	12	4687,5	0,0256	3,77E-07	3,16E-07	5,48E-20
		3		30.01.2020	10	12	2454,0	0,0489	7,20E-07	6,59E-07	1,14E-19
		4			10	12	5263,2	0,0228	3,36E-07	2,74E-07	4,74E-20
		5		31.01.2020	10	12	5405,4	0,0222	3,27E-07	2,66E-07	4,59E-20
	Zwei Monate nach den zweiten F-T-Zyklen	1		18.03.2020	10	12	8275,9	0,0145	2,13E-07	1,52E-07	2,63E-20
		2			9	11	5940,6	0,0202	2,97E-07	2,36E-07	4,08E-20
		3		19.03.2020	9	11	5240,2	0,0229	3,37E-07	2,76E-07	4,76E-20
		4			9	11	8275,9	0,0145	2,13E-07	1,52E-07	2,63E-20
		5		20.03.2020	9	11	7228,9	0,0166	2,44E-07	1,83E-07	3,16E-20

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-8}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen infolge der Frost-Taubeanspruchung											
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar/min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm} [mbar·m³/s]	k [m²]
M2	Vor den zweiten F-T-Zyklen	1	13.12.2018	24.07.2019	8	11	110,9	1,6233	2,39E-05	2,38E-05	4,12E-18
		2			8	11	85,4	2,1075	3,10E-05	3,10E-05	5,35E-18
		3			8	11	101,5	1,7741	2,61E-05	2,61E-05	4,50E-18
		4			8	11	95,7	1,8813	2,77E-05	2,76E-05	4,77E-18
		5			8	11	105,6	1,7048	2,51E-05	2,50E-05	4,32E-18
	Nach den zweiten F-T-Zyklen	1		25.01.2020	10	12	114,2	1,0508	1,55E-05	1,54E-05	2,66E-18
		2			10	12	452,8	0,2650	3,90E-06	3,84E-06	6,63E-19
		3			10	12	948,6	0,1265	1,86E-06	1,80E-06	3,11E-19
		4			10	12	480,4	0,2498	3,68E-06	3,62E-06	6,25E-19
		5			10	12	157,5	0,7617	1,12E-05	1,12E-05	1,93E-18
	Zwei Monate nach den zweiten F-T-Zyklen	1		21.03.2020	10	12	236,7	0,5069	7,46E-06	7,40E-06	1,28E-18
		2			10	12	810,3	0,1481	2,18E-06	2,12E-06	3,66E-19
		3			10	12	4580,2	0,0262	3,86E-07	3,25E-07	5,60E-20
		4			10	12	1433,7	0,0837	1,23E-06	1,17E-06	2,02E-19
					10	12	24.03.2020				

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ ($6,13 \cdot 10^{-5}$)

Protokoll der Permeabilitätsmessungen infolge der Frost-Taubeanspruchung												
Mischung	Prüfkriterium	Prüfkörper	Betonierdatum	Prüfdatum	p_0^1 [mbar]	p_1 [mbar]	t [s]	m^2 [mbar·min]	Q_{Messung} [mbar·m³/s]	Q_{Perm}^3 [mbar·m³/s]	k [m²]	
N	Nach den ersten F-T-Zyklen	1	30.01.2019		10	12	79,4	1,5121	2,23E-05	2,22E-05	3,83E-18	
		2			10	12	158,6	0,7568	1,11E-05	1,11E-05	1,11E-05	1,91E-18
		3			10	12	48,1	2,4936	3,67E-05	3,67E-05	3,67E-05	6,33E-18
		4			10	12	78,3	1,5335	2,26E-05	2,26E-05	2,25E-05	3,89E-18
		5			10	12	70,5	1,7018	2,50E-05	2,50E-05	2,50E-05	4,32E-18
		6			10	12	58,2	2,0609	3,03E-05	3,03E-05	3,03E-05	5,23E-18
	Vor den zweiten F-T-Zyklen	1	29.07.2019		10	12	558,9	0,2147	3,16E-06	3,10E-06	3,10E-06	5,35E-19
		2			10	12	437,6	0,2742	4,04E-06	3,98E-06	3,98E-06	6,87E-19
		3			10	12	304,3	0,3944	5,80E-06	5,80E-06	5,75E-06	9,92E-19
		4			10	12	344,6	0,3482	5,12E-06	5,12E-06	5,07E-06	8,75E-19
		5			10	12	802,7	0,1495	2,20E-06	2,20E-06	2,14E-06	3,70E-19
		6			10	12	377,4	0,3180	4,68E-06	4,68E-06	4,62E-06	7,98E-19
	Nach den zweiten F-T-Zyklen	1	16.01.2020	07.11.2018	10	12	76,7	1,5645	2,30E-05	2,30E-05	2,30E-05	3,97E-18
		2			10	12	1509,4	0,0795	1,17E-06	1,17E-06	1,11E-06	1,92E-19
		3			10	12	566,0	0,2120	3,12E-06	3,12E-06	3,06E-06	5,28E-19
		4			10	12	1137,4	0,1055	1,55E-06	1,55E-06	1,49E-06	2,58E-19
		5			10	12	2429,1	0,0494	7,27E-07	7,27E-07	6,66E-07	1,15E-19
		6			10	12	1711,8	0,0701	1,03E-06	1,03E-06	9,71E-07	1,68E-19
Zwei Monate nach den zweiten F-T-Zyklen	1	16.03.2020		10	12	185,4	0,6474	9,53E-06	9,47E-06	9,47E-06	1,64E-18	
	2			10	12	5172,4	0,0232	3,41E-07	3,41E-07	2,80E-07	4,84E-20	
	3			10	12	4109,6	0,0292	4,30E-07	4,30E-07	3,69E-07	6,37E-20	
	4			10	12	4958,7	0,0242	3,56E-07	3,56E-07	2,95E-07	5,09E-20	
	5			9	11	6030,2	0,0199	2,93E-07	2,93E-07	2,32E-07	4,00E-20	
	6			9	11	5309,7	0,0226	3,33E-07	3,33E-07	2,72E-07	4,69E-20	

¹ vorhandener Druck am Anfang des linearen Bereichs

² linearer Bereich des Druckanstiegs

³ $Q_{\text{Messung}} - Q_{\text{Leck}}$ (6,13·10⁻⁶)

C Druckverläufe der Permeabilitätsmessungen

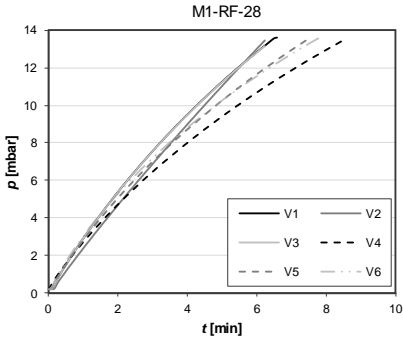


Abb. C.1: Zeitlicher Druckanstieg für M1 unter RF nach 28 Tagen

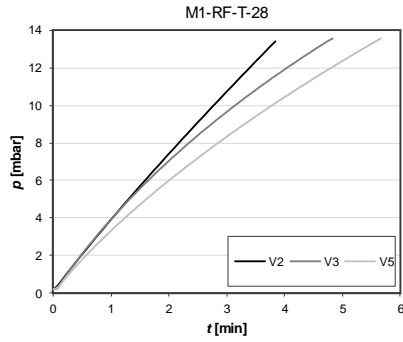


Abb. C.2: Zeitlicher Druckanstieg für M1 unter RF und T nach 28 Tagen

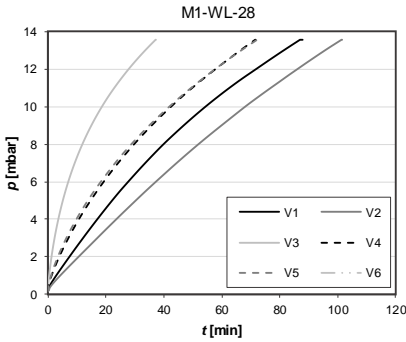


Abb. C.3: Zeitlicher Druckanstieg für M1 unter WL nach 28 Tagen

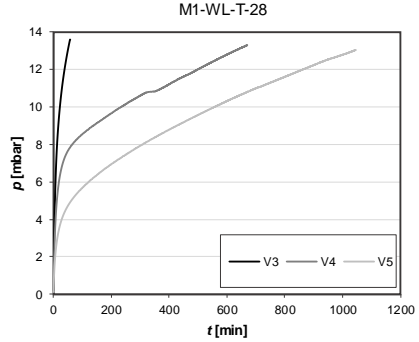


Abb. C.4: Zeitlicher Druckanstieg für M1 unter WL und T nach 28 Tagen

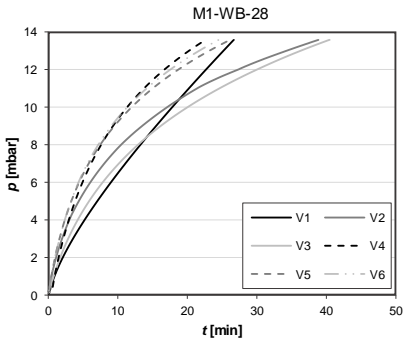


Abb. C.5: Zeitlicher Druckanstieg für M1 unter WB nach 28 Tagen

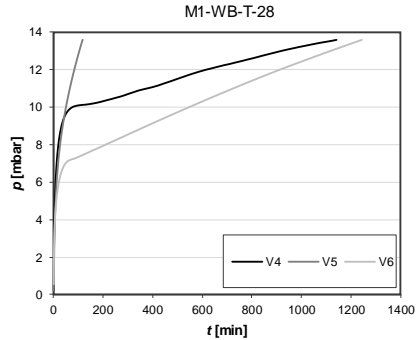


Abb. C.6: Zeitlicher Druckanstieg für M1 unter WB und T nach 28 Tagen

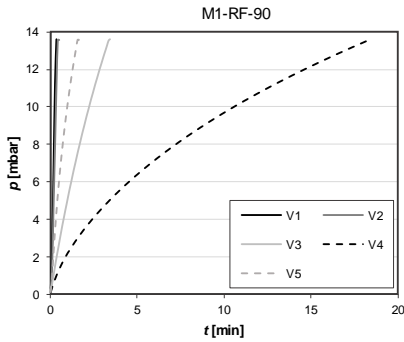


Abb. C.7: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **RF** nach **90** Tagen

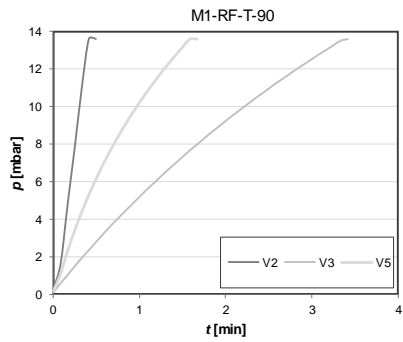


Abb. C.8: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **RF** und **T** nach **90** Tagen

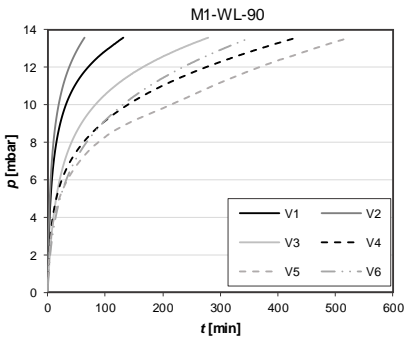


Abb. C.9: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WL** nach **90** Tagen

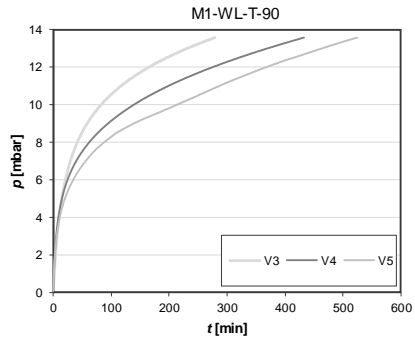


Abb. C.10: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WL** und **T** nach **90** Tagen

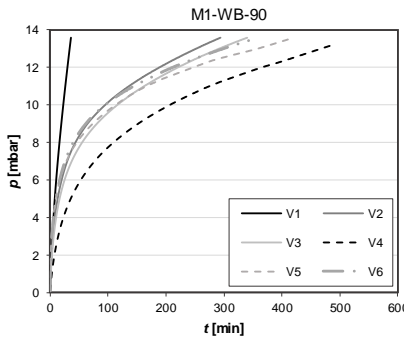


Abb. C.11: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WB** nach **90** Tagen

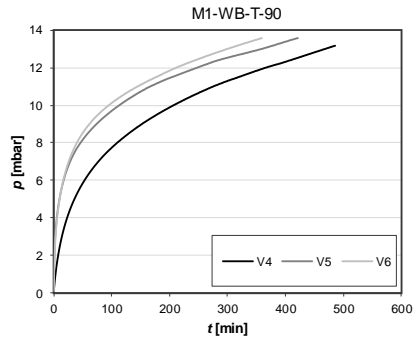


Abb. C.12: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WB** und **T** nach **90** Tagen

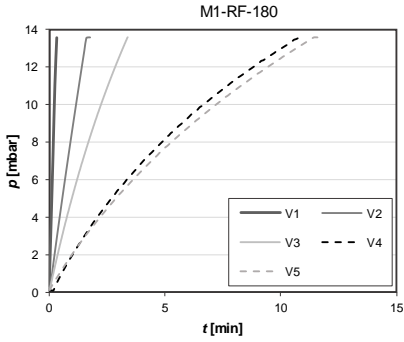


Abb. C.13: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **RF** nach **180** Tagen

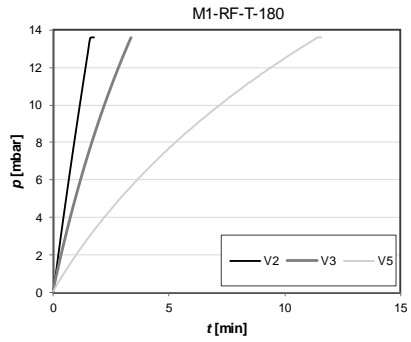


Abb. C.14: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **RF** und **T** nach **180** Tagen

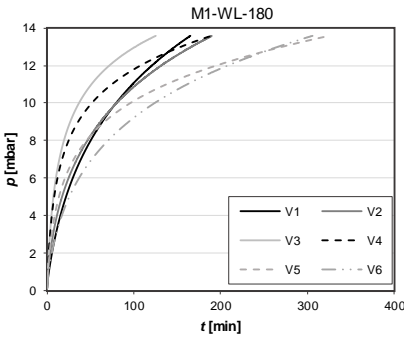


Abb. C.15: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WL** nach **180** Tagen

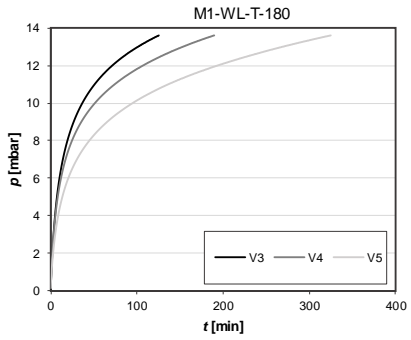


Abb. C.16: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WL** und **T** nach **180** Tagen

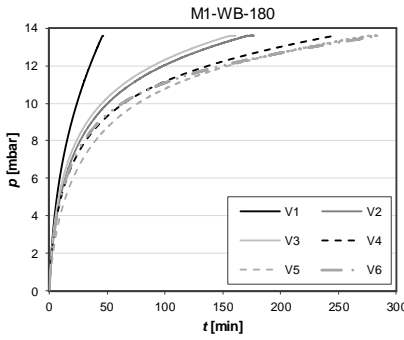


Abb. C.17: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WB** nach **180** Tagen

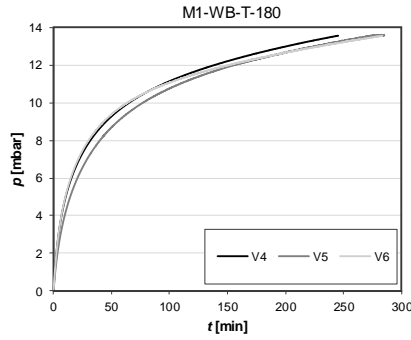


Abb. C.18: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WB** und **T** nach **180** Tagen

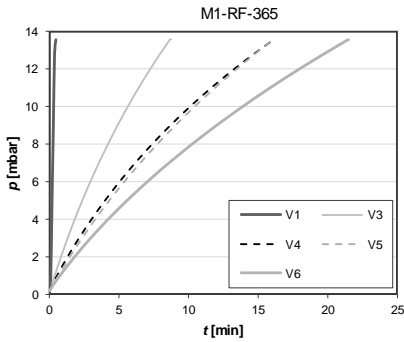


Abb. C.19: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **RF** nach **365** Tagen

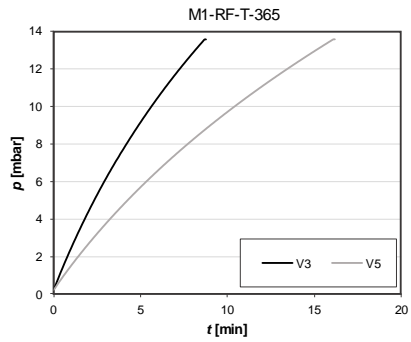


Abb. C.20: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **RF** und **T** nach **365** Tagen

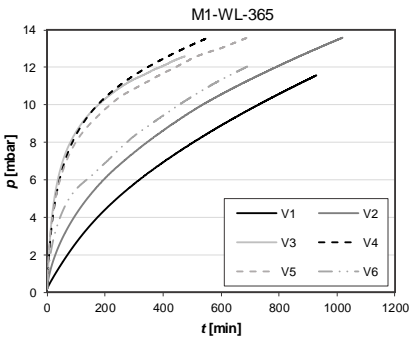


Abb. C.21: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WL** nach **365** Tagen

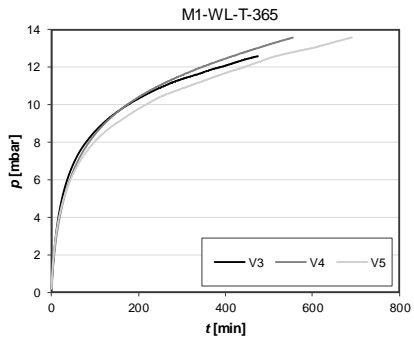


Abb. C.22: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WL** und **T** nach **365** Tagen

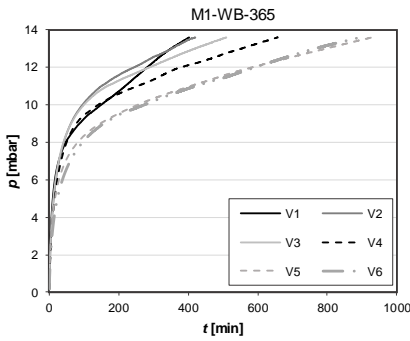


Abb. C.23: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WB** nach **365** Tagen

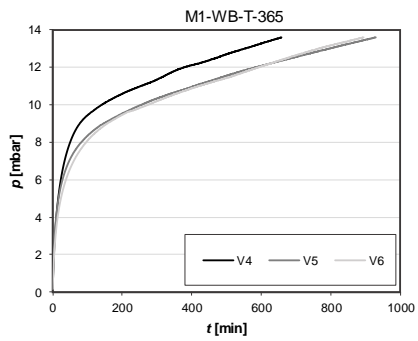


Abb. C.24: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** unter **WB** und **T** nach **365** Tagen

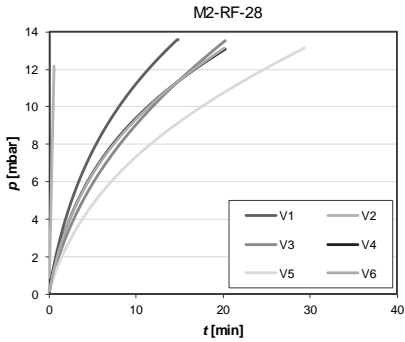


Abb. C.25: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** nach **28** Tagen

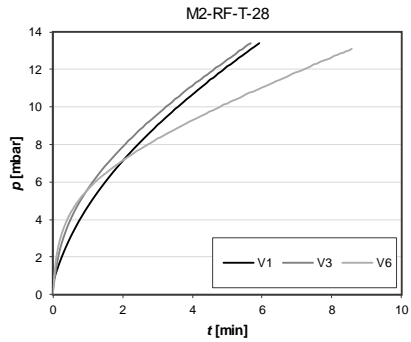


Abb. C.26: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** und **T** nach **28** Tagen

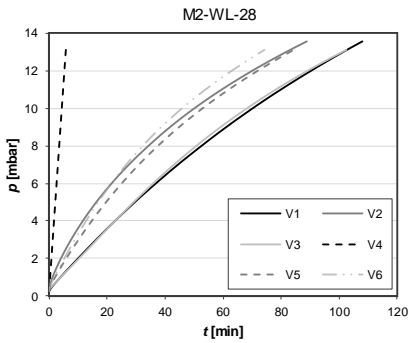


Abb. C.27: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** nach **28** Tagen

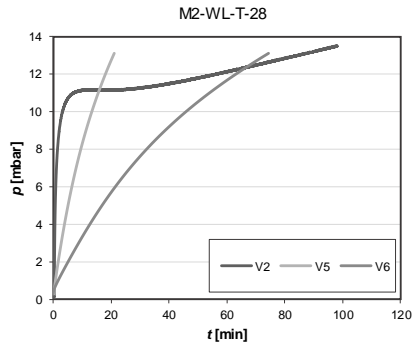


Abb. C.28: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** und **T** nach **28** Tagen

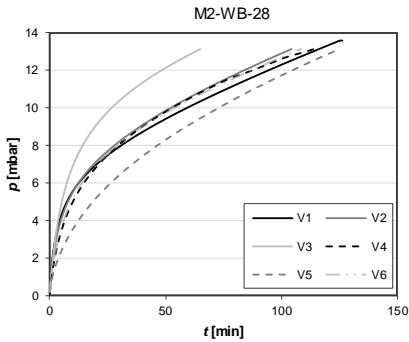


Abb. C.29: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** nach **28** Tagen

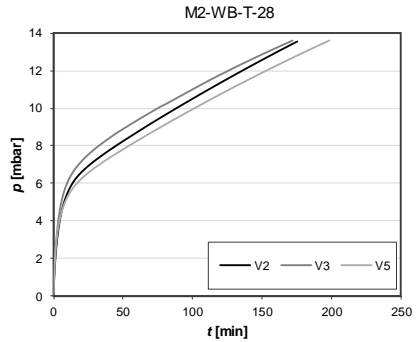


Abb. C.30: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** und **T** nach **28** Tagen

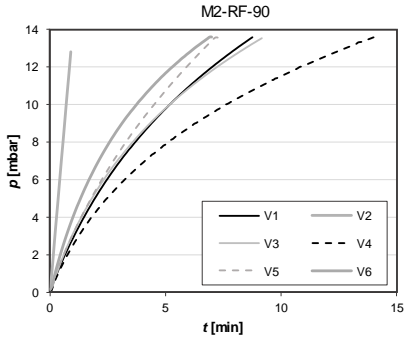


Abb. C.31: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** nach **90** Tagen

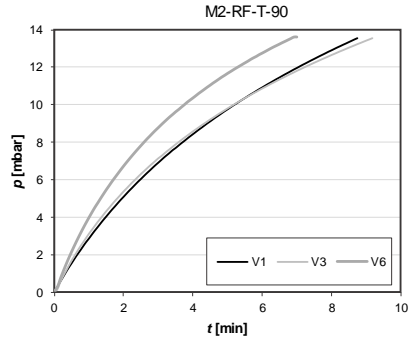


Abb. C.32: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** und **T** nach **90** Tagen

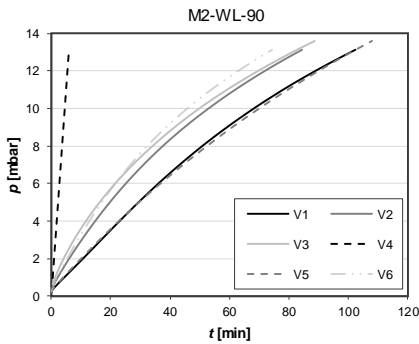


Abb. C.33: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** nach **90** Tagen

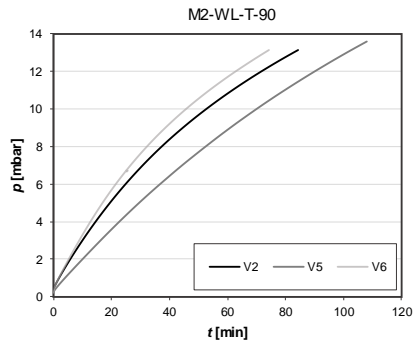


Abb. C.34: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** und **T** nach **90** Tagen

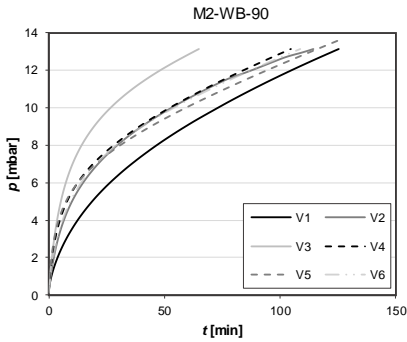


Abb. C.35: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** nach **90** Tagen

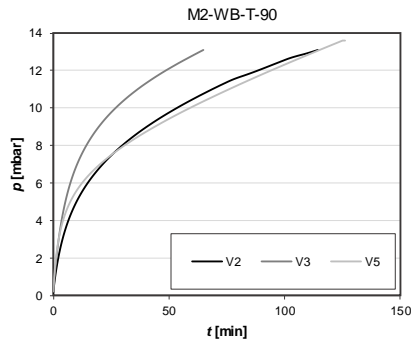


Abb. C.36: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** und **T** nach **90** Tagen

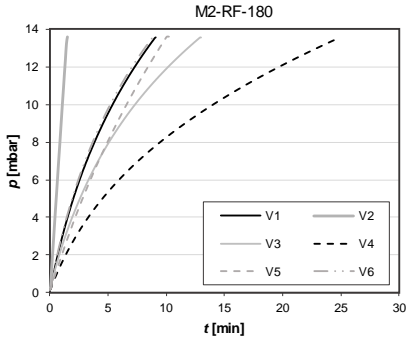


Abb. C.37: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** nach **180** Tagen

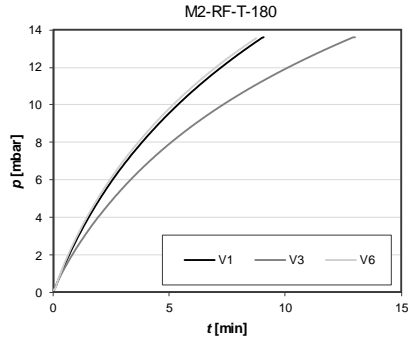


Abb. C.38: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** und **T** nach **180** Tagen

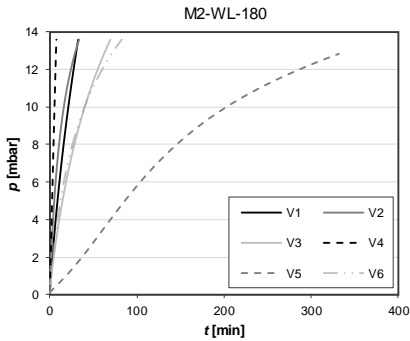


Abb. C.39: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** nach **180** Tagen

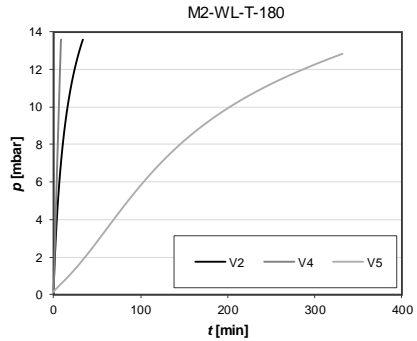


Abb. C.40: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** und **T** nach **180** Tagen

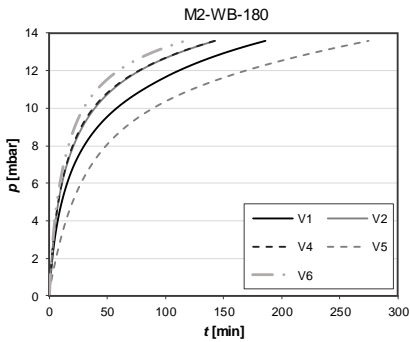


Abb. C.41: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** nach **180** Tagen

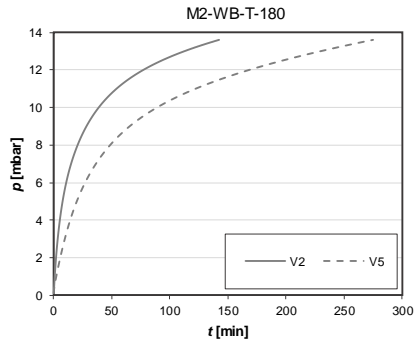


Abb. C.42: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** und **T** nach **180** Tagen

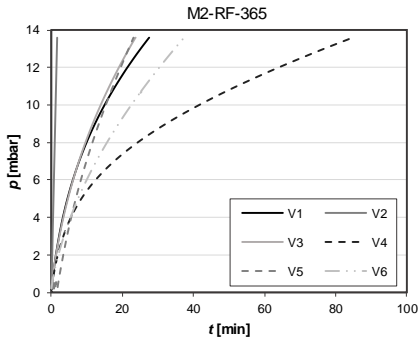


Abb. C.43: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** nach **365** Tagen

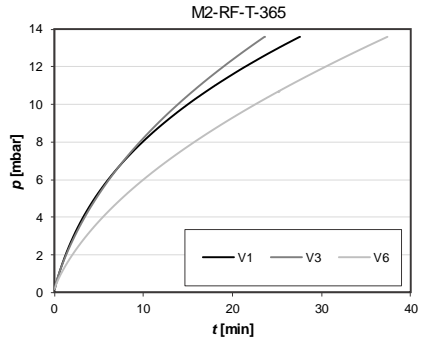


Abb. C.44: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **RF** und **T** nach **365** Tagen

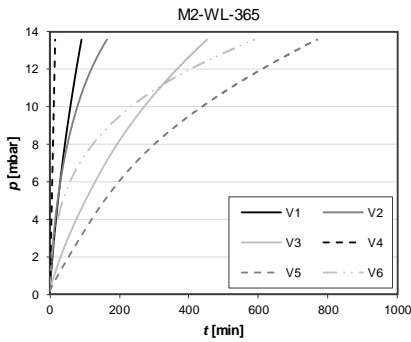


Abb. C.45: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** nach **365** Tagen

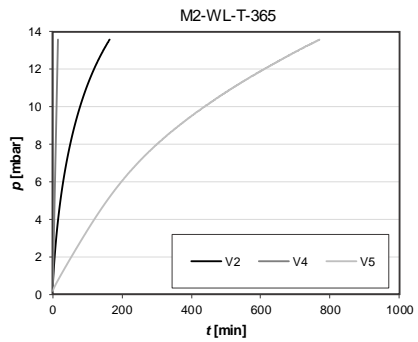


Abb. C.46: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WL** und **T** nach **365** Tagen

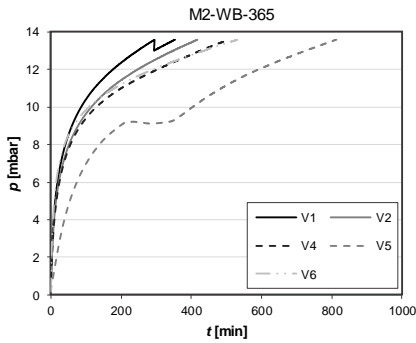


Abb. C.47: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** nach **365** Tagen

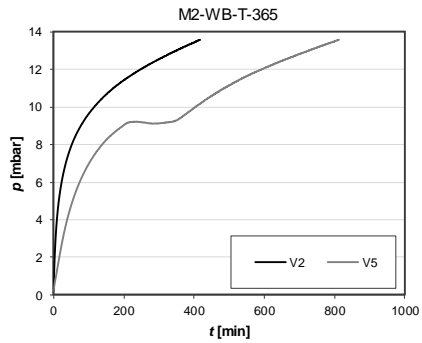


Abb. C.48: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** unter **WB** und **T** nach **365** Tagen

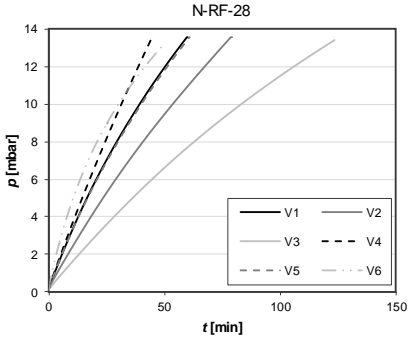


Abb. C.49: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** nach **28** Tagen

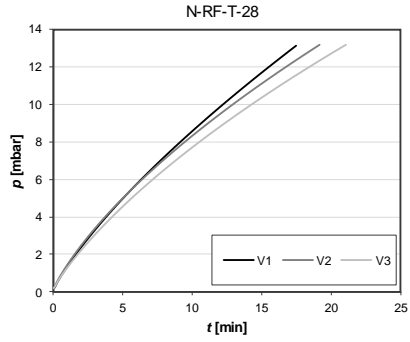


Abb. C.50: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** und **T** nach **28** Tagen

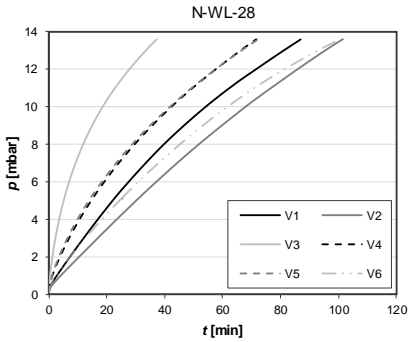


Abb. C.51: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** nach **28** Tagen

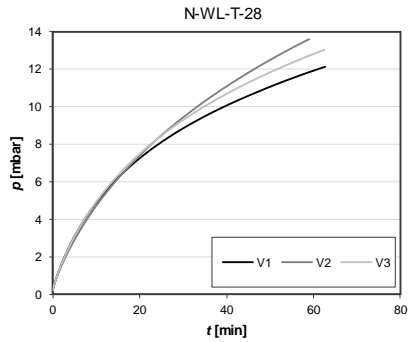


Abb. C.52: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** und **T** nach **28** Tagen

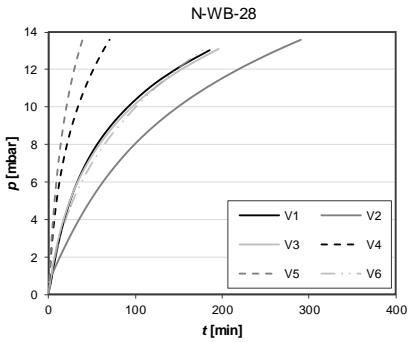


Abb. C.53: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** nach **28** Tagen

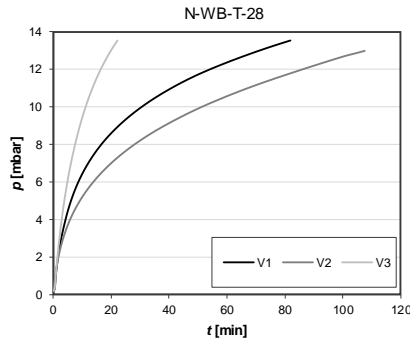


Abb. C.54: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** und **T** nach **28** Tagen

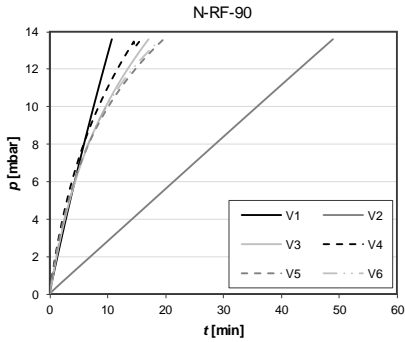


Abb. C.55: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** nach **90** Tagen

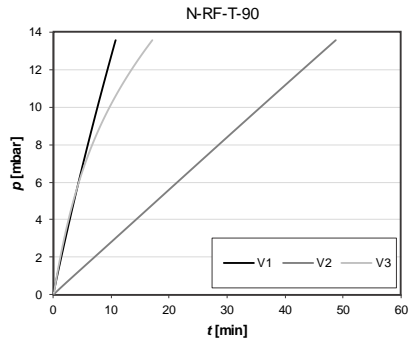


Abb. C.56: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** und **T** nach **90** Tagen

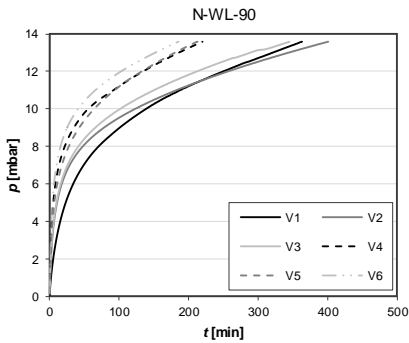


Abb. C.57: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** nach **90** Tagen

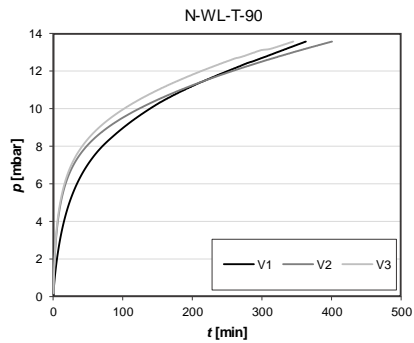


Abb. C.58: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** und **T** nach **90** Tagen

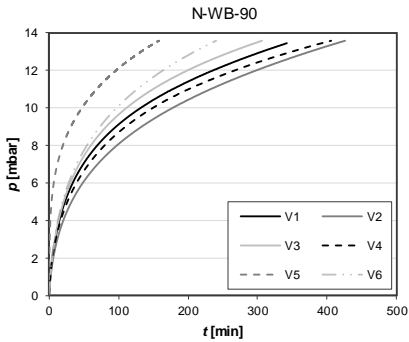


Abb. C.59: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** nach **90** Tagen

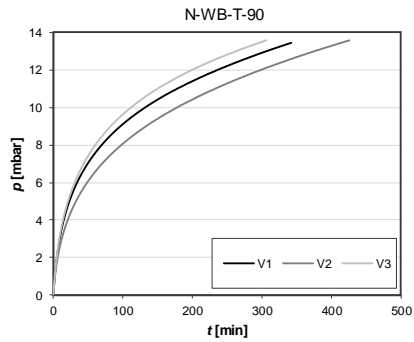


Abb. C.60: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** und **T** nach **90** Tagen

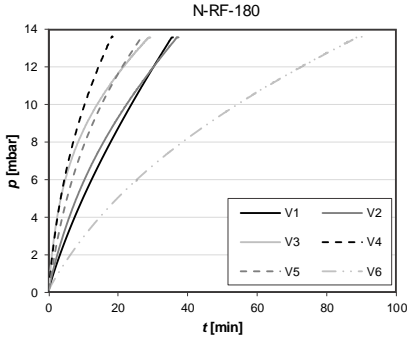


Abb. C.61: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** nach **180** Tagen

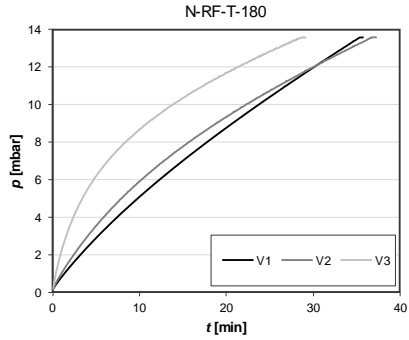


Abb. C.62: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** und **T** nach **180** Tagen

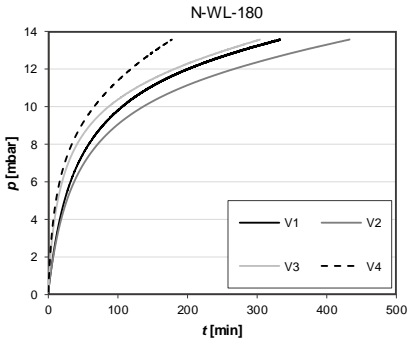


Abb. C.63: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** nach **180** Tagen

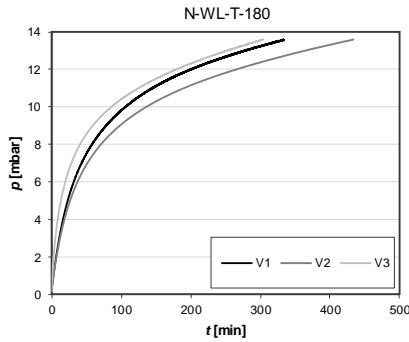


Abb. C.64: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** und **T** nach **180** Tagen

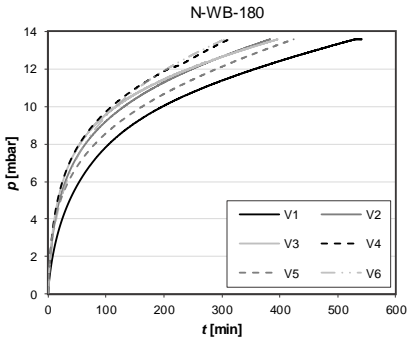


Abb. C.65: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** nach **180** Tagen

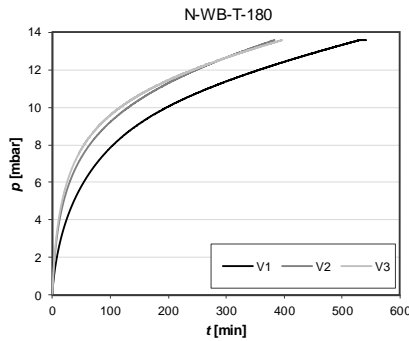


Abb. C.66: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** und **T** nach **180** Tagen

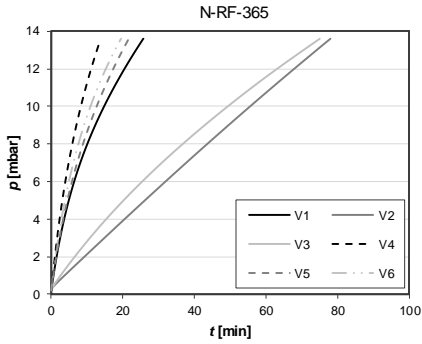


Abb. C.67: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** nach **365** Tagen

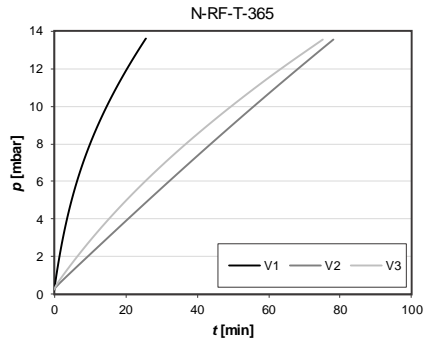


Abb. C.68: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **RF** und **T** nach **365** Tagen

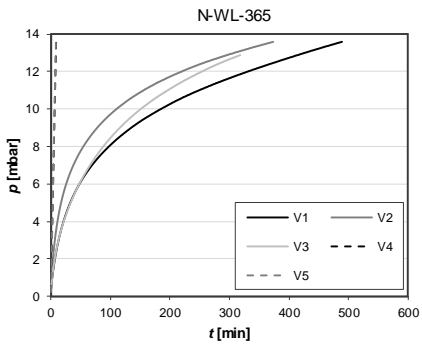


Abb. C.69: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** nach **365** Tagen

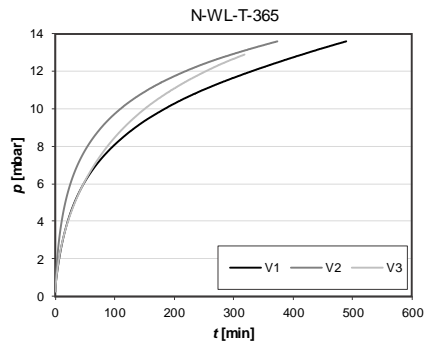


Abb. C.70: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WL** und **T** nach **365** Tagen

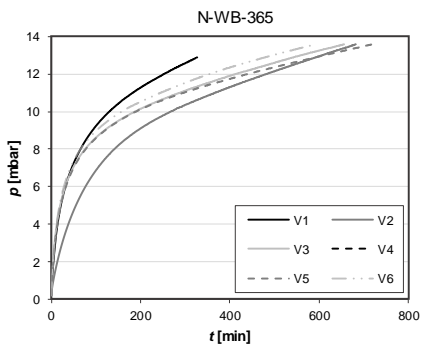


Abb. C.71: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** nach **365** Tagen

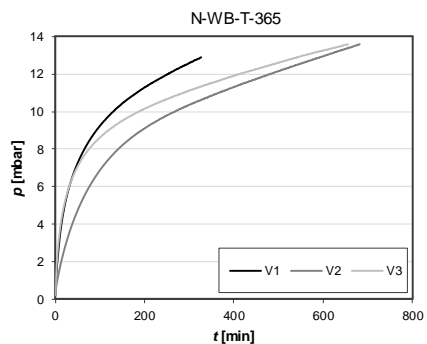


Abb. C.72: Zeitlicher Druckanstieg für **N** unter **WB** und **T** nach **365** Tagen

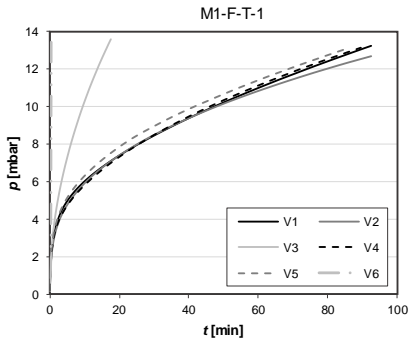


Abb. C.73: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** nach den ersten Frost-Tauzyklen

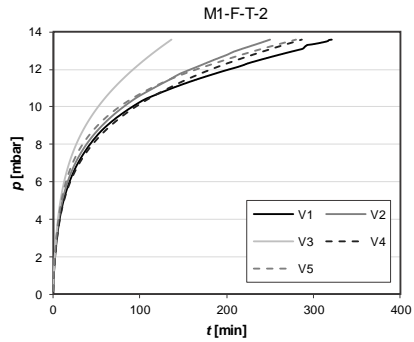


Abb. C.74: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** nach den zweiten Frost-Tauzyklen

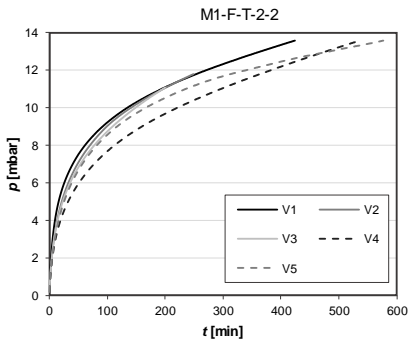


Abb. C.75: Zeitlicher Druckanstieg für **M1** zwei Monate nach den zweiten Frost-Tauzyklen

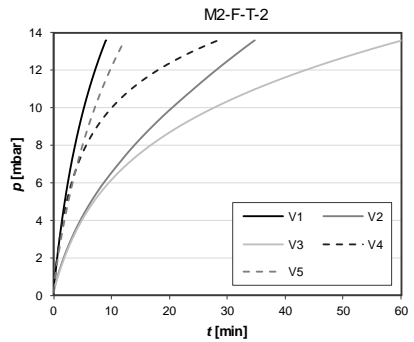


Abb. C.76: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** nach den zweiten Frost-Tauzyklen

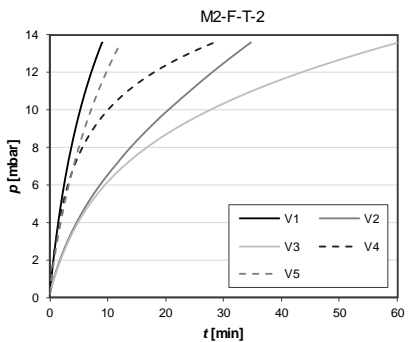


Abb. C.77: Zeitlicher Druckanstieg für **M2** zwei Monate nach den zweiten Frost-Tauzyklen

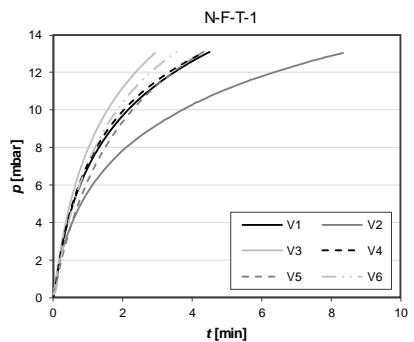


Abb. C.78: Zeitlicher Druckanstieg für **N** nach den ersten Frost-Tauzyklen

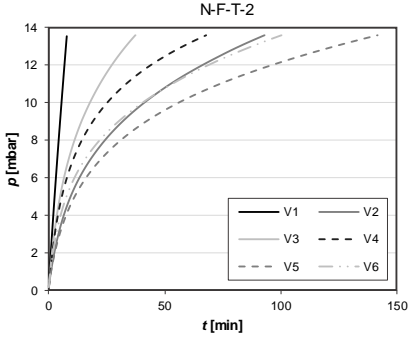


Abb. C.79: Zeitlicher Druckanstieg für **N** nach den zweiten Frost-Tauzyklen

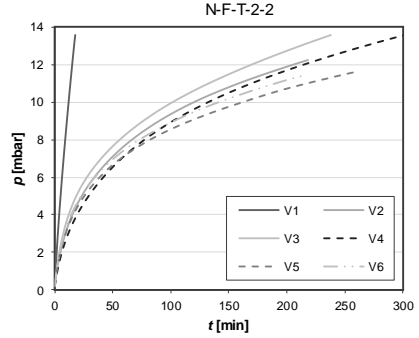


Abb. C.80: Zeitlicher Druckanstieg für **N** zwei Monate nach den zweiten Frost-Tauzyklen

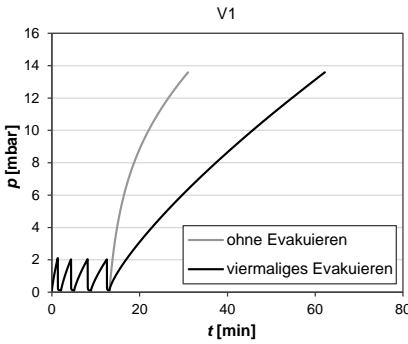


Abb. C.81: Einfluss des mehrmaligen Evakuierens auf V1

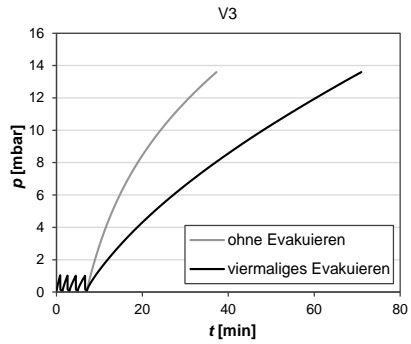


Abb. C.82: Einfluss des mehrmaligen Evakuierens auf V3

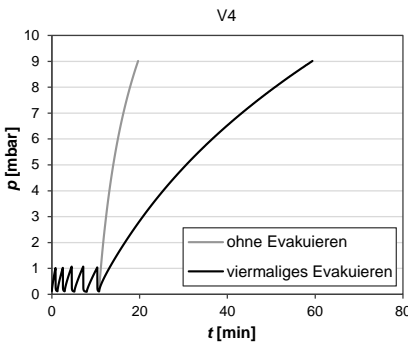


Abb. C.83: Einfluss des mehrmaligen Evakuierens auf V4

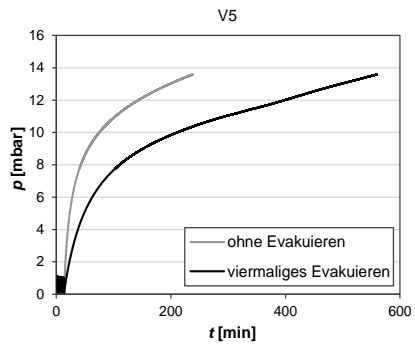


Abb. C.84: Einfluss des mehrmaligen Evakuierens auf V5

D Zusammenhänge aus den experimentellen Untersuchungen

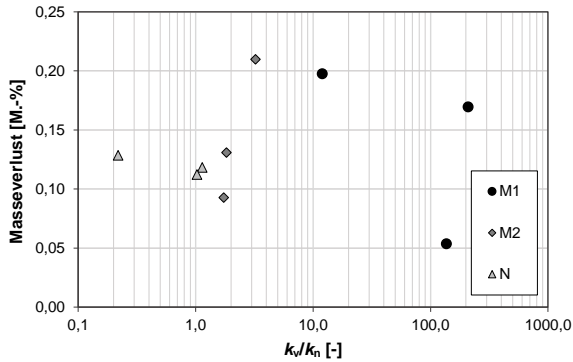


Abb. D.1: Masseverlust und Änderung des Permeabilitätskoeffizienten durch Trocknung bei 50 °C unter WB

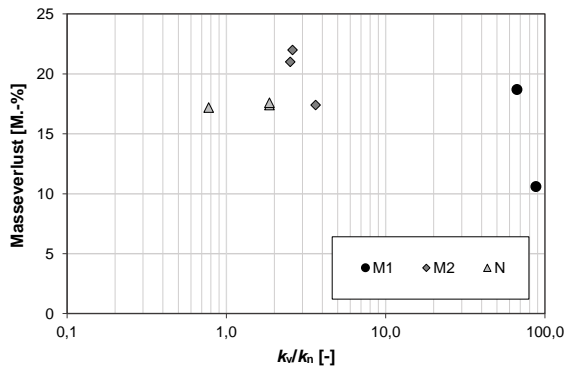


Abb. D.2: Masseverlust und Änderung des Permeabilitätskoeffizienten durch Trocknung bei 50 °C unter WL

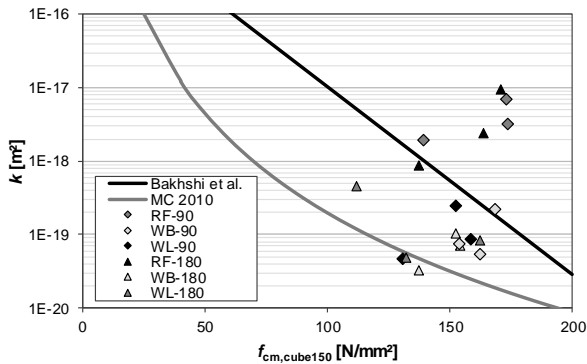


Abb. D.3: Mittlerer Permeabilitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Würfeldruckfestigkeit nach 90 und 180 Tagen im Vergleich mit Korrelationen aus der Literatur

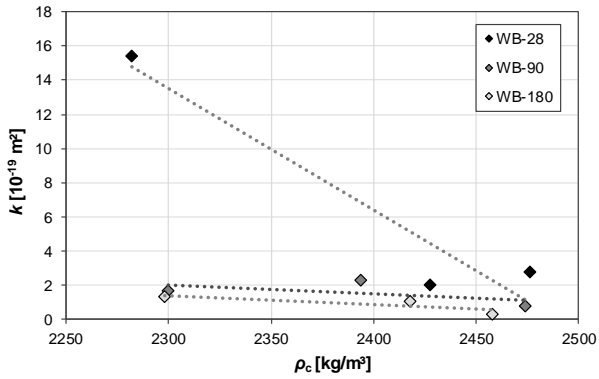


Abb. D.4: Zusammenhang zwischen der mittleren Betonrohddichte und dem mittleren Permeabilitätskoeffizienten unter WB

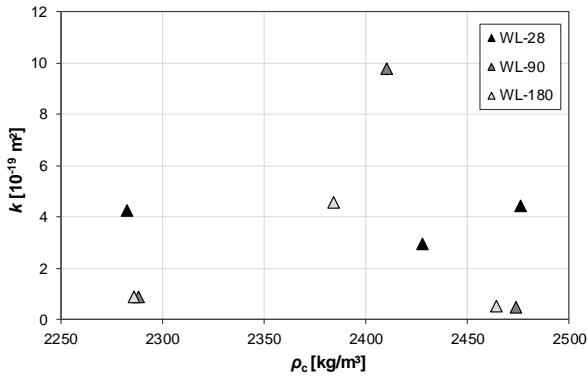


Abb. D.5: Zusammenhang zwischen der mittleren Betonrohddichte und dem mittleren Permeabilitätskoeffizienten unter WL

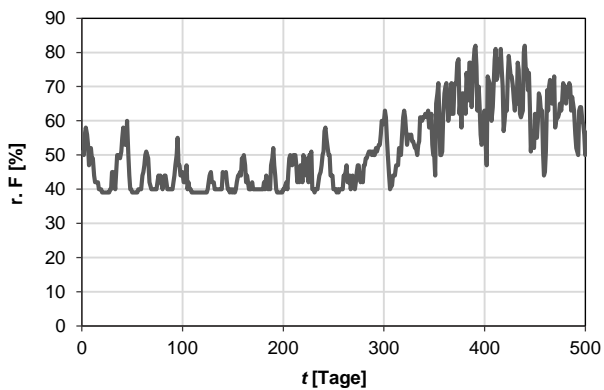


Abb. D.6: aufgezeichnete relative Luftfeuchte unter Laborbedingungen

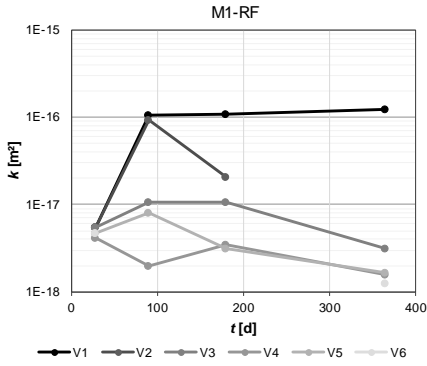


Abb. D.7: Permeabilitätsänderung der Mischung **M1** unter **RF**

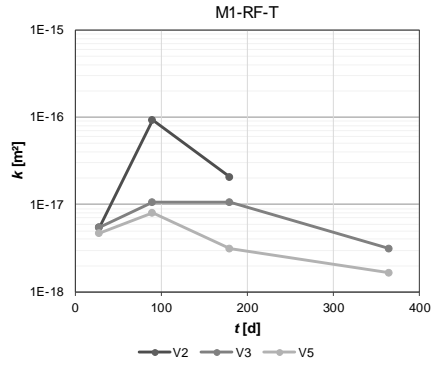


Abb. D.8: Permeabilitätsänderung der Mischung **M1** unter **RF** und **T**

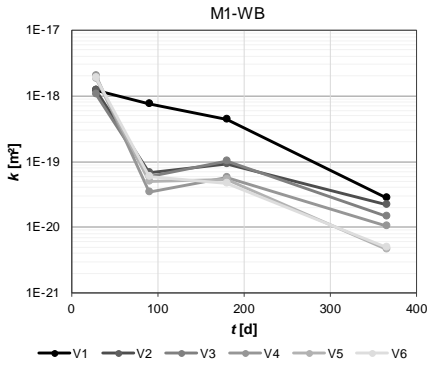


Abb. D.9: Permeabilitätsänderung der Mischung **M1** unter **WB**

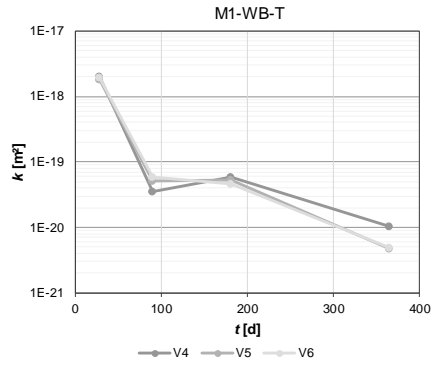


Abb. D.10: Permeabilitätsänderung der Mischung **M1** unter **WB** und **T**

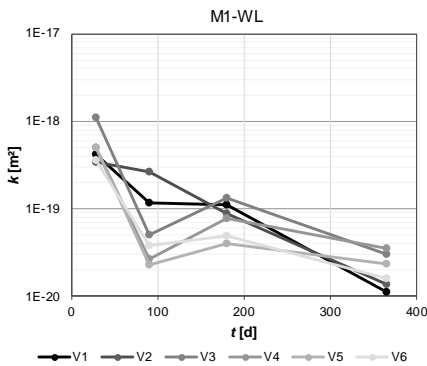


Abb. D.11: Permeabilitätsänderung der Mischung **M1** unter **WL**

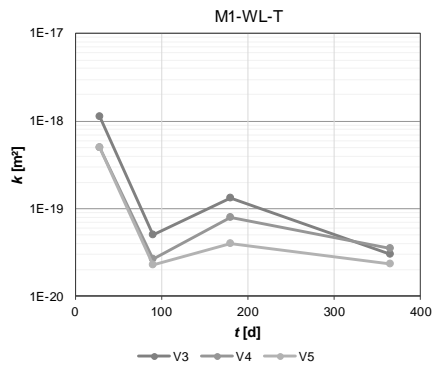


Abb. D.12: Permeabilitätsänderung der Mischung **M1** unter **WL** und **T**

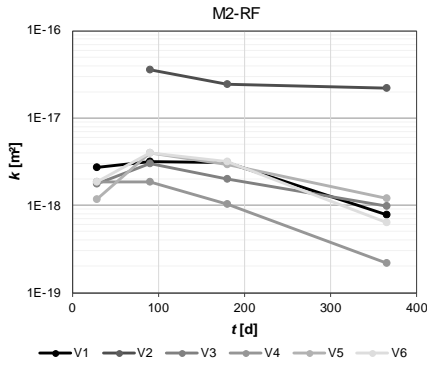


Abb. D.13: Permeabilitätsänderung der Mischung **M2** unter **RF**

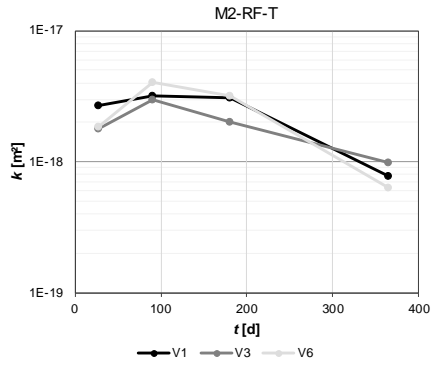


Abb. D.14: Permeabilitätsänderung der Mischung **M2** unter **RF** und **T**

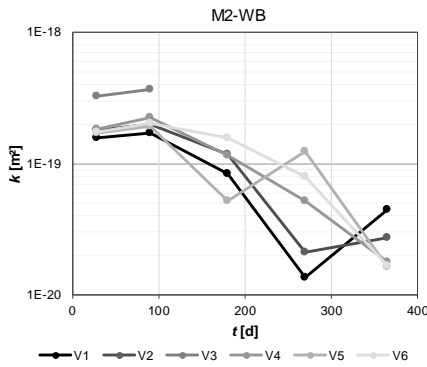


Abb. D.15: Permeabilitätsänderung der Mischung **M2** unter **WB**

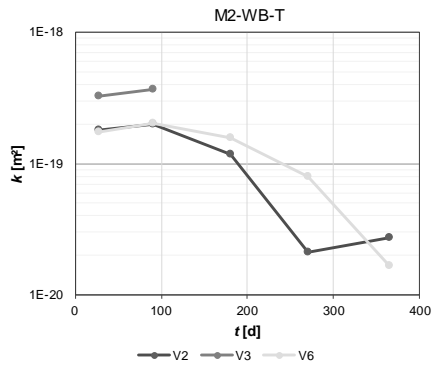


Abb. D.16: Permeabilitätsänderung der Mischung **M2** unter **WB** und **T**

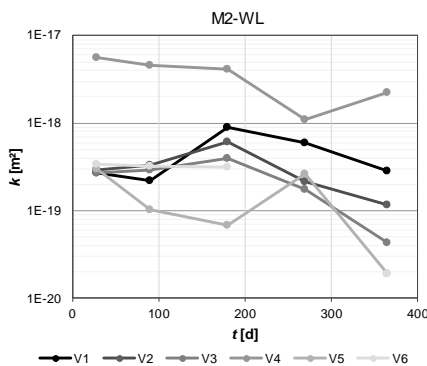


Abb. D.17: Permeabilitätsänderung der Mischung **M2** unter **WL**

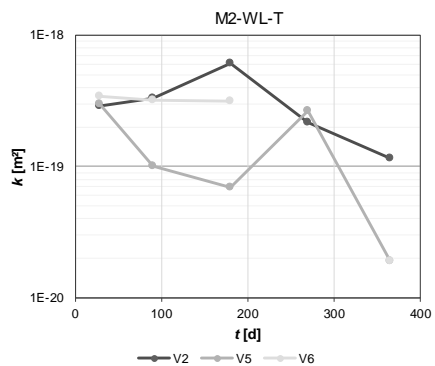


Abb. D.18: Permeabilitätsänderung der Mischung **M2** unter **WL** und **T**

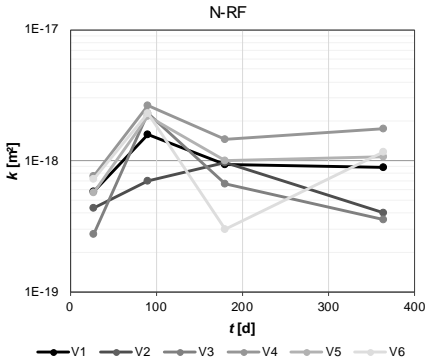


Abb. D.19: Permeabilitätsänderung der Mischung N unter RF

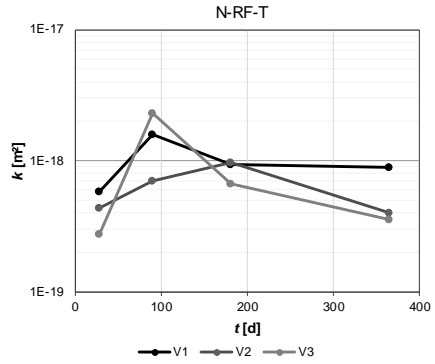


Abb. D.20: Permeabilitätsänderung der Mischung N unter RF und T

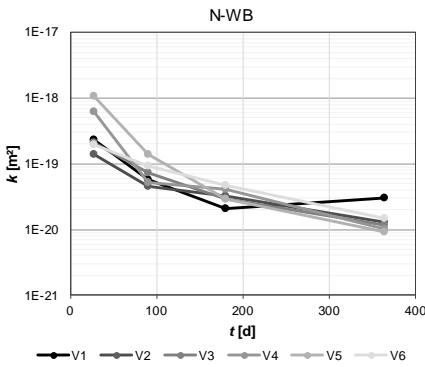


Abb. D.21: Permeabilitätsänderung der Mischung N unter WB

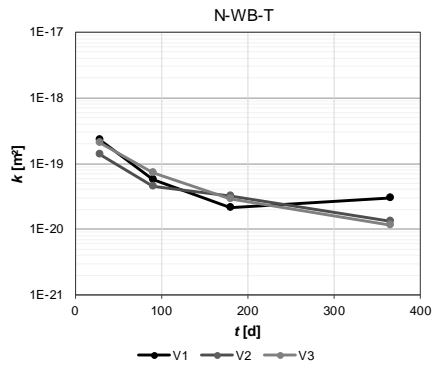


Abb. D.22: Permeabilitätsänderung der Mischung N unter WB und T

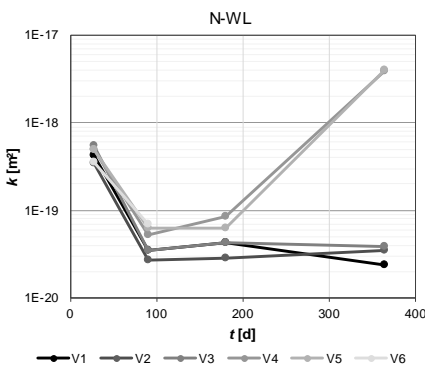


Abb. D.23: Permeabilitätsänderung der Mischung N unter WL

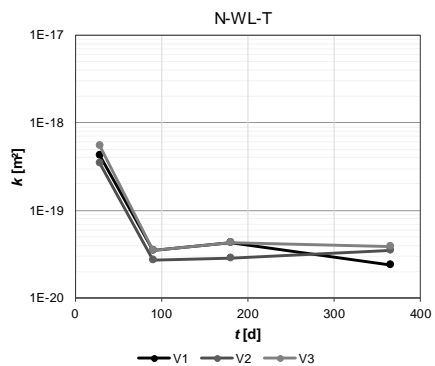


Abb. D.24: Permeabilitätsänderung der Mischung N unter WL und T

E Karbonatisierungstiefe und Druckanstieg

Tab. E.1: Karbonatisierungstiefe der untersuchten Prüfkörper unter Referenzlagerung

Prüfkörper	M1		M2		N	
	d [mm]	σ^1 [mm]	d [mm]	σ^1 [mm]	d [mm]	σ^1 [mm]
1	1,42	0,15 (23)	1,21	0,03 (5)	2,18	0,13 (26)
2	1,17	0,19 (20)	1,31	0,07 (9)	2,00	0,32 (22)
3	1,05	0,26 (14)	1,42	0,18 (19)	2,15	0,05 (9)
4	0,92	0,18 (10)	1,25	0,08 (27)	1,96	0,09 (19)
5	1,21	0,24 (17)	1,50	0,19 (21)	1,97	0,07 (9)
6					1,88	0,07 (19)

¹in Klammern ist die Versuchsanzahl angegeben

Tab. E.2: Druckanstieg im Modellhaus nach einem Jahr

Lagerung	Mischung	k [10 ⁻¹⁹ m ²]	q _{perm} [mbar·m ³ /(mbar·s)]	Q _{perm} [mbar·m ³ /s]	$\Delta p/\Delta t$ [mbar/h]
RF	M1	21,33	1,98·10 ⁻⁴	0,166	35,69
	M2	7,63	7,09·10 ⁻⁵	0,060	12,76
	N	9,39	8,73·10 ⁻⁵	0,073	15,71
WB	M1	0,14	1,30·10 ⁻⁶	0,001	0,23
	M2	0,25	2,32·10 ⁻⁶	0,002	0,42
	N	0,15	1,39·10 ⁻⁶	0,001	0,25
WL	M1	0,22	2,04·10 ⁻⁶	0,001	0,37
	M2	0,96	8,91·10 ⁻⁶	0,007	1,61
	N	16,04	1,49·10 ⁻⁴	0,125	26,84

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Fadi Awed
Geburtsort: Aleppo, Syrien
Staatsangehörigkeit: syrisch

Beruflicher Werdegang

Seit 07/2020 Entwicklungsingenieur bei Schöck Bauteile GmbH,
Baden-Baden
10/2015 – 05/2020 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet für
Massivbau und Baukonstruktion der TU Kaiserslautern
10/2014 – 09/2015 Studentische Hilfskraft am Fachgebiet für Massivbau
und Baukonstruktion der TU Kaiserslautern

Hochschulausbildung

10/2008 – 10/2013 Studium des Bauingenieurwesens an der Universität
Aleppo, Abschluss mit Auszeichnung als bester
Absolvent

Schulbildung

2005 – 2008 Wissenschaftliches Gymnasium „Al-Iman“, Aleppo,
Syrien, Abschluss: Abitur