

# **Ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden und treibenden Angriff**

von

**Ellen Maria Rigo**

**Heft 187**

**BRAUNSCHWEIG**

**2005**

**ISBN 3-89288-169-3**

**ISSN 1439-3875**

Vom Fachbereich Bauingenieurwesen  
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig  
zur Erlangung des Grades einer Doktor-Ingenieurin (Dr.-Ing.)  
genehmigte Dissertation



Eingereicht am: 29. April 2005  
Mündliche Prüfung am 4. Juli 2005

Berichterstatter Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann  
Prof. Dr.-Ing. L. Franke

# Inhaltsverzeichnis

<b>Symbolverzeichnis</b>	vi
<b>Summary</b>	xi
<b>Vorwort</b>	xvii
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Problemstellung und Zielsetzung . . . . .	1
1.2 Gliederung der Arbeit . . . . .	3
<b>2 Probabilistisches Sicherheitskonzept</b>	<b>5</b>
2.1 Einführung . . . . .	5
2.2 Zuverlässigkeitstheorie . . . . .	5
2.3 Zielwerte der Zuverlässigkeit . . . . .	9
2.4 Anwendung des Sicherheitskonzeptes . . . . .	15
2.5 Zusammenfassung . . . . .	19
<b>3 Berechnungsgrundlagen</b>	<b>20</b>
3.1 Deterministisches Modell . . . . .	20
3.1.1 Neuerungen im Bereich der Transportprozesse . . . . .	23
3.1.2 Neuerungen im Bereich der Module zur Berechnung der chemischen Reaktionen . . . . .	28
3.1.3 Berechnung von Kristallisationsdrücken . . . . .	34
3.1.4 Thermodynamischer Eingangsdatensatz . . . . .	34
3.2 Probabilistisches Modell . . . . .	39
3.2.1 Einbindung des deterministischen Kerns von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation . . . . .	39
3.2.2 Implementierung der Verteilungstypen . . . . .	40
3.2.3 Erzeugung der Zufallszahlen . . . . .	42
3.2.4 Anzahl der MC-Realisierungen . . . . .	44
3.2.5 Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit . . . . .	46
3.2.6 Sensitivitätsanalyse . . . . .	48
3.3 Zusammenfassung . . . . .	51

<b>4</b>	<b>Erforderliches Datenmaterial</b>	<b>52</b>
4.1	Struktur der Datenbank . . . . .	52
4.2	Ermittlung statistischer Kennwerte . . . . .	55
4.3	Daten zur Porosität . . . . .	59
4.3.1	Trockenrohddichte . . . . .	59
4.3.2	Offene Porosität . . . . .	62
4.3.3	Maximale freie Wasseraufnahme . . . . .	65
4.3.4	Kumulatives Porenvolumen . . . . .	68
4.4	Transportkenngrößen . . . . .	70
4.4.1	Diffusion gelöster Teilchen . . . . .	71
4.4.2	Diffusion von Gasen . . . . .	76
4.4.3	Wasserdampftransport . . . . .	79
4.4.4	Permeation . . . . .	85
4.4.5	Kapillare Wasseraufnahme . . . . .	91
4.5	Sorptionisotherme . . . . .	94
4.6	Mechanische Parameter . . . . .	98
4.7	Wärmetechnische Größen . . . . .	99
4.8	Messungen im Rahmen dieser Arbeit . . . . .	99
4.8.1	Messungen am Zementstein . . . . .	100
4.8.2	Messungen am Mörtel . . . . .	103
4.9	Daten zur Berechnung des Korrosionsverhaltens . . . . .	105
4.9.1	Thermodynamischer Eingangsdatensatz . . . . .	106
4.9.2	Mineralogische Zusammensetzung . . . . .	108
4.9.3	Transportparameter, Porositätskennwerte, mechanische Kennwerte . . . . .	114
4.10	Zusammenfassung . . . . .	114
<b>5</b>	<b>treibender Angriff sulfathaltiger Wässer</b>	<b>116</b>
5.1	Bedeutung und Korrosionsmechanismus . . . . .	116
5.2	Validierung des deterministischen Modells . . . . .	118
5.3	Validierung des stochastischen Modells . . . . .	121
5.4	Definition des Grenzzustandes . . . . .	123
5.5	Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit . . . . .	124
5.6	Sensitivitätsanalyse . . . . .	125
5.7	Zusammenfassung . . . . .	127
<b>6</b>	<b>lösender Angriff mineralsaurer Wässer</b>	<b>129</b>
6.1	Bedeutung für die Praxis . . . . .	129
6.2	Validierung des deterministischen Modells . . . . .	130
6.2.1	Korrosionsverhalten eines Zementsteins . . . . .	131
6.2.2	Korrosionsverhalten von Mörtel . . . . .	133

6.2.3	Korrosionsverhalten von Beton . . . . .	136
6.3	Validierung des stochastischen Modells . . . . .	136
6.4	Korrosionsmechanismus Grenzzustand . . . . .	138
6.5	Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit . . . . .	141
6.6	Sensitivitätsanalyse . . . . .	142
6.7	Zusammenfassung . . . . .	144
<b>7</b>	<b>lösendender Angriff ammoniumhaltiger Wässer</b>	<b>146</b>
7.1	Bedeutung und Korrosionsmechanismus . . . . .	146
7.2	Validierung des deterministischen Modells . . . . .	148
7.3	Definition des Grenzzustandes . . . . .	149
7.4	Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit . . . . .	150
7.5	Sensitivitätsanalyse . . . . .	151
7.6	Zusammenfassung . . . . .	152
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>154</b>
	<b>Literatur</b>	<b>159</b>
	<b>A Tabellen</b>	<b>177</b>
	<b>B Ausgangsdaten für die Simulation</b>	<b>191</b>
B.1	M-0.45-PZ-500, M-0.45-HOZ-500 . . . . .	196
B.2	Z-0.6-PZ-1084 . . . . .	196
B.3	M-0.6-PZ-470 . . . . .	197
B.4	B-0.5-FAZ-375 . . . . .	199
B.5	B-0.5-PZ-400 . . . . .	199
<b>C</b>	<b>Abbildungen</b>	<b>201</b>

# Symbolverzeichnis

## Griechische Buchstaben

$\alpha$	Hydratationsgrad in %
$\alpha$	Skalierungsparameter für die Weibullfunktion
$\alpha_{E,i}$	normierter Wichtungsfaktor der Variable $i$
$\alpha_{ges}$	Gesamthydratationsgrad in %
$\alpha_{ij}$	Anzahl der Atome des Elementes $i$ von Spezies $j$
$\alpha_{Klinker,i}$	Hydratationsgrad in % des Klinkers $i$
$\alpha_{V,i}$	normierte Sensitivität des Variationskoeffizienten der Variablen $i$
$\beta$	Sicherheitsindex
$\beta(t_g)$	Sicherheitsindex für die geforderte Lebensdauer
$\beta_{1Jahr}$	Sicherheitsindex für ein Jahr
$\beta_{nJahre}$	Sicherheitsindex für $n$ Jahre
$\gamma$	Weibullexponent (Formparameter)
$\gamma_t$	Sicherheitsindex für die Lebenszeit
$\Delta c_{g,Diffusionspotential}$	Transportleistung der gelösten Spezies $g$ in mol/m <sup>3</sup> aufgrund des Diffusionspotentials
$\Delta c_{g,normaleDiffusion}$	Transportleistung der gelösten Spezies $g$ in mol/m <sup>3</sup> aufgrund des Konzentrationsgradienten
$\Delta t$	Zeitintervall in s
$\varepsilon$	transportwirksame Porosität
$\varepsilon_{V,i}$	Sensitivität des Variationskoeffizienten der Basisvariablen $i$
$\varepsilon_i$	Wichtungsfaktor der Variable $i$
$\theta$	Lageparameter der Log-Normalverteilung
$\Theta_{hyg}$	hygroskopischer Feuchtegehalt in m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ,
$\Theta_L$	Feuchtegehalt in m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>
$\Lambda_{Baustoff}$	Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient des Baustoffs in kg/m/s/Pa
$\Lambda_{Luft}$	Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient von Luft in kg/m/s/Pa
$\mu$	Lageparameter (Mittelwert) der Normalverteilung
$\mu$	Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl
$\mu_{t_g}$	Mittelwert der Bauteilzuverlässigkeit
viii	

---

	nach geforderter Lebensdauer
$\mu_G$	Mittelwert der Bauteilzuverlässigkeit
$\mu_R$	Mittelwert des Widerstandes
$\mu_S$	Mittelwert der Einwirkung
$\nu$	dynamische Zähigkeit eines Fluids in $\text{Ns}/\text{m}^2$
$\nu$	Varianz des Degenerationsprozesses
$\rho$	Dichte eines Fluids in $\text{kg}/\text{m}^3$
$\rho_{LM}$	Dichte des reinen Lösungsmittels in $\text{kg}/\text{m}^3$
$\rho_{tr}$	Trockenrohddichte des Probekörpers in $\text{kg}/\text{dm}^3$
$\rho_w$	Dichte von Wasser in $\text{kg}/\text{dm}^3$
$\rho_L$	Dichte der Porenlösung in $\text{kg}/\text{m}^3$
$\sigma$	Standardabweichung einer Normalverteilung
$\sigma_{t_g}$	Standardabweichung der Bauteilzuverlässigkeit zum Ende der geforderten Lebensdauer
$\sigma_G$	Standardabweichung der Bauteilzuverlässigkeit
$\sigma_R$	Standardabweichung des Widerstandes
$\sigma_S$	Standardabweichung der Einwirkung
$\Phi$	Verteilungsfunktion der Standard-Normalverteilung
$\varphi$	relative Luftfeuchte
$\varphi_m$	mittlere relative Luftfeuchte

## Lateinische Buchstaben

$a$	Index für außen
$a$	Umwegfaktor, berücksichtigt die Form und Art der Verbindung zwischen den Einzelporen
$a$	untere Grenze der Gleichverteilung
$A$	Konstante in $\text{m}^2/\text{s}$ zur Beschreibung der Diffusion
$A$	wasseraufnehmende Fläche in $\text{m}^2$
$A_i$	$i$ -te Realisation der abhängigen Variable
$a, b$	Parameter zur Beschreibung der Korrosionstiefe
$A, B$	Freiwerte (Feuchtetransportkoeffizienten)
$b$	Freiwert (Sorptionsisotherme)
$b$	obere Grenze der Gleichverteilung
$B_i$	$i$ -te Realisation der Basisvariable
$b, c$	Freiwerte (Hydratationsgrad)
$D$	Diffusionskoeffizient gelöster Ionen in $\text{m}^2/\text{s}$
$e_j$	Elektronenkenzahl der Spezies $j$
$E_A$	Aktivierungsenergie in $\text{J}/\text{mol}$

$E[G]$	Erwartungswert der Grenzzustandsfunktion
$E[x_i]$	Erwartungswert der Basisvariablen $i$
$EXP$	prozentuale lineare Treibdehnung
$f_x(\vec{x})$	Dichtefunktion der Zufallsvariable $x$
$F^{-1}$	Inverse der Verteilungsfunktion $F$
$F_X^{-1}$	Umkehrfunktion von $F_X$
$F_-$	Faktor für negativ geladene Spezies
$F_+$	Faktor für positiv geladene Spezies
$F(g(\vec{x}))$	Verteilungsfunktion der Bauteilzuverlässigkeit
$F(x)$	Häufigkeit der Häufigkeitsverteilung
$F_X$	Dichtefunktion der Variablen $x$
$FDP$	Feuchtetransportkoeffizient in $m^2/h$
$g$	Erdbeschleunigung in $m/s^2$
$g(\vec{x})$	Bauteilzuverlässigkeit
$G$	Bauteilzuverlässigkeit
$i$	Index für innen
$I$	Intervallgröße
$IQB$	mittlerer Interquantilbereich
$k$	Permeabilitätskoeffizienten (Permeabilität) in $m^2$
$K$	Durchlässigkeitsbeiwert in $m/s$
$l$	relevante durchströmte Länge in $m$ eines Ortselementes
$l_j$	Ladung der Spezies $j$
$m$	kapillar aufgenommene Wassermasse in $kg$
$m$	Skalierungsparameter (Log-Normalverteilung)
$m_i$	Stoffmengenbilanz des Elements $i$
$m_{Klinker,i}$	Klinkeranteil in $M.%$ des Klinkers $i$
$m_{sat}$	Masse der wassergesättigten Probe in $kg$
$m_{tr}$	Trockengewicht in $kg$
$m_{uw}$	Unterwassergewicht in $kg$
$M_m$	Molare Masse des Lösungsmittels in $kg/mol$
$j$	Anzahl der Elemente mit unbekanntem Druck
$n$	Anzahl der Realisierungen
$n_-$	Anzahl der Systemantworten im Versagensbereich
$n_{ges}$	Gesamtanzahl der Realisierungen
$n_i$	zu optimierende Stoffmenge der Spezies $i$
$n_j$	Stoffmenge der Spezies $j$
$N$	Anzahl der Basisvariablen
$N$	Anzahl der Klinkerphasen
$N_e$	Anzahl der Elemente

$N_s$	Anzahl der Spezies
$O_{i,j,k}$	Oxidationszahl des Elementes $i$ von Spezies $j$ des $k$ -ten Atoms
$p$	Druck in Pa
$P_f$	Versagenswahrscheinlichkeit
$p_s$	Sättigungsdampfdruck in Pa
$Q$	permeierte Stoffmenge des Lösungsmittels in mol
$r_e$	Äquivalenzradius
$R$	Bauteilwiderstand
$R$	Gaskonstante (8,314 J/mol/K)
$S$	Beanspruchung
$t$	Zeit in Stunden, Tagen oder Jahren
$t_d$	Zeit, bei Überschreitung der maximalen Schädigungstiefe
$t_g$	normative Lebensdauer
$T$	Temperatur in K
$u_i$	$i$ -te Realisation einer gleichverteilten Größe
$V$	Volumen des Probekörpers in dm <sup>3</sup>
$V[x_i]$	Variationskoeffizient der Basisvariablen $i$
$V_w$	kapillarer Wasseraufnahmekoeffizient in kg/m <sup>2</sup> /√h
$w$	$w/z$ -Wert
$w$	Ausgleichswassergehalt in kg/m <sup>3</sup>
$w$	maximale freie Wasseraufnahme Vol.%
$w_f$	maximale freie Wasseraufnahme in kg/m <sup>3</sup>
$x$	Korrosionstiefe in cm
$x$	Merkmalswert der Häufigkeitsverteilung
$\vec{x}$	Zufallsvariable
$x_-$	Summe der Stoffmengen negativ geladener Spezies
$x_+$	Summe der Stoffmengen positiv geladener Spezies
$x_p$	Quantilwert für die Wahrscheinlichkeit $p$
$z$	Ladung der Spezies
$z_g$	Ladung der gelösten Spezies $g$
$z_i$	$i$ -te Realisation der Verteilung $F$

## sonstige Abkürzungen

IR-Spektroskopie	Infrarot- Spektroskopie
MC	Monte-Carlo
MIP	Quecksilberdruckporosimetrie

RFA	Röntgenfluoreszenzanalyse
r.L.F.	relative Luftfeuchte
XRD	Röntgenpulverdiffraktometrie

# Concept of the evaluation of corrosion by acid and sulphate solution of cement based materials<sup>1</sup>

**Introduction** Durability is the capability of a building, assembly, component, structure or product to maintain minimum performance over a specified time under the influence of degradation factors. The durability design of concrete structures is based on implicit rules for materials, material compositions, working condition rules for materials, structural dimension, etc. Example of such rules are minimum concrete cover, maximum water/cement ratio, and minimum cement content. Modern building codes make use of a reliability theory based on probabilistic approach. Increasingly, these approaches expand into durability design. For example, Corr et. al presented an empirical reliability analysis for sulfate attack on concrete [1] and Gehlen and Schießl [2, 3] presented a probabilistic design concept of carbonation of concrete. This kind of concept optimizes the cost for construction, maintenance, and repair while considering safety factors.

The aim of this study is to present a probabilistic concept of the evaluation of durability. This study concentrates on corrosion by acid and corrosion by sulphate solution.

A Designer must be able to prove the fulfilment of certain requirements, referring to serviceability limit state and ultimate limit state. For these purposes two models are required. First a deterministic model showing the degradation over time as a function of an appropriate design parameter is needed. Design parameters e.g. environmental factors and properties of the building materials vary greatly. Because of this the performance of a structure must be treated stochastically. This means that not only the average values, but also distributions must be taken into account. For these purposes a second probabilistic model is needed. These models must give reliable information on the deterioration process, because of this the model must be validated. With the aid of these models the designer can make decisions on the required dimensions e.g. concrete cover and type of material e.g. water to cement ratio and cement type. To choose between different materials a contingent of data records as input parameters for the two models is needed. These data records

---

<sup>1</sup>Dipl.-Min. E. Rigo; Institute of Building Materials, Concrete Construction and Fire Protection; Technical University of Braunschweig, Germany; email: e.rigo@tu-bs.de

must be available for different concrete and mortar compositions.

In the following these particular topics are discussed and at the end an example for the concept of the evaluation of corrosion of cement based materials is presented.

**Deterministic model** The deterministic model Transreac uses, which simulates corrosion effects of building materials caused by the attack of chemical solutions was developed by Schmidt-Döhl [4, 5, 6]. This model combines the calculation of chemical reactions with the calculation of transportation processes within the structure. The calculation of chemical reactions is based on a repeated determination of the stable phase assemblage (Gibbs energy minimization, Pitzer model, consideration of chemical kinetics). The transportation module covers a lot of different transportation processes within porous materials. In addition modules for the calculation of corrosion effects were implemented. These corrosion effects include the expansion caused by the formation of ettringite, the loss of material strength and the loss of mass caused by the dissolution of phases. A lot of improvements were made since the papers [4, 5, 6] . The accuracy and speed of the thermodynamic algorithm was increased and the simulation of redox-reactions was incorporated. All transportation processes can now be calculated as 2-D processes. The heat and moisture transport can be now calculated on the basis of the model of Künzle [7]. It is also possible to calculate flow by seepage pressure. Additionally the model for the transportation caused by diffusion potential was improved.

With this highly flexible model a lot of different simulations were done in the past. The examined materials cover cement mortar, concrete (also with fly ash and blastfurnace slag), sandstone and sored cement. The aggressive solutions cover sulfate solutions, chloride solutions, acid, seepage water from a landfill, saline solutions characteristic for salt mines and solutions with different content of aggressive carbon dioxide (see for example [5, 8, 9, 10, 11, 12] ).

**Probabilistic model** Transreac was extended to a probabilistic model. This was accomplished by incorporating the deterministic model into a Monte Carlo simulation. The Monte Carlo method is a stochastic technique, meaning that it is based on the use of random numbers and probability statistics to investigate problems (see [13]). This numerical technique was used to preserve all the features and the full flexibility of the deterministic model. This

extension made the calculation of the probability of failure and sensitivity analysis possible. Both of them are important for the safety concept.

Both of these models must be validated. For this purpose a certain amount of corrosion experiments from literature are used. The corrosion experiments taken into account deal with corrosion of concrete, mortar or cement stone by

- nitric acid,
- hydrochlorid acid,
- sulphuric acid,
- aqueous ammonium solution,
- and sulphate solution.

Most of the simulated data are consistent with the experimental derived data. An example is presented below. The validation of the probabilistic model will be demonstrated by a corrosion experiment. The experiment is described in [6]. Mortar specimens with a length of 100 mm were in contact with sodium sulphate solution (44 g/L). The formation of ettringite and the induced strain were investigated. Fig. I shows the ettringite profile and the strain of the mortar after 303 days in contact with the sulphate solution.

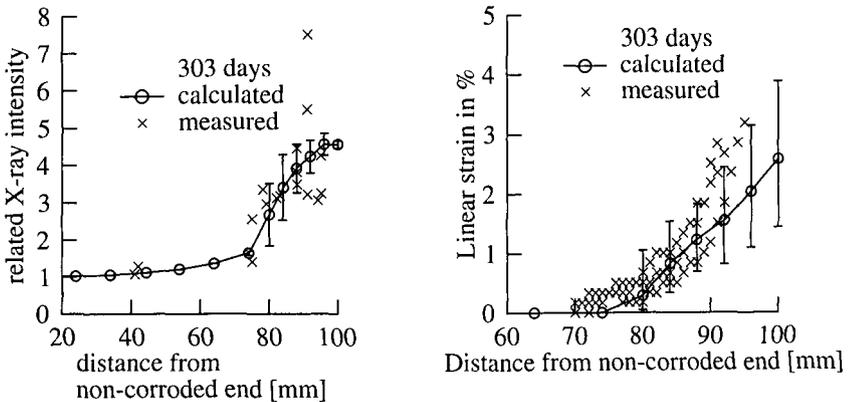


Fig. I.: Ettringite profile and the induced strain of corroded specimen after 303 days in contact with 44 g/L  $Na_2SO_4$ -solution (see [6]).

The calculated results are consistent with the experimental data (see Fig. 1). The error bars are the results of the Monte Carlo simulation. They show the standard deviation of the simulated ettringite profile. The Monte Carlo simulation shows an increased standard deviation beginning at 75 mm from the non corroded end of the specimen. This can also be found in the experimental results. Most of the experimentally derived scatter of the ettringite concentration can be predicted by the Monte Carlo simulation. Only the simulated scatter at 90 mm from the uncorroded end of the specimen is too small. The experimentally derived linear strain and their scatter match the simulated data. These excellent results show that the deterministic model (Transreac) in combination with a Monte Carlo simulation is a powerful tool to set up the probabilistic safety concept of durability problems.

**Data records** To use the probabilistic and the deterministic model it is essential to provide a lot of data that deals with the average values and also the distributions of properties of building materials. For this purpose an extensive database is provided in this work. The database contains about 9500 values on:

- porosity (e.g. pore distribution, bulk density)
- data to calculate transportation process (e.g. capillary suction, diffusion)
- mechanical data (tensile strain)

This data is available for concrete, mortar and cement stone for different water to cement ratios and different cement types. The data sets were extracted by assembling data from about one hundred publications. The data was analysed by a special stochastic procedure. Most data from the literature shows a strong deviation even on the same material. One example of this phenomenon is shown in fig. II.

This deviation can be explained by different experimental methods of estimation of diffusion coefficients, different treatment of the samples, or inhomogeneous material. For the use of the safety concept the deviation is only allowed if it can be attributed to inhomogeneous material. To overcome this problem, future data measurements should be more standardized. Furthermore, data to calculate chemical reaction must be provided, this is also presented in this work.

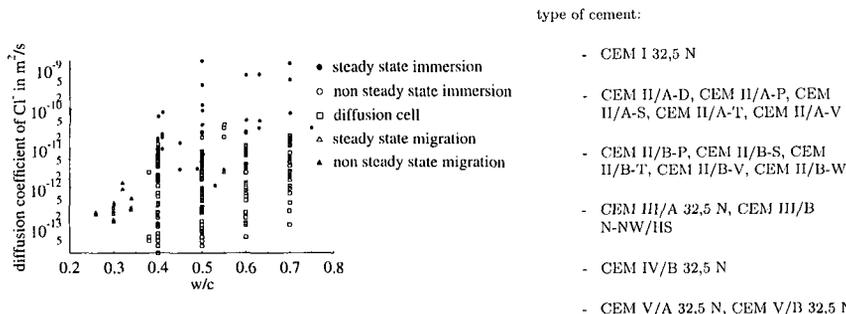


Fig. II.: Diffusion coefficient of  $Cl^-$  for concrete at various water to cement ratio. Diffusion coefficients are from the following sources: [14] [15] [16] [17] [18] [19] [20] [21] [22] [23] [24] [25].

**Example for concept of the evaluation of corrosion on cement based materials** Structures must be reliable with respect to their life time. In the mathematical sense reliability is the probability of the structure to resist environmental influences. The probability of failure, which is the complementary value to the probability of reliability, is the commonly used value. The acceptability of low residual risk and a small probability of failure give the possibility to consider economic aspects within the design of buildings. First, to calculate the probability of failure for each attack the limit state must be defined. This means the mechanism of corrosion must be considered. Then with the aid of the deterministic and probabilistic model the probability of failure with respect to the life time is calculated. The calculated probability of failure must be lower than the maximum allowable probability of failure. When setting the maximum allowable probability of failure for serviceability limit state, relative cost of safety measure and exposure classes is taken into account like described in Rackwitz [26]. This concept is present for different aggressive environmental conditions:

- sulphate solution
- acid solution
- ammonium solution

In the following example a concept for the evaluation of durability is demonstrated. In Fig. III the probability of failure as a function of time of exposure in 2.1%  $Na_2SO_4$  is shown. The graph on the left shows the results for mortar made with ordinary portland cement and the graph on the right shows

the results for mortar with slag cement. Additionally the maximum allowable probability of failure is marked.

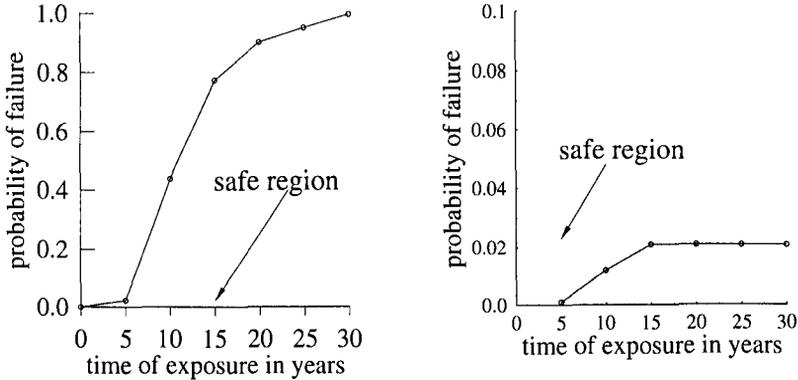


Fig. III.: Probability of failure as a function of time of exposure in 2.1%  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  solution for mortar made with portland cement (left) and for mortar made with slag cement.

The results of the Monte Carlo simulation show that the Portland cement based specimens are in the safe region for up to 5 years. On the other hand the slag cement based mortar is reliable during its life time. This is in agreement with the practical guidelines which specify that this type of portland cement is not suitable for the production of concrete or mortar with high resistance against sulphate attack. On the other hand slag cement is suitable. Additionally a sensitivity analysis was performed. Sensitivity factors provide information of the importance of several initial values on the simulated corrosion effect.

**Summary** This work presented a concept of the evaluation of durability. The work deals with corrosion induced by sulphate solution and chemical degradation by a leaching process. The concept is based on a probabilistic approach and was accomplished by the combination of the transport-reaction model Transreac with a Monte Carlo simulation. This concept include an extensive database. The necessary validation of used simulation models were demonstrated. Finally the application of this concept is demonstrated by certain examples which deals with corrosion of cement based materials in sulphate, acid, and ammonium solution.

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig. Sie wurde dankenswerterweise von der Deutschen Forschungsgesellschaft im Schwerpunktprogramm SPP 1122: „Vorhersage des zeitlichen Verlaufs von physikalisch-chemischen Schädigungsprozessen an mineralischen Werkstoffen“ gefördert.

Das Thema dieser Arbeit wurde von Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann gestellt. Bedanken möchte ich mich bei ihm für die gute und angenehme Zusammenarbeit und die Bereitstellung der für diese Arbeit nötigen Rahmenbedingungen.

Die fachliche Betreuung dieser Arbeit oblag zu großen Teilen Dr.-Ing. F. Schmidt-Döhl. Ihm danke ich besonders für die zahlreichen fachlichen Diskussionen und konstruktiven Anregungen. Weiterhin habe ich für die kritische Durchsicht des Manuskriptes dieser Arbeit zu danken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. L. Franke stellte sich als ein Berichterstatter zur Verfügung, wofür ich ihm herzlich danke. An dieser Stelle sei seiner Arbeitsgruppe der TU Hamburg Harburg gedankt, die mir experimentelle Daten und Material zur Verfügung stellte. Ferner danke ich Herrn em. Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. F.-S. Rostásy für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Dinkler für seine Mitwirkung als Prüfer.

Allen Mitarbeitern des Fachgebietes „Baustoffe und Stahlbetonbau“ danke ich für die angenehme Atmosphäre und die Hilfe bei gelegentlichen Problemen der Wissenschaft und des Alltags. Insbesondere bin ich Dr.-Ing. M. Krauss und Dipl. Ing. R. Nothnagel zu Dank verpflichtet, die mich bei mathematischen und numerischen Fragenstellungen unterstützten.

Mit viel Fleiß, Geduld und vor allem mit Sachverstand hat mich Herr Z. Meng als wissenschaftliche Hilfskraft bei der Erstellung dieser Arbeit unterstützt. Zahlreiche Eintragungen in die Datenbank gehen auf sein Konto - dafür ein Danke schön.

Einen weiteren Dank sende ich an meine ehemalige Kommilitonin und Freundin Dr.-Ing. S. Latzel für die Hilfe bei redaktionellen Arbeiten. Schließlich danke ich meinem Mann Thomas, der mich durch alle Phasen dieser Arbeit geduldig begleitete und moralisch unterstützte.

# 1. Einleitung

## 1.1. Problemstellung und Zielsetzung

Die Dauerhaftigkeit ist ein zentrales Thema aktueller Forschungsarbeiten. Sie beschreibt den Widerstand von Baustoffen gegen vielfältige Angriffe aus Umwelt und Nutzung. Diese Angriffe rufen Zerstörungen in unterschiedlichem Ausmaß hervor und können zur Beeinträchtigung des Aussehens, der Funktion und der Tragfähigkeit der Bauteile führen. Daher die Forderung, dass während der vereinbarten Lebensdauer Bauwerke dauerhaft ihrer Umwelt widerstehen sollen.

Zur Sicherstellung der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen werden in Normen und Regelwerken deskriptive Regeln aufgestellt. Sie beinhalten Grenzwerte für die Betondeckung, den w/z-Wert, den Zementgehalt, den Luftgehalt sowie Vorschriften für die Zementart und die Nachbehandlung in Abhängigkeit so genannter Expositionsklassen (siehe [27, 28, 29, 30]). Deskriptive Regeln stehen im Gegensatz zu modernen Bemessungsvorschriften, die auf dem probabilistischen Sicherheitskonzept basieren. Da hierbei eine individuelle Planung der Sicherheit unter Kostenoptimierung möglich ist, findet dieses Konzept im Bereich der Tragwerksplanung Anwendung und ist in Normen bereits manifestiert [13, 31, 32, 33]. Die Anwendung des Performance Konzeptes auf die Dauerhaftigkeit ist mit Hilfe des jetzigen Standes der Normen und Regelwerke kaum möglich, da sie keine Angaben zum zeitlichen Schädigungsverlauf bei Dauerhaftigkeitsproblemen enthalten. Ein Performance Konzept kann, nach Festlegung der Bauteileigenschaften durch den Investor, die Bauaufsicht oder Planungsbüros, grundsätzlich zwei Bemessungsstrategien verfolgen. Eine Schadensreaktion wird vermieden, indem Baustoffe verwendet werden, die keine Korrosionserscheinungen zeigen. Diese Maßnahme ist in der Regel mit sehr hohen Kosten verbunden und demnach nicht immer ökonomisch sinnvoll bzw. nicht immer möglich. Eine weitere Strategie geht davon aus, dass ein Bauteil im Laufe der vereinbarten Lebensdauer korrodiert. Durch optimale Materialauswahl und Bemessung wird die Schadensreaktion innerhalb der Lebensdauer in einem zulässigen Rahmen gehalten. In diesem Fall wird die Dauerhaftigkeit des Gesamtbauwerkes durch Erhöhung der Abmessungen, durch Austausch von Bauteilen nach Ablauf

der Lebensdauer dieses Bauteils oder durch Instandsetzungsmaßnahmen gewährleistet. Zur Planung dieser Maßnahmen ist die Kenntnis des zeitlichen Verlaufes der Dauerhaftigkeit von Bauwerkstoffen sowie die Anwendung der Wahrscheinlichkeitstheorie nötig. Ein derartiges Bemessungskonzept für die Lebensdauerbemessung von Stahlbetonbauwerken im Hinblick auf die chloridinduzierte und durch Karbonatisierung hervorgerufene Bewehrungskorrosion wurde bereits von Gehlen und Schießl [2, 3] vorgeschlagen.

Ziel dieser Arbeit ist es, ein Konzept zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit mineralisch gebundener Baustoffe auszuarbeiten. Diese Arbeit fokussiert dabei lösenden und treibenden Angriff auf zementhaltige Baustoffe. Die geschätzten Kosten von 45 Mrd. Euro für die Sanierung des Kanalnetzes in Deutschland, die teilweise auf die benannten Angriffe zurückzuführen sind, zeigen die volkswirtschaftliche Bedeutung der Kenntnis der Dauerhaftigkeit für zementgebundene Materialien und lassen auf eine Motivation dieser Arbeit schließen.

Das zu erarbeitende Konzept soll auf eine probabilistische Betrachtungsweise begründet sein. Dazu werden die im Bereich des konstruktiven Ingenieurbaus angewandten wahrscheinlichkeitstheoretischen Betrachtungsweisen auf das Problem der Dauerhaftigkeit übertragen.

Abgesicherte Stoffgesetze und die Zuverlässigkeitstheorie sind die Grundpfeiler eines solchen Konzeptes.

Stoffgesetze hinsichtlich des chemischen Angriffes können in zwei Kategorien unterteilt werden. Das sind empirische Modelle, die grundsätzlich auf bestimmte Materialien, Angriffsmedien oder Angriffsgrade festgelegt sind und Modelle, die auf chemisch/physikalischen Gesetzmäßigkeiten beruhen. In dieser Arbeit wird das Modell Transreac verwendet, das der letztgenannten Kategorie zuzuordnen ist, da damit die Betrachtung unterschiedlichster Szenarien hinsichtlich des verwendeten Baustoffes oder der korrosiv wirkenden Medien möglich ist.

Transreac ist ein deterministisches, rechnerisches Verfahren zur Simulation des chemischen Angriffes auf mineralische Baustoffe und besteht i.w. aus einer Stoff- und Wärmetransportberechnung im Bauteil kombiniert mit einer Simulation der chemischen Reaktionen und der daraus resultierenden korrosiven Effekte. Angewandt wurde Transreac bereits zur Simulation des Sulfat-, Säure-, Ammonium-, Chlorid- und Magnesiumangriffes auf verschiedene zementgebundene Baustoffe sowie den Säureangriff mit und ohne Sulfatbelastung auf Sandstein.

Der Forderung der Absicherung der Stoffgesetze wird in dieser Arbeit anhand zahlreicher Laborexperimente an Zementsteinen, Mörtel und Betonen

nachgegangen.

Die Anwendung der Wahrscheinlichkeitstheorie verlangt vorerst eine Definition des Grenzzustandes. Dazu ist es nötig, die Grundlagen der Korrosionsmechanismen zu erhellen und daraus ableitend einen Grenzzustand zu definieren.

Eine zentrales Ziel der Wahrscheinlichkeitstheorie ist die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit. Zur Berechnung dieser stehen unterschiedliche Methoden zur Verfügung. In dieser Arbeit wird die Monte-Carlo Methode genutzt, da so die Flexibilität des Simulationsmodells Transreac weiterhin genutzt werden kann.

Die Einbettung des Kernalgorithmus von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation eröffnet die Möglichkeit ein Konzept zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit mineralisch gebundener Baustoffe auszuarbeiten, das im folgenden präsentiert wird.

## 1.2. Gliederung der Arbeit

Die Grundzüge einer probabilistische Betrachtungsweise werden im Kapitel 2 erläutert. Dieses Kapitel behandelt die Grundlagen des Sicherheitskonzeptes sowie die Einteilung in Sicherheitsklassen in Abhängigkeit von der Intensität des chemischen Angriffes. Nötige Modifizierungen bei Übertragung der wahrscheinlichkeitstheoretischen Betrachtungsweisen vom konstruktiven Ingenieurbau auf das Problem der Dauerhaftigkeit werden vollzogen.

Eine wahrscheinlichkeitstheoretische Betrachtungsweise beinhaltet ein deterministisches Modell zur Beschreibung eines orts- und zeitabhängigen Schädigungsverlaufs (siehe Kapitel 3), sowie eine Methode zur rechnerischen Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit und der Ermittlung der Wichtungsfaktoren mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse und der daraus resultierenden Bemessungsvariablen (siehe Kapitel 3).

Die Anwendung der Wahrscheinlichkeitstheorie benötigt zudem baustoffspezifische Grundgrößen und deren Verteilungen, welche zur Modellbildung des deterministischen Modells benötigt werden. Eine umfassende Datenbank derartiger Materialkenngrößen von Betonen, Mörtel und Zementsteinen wird im Kapitel 4 vorgestellt. Zudem wird dieses Kapitel auf Eingangparameter zur Berechnung von chemischen Reaktionen eingehen.

In den letzten Jahren wurden zahlreiche Laborversuche, die die Korrosion infolge lösenden und treibenden Angriffes behandeln, beschrieben. Eine Auswahl davon bilden die Grundlage zur Validierung des deterministischen

Modells im Hinblick auf den chemischen Angriff folgender aggressiver Lösungen:

- sulfathaltige Wässer (Kap. 5)
- salpetersaure und schwefelsaure Wässer (Kap. 6)
- ammoniumhaltige Wässer (Kap. 7)

Die Validierung wird anhand unterschiedlicher Baustoffe wie Zementsteine, Mörtel und Betone durchgeführt. Zudem wird das stochastische Modell überprüft, indem experimentell bestimmte Streuungen mit berechneten Streuungen verglichen werden.

Anschließend wird nach der Festlegung des Grenzzustandes, die Anwendung des Sicherheitskonzeptes auf den Angriff der genannten korrosiv wirkenden Medien demonstriert.

Die erhaltenden Ergebnisse werden dann mit den Erfahrungen aus der Praxis und den gültigen Richtlinien und Normen verglichen.

Abgeschlossen wird diese Arbeit mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick im Kap. 8.

## 2. Grundlagen des probabilistischen Sicherheitskonzeptes

### 2.1. Einführung

Baukonstruktionen sollen tragsicher, gebrauchstauglich und dauerhaft sein. Die an das Bauwerk gestellten Ansprüche müssen innerhalb der geforderten Lebensdauer genügend zuverlässig erfüllt werden. Das bedeutet, dass die Gesetzgebung/Normung ein sehr kleines Restrisiko für die Nichterfüllung der an das Bauwerk gestellten Forderungen akzeptiert. Damit ist die Möglichkeit gegeben eine Baukonstruktion auch unter wirtschaftlichen Aspekten zu entwerfen und zu planen. Ein Sicherheitskonzept versucht wirtschaftliche Ziele und das Sicherheitsbedürfnis der Gesellschaft in ein Konzept zu binden. Dabei werden Sicherheitsklassen aufgestellt, in denen ein Mindestmaß der Sicherheit in Abhängigkeit der zu erwartenden wirtschaftlichen Folgen bei Eintreten des Versagensfalles und Herstellungskosten festgelegt wird (siehe Kapitel 2.3). Bei der Bemessung wird durch geeignete Wahl der Baustoffe und durch Verändern der Bauteilabmessungen gewährleistet, dass das berechnete Sicherheitsmaß der Baukonstruktion unterhalb des Zielwertes der entsprechenden Sicherheitsklasse liegt. Die Berechnung des Sicherheitsmaßes basiert auf der Zuverlässigkeitstheorie. Hier wird die Sicherheit dadurch definiert, dass ein Grenzzustand innerhalb der geplanten Lebensdauer nur mit einer sehr kleinen noch zu akzeptierenden Wahrscheinlichkeit überschritten wird. Im folgenden werden die Grundlagen der Zuverlässigkeitstheorie sowie die Aufteilung in Sicherheitsklassen erläutert. Anschließend wird anhand eines sehr einfachen Beispiels die Anwendung des probabilistischen Sicherheitskonzeptes auf das Problem der Dauerhaftigkeit dargestellt.

### 2.2. Grundlagen zur Zuverlässigkeitstheorie

Die Zuverlässigkeitstheorie basiert auf der Methode der Grenzzustände. Sie ist dadurch gekennzeichnet, dass der zufällige Charakter der Einwirkungen und der Baustoffeigenschaften über statistische und wahrscheinlichkeitstheoretische Modelle näherungsweise erfasst wird. Diese Vorgehensweise mündet in der Erstellung einer Grenzzustandsgleichung, bei der der Bauteilwiderstand

## 2. Probabilistisches Sicherheitskonzept

---

$R$  der Beanspruchung  $S$  gegenübergestellt wird und daraus die Bauteilzuverlässigkeit  $G$  abgeleitet werden kann:

$$G = R - S \quad (2.1)$$

mit

$G$	Bauteilzuverlässigkeit
$R$	Bauteilwiderstand
$S$	Beanspruchung

Bauteilwiderstand und Beanspruchung setzten sich im allgemeinen aus mehreren Teilaspekten zusammen, wobei jeder Aspekt eine Verteilung oder Wahrscheinlichkeitsdichte besitzt. Eine Variable, die zur Beschreibung eines Teilaspektes herangezogen wird, bezeichnet man als Basisvariable. Wird der Zufälligkeitscharakter dieser Variablen betrachtet, wird der Begriff der Zufallsvariable verwendet. Im Hinblick auf die Bemessung der Dauerhaftigkeit ist zu beachten, dass Beanspruchung und Widerstand zeit- und ortsabhängige Größen sind. Die Versagenswahrscheinlichkeit  $P_f$ , d.h. der Bereich in dem die Beanspruchung größer als der Widerstand ist ( $G < 0$ ) und das Bauteil versagt, gebrauchsuntauglich ist oder eine mangelnde Dauerhaftigkeit aufweist, wird durch die folgende Gleichung beschrieben:

$$P_f = \int_{\{x|g(\vec{x})<0\}} f_x(\vec{x})d\vec{x} = F(g(\vec{x}) = 0) \quad (2.2)$$

mit

$P_f$	Versagenswahrscheinlichkeit
$\vec{x}$	Zufallsvariable
$f_x(\vec{x})$	Dichtefunktion der Zufallsvariable $x$
$F(g(\vec{x}))$	Verteilungsfunktion der Bauteilzuverlässigkeit
$g(\vec{x})$	Bauteilzuverlässigkeit

Die graphische Interpretation der Versagenswahrscheinlichkeit im eindimensionalen Raum für einen normalverteilten Bauteilwiderstand und eine

normalverteilte Beanspruchung ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Der Überlappungsbereich der Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung von Bauteilwiderstand und Einwirkung stellt die Versagenswahrscheinlichkeit dar. Beide Zufallsgrößen stellen stochastisch unabhängige Zufallsvariablen dar und werden durch den Mittelwert  $\mu_S$  bzw.  $\mu_R$  und die Standardabweichung  $\sigma_S$  bzw.  $\sigma_R$  als normalverteilte Größen beschrieben. Unter dieser Voraussetzung ergibt die Verteilungsdichte der Bauteilzuverlässigkeit eine normalverteilte Größe und wird durch den Mittelwert  $\mu_G$  und die Standardabweichung  $\sigma_G$  charakterisiert. Mittelwert und Standardabweichung ergeben sich aus Gleichung 2.3.

$$\mu_G = \mu_R - \mu_S \text{ und } \sigma_G = \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \quad (2.3)$$

mit

$\mu_G$	Mittelwert der Bauteilzuverlässigkeit
$\mu_R$	Mittelwert des Widerstandes
$\mu_S$	Mittelwert der Einwirkung
$\sigma_G$	Standardabweichung der Bauteilzuverlässigkeit
$\sigma_R$	Standardabweichung des Widerstandes
$\sigma_S$	Standardabweichung der Einwirkung

Aus der Verteilungsdichte der Bauteilzuverlässigkeit wird die Versagenswahrscheinlichkeit nach Gleichung 2.2 durch numerische Integration angenähert oder aus Tabellenwerken entnommen.

Zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit im mehrdimensionalen Raum nach Gleichung 2.2 stehen 3 Methoden mit unterschiedlichem Grad der Vereinfachung zur Verfügung [34]:

- Level I: semiprobabilistische Verfahren
- Level II: probabilistische Näherungsverfahren
- Level III: probabilistisch exakte Verfahren

Semiprobabilistische Verfahren geben keine Lösung zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit an. Die Bemessungsvariablen werden nur durch einen Mittelwert eingeführt. Durch Aufstellung restriktiver Regeln übernehmen Normen-Kommissionen einen gewissen Grad an Verantwortung dafür, dass die Versagenswahrscheinlichkeit akzeptabel klein ist.

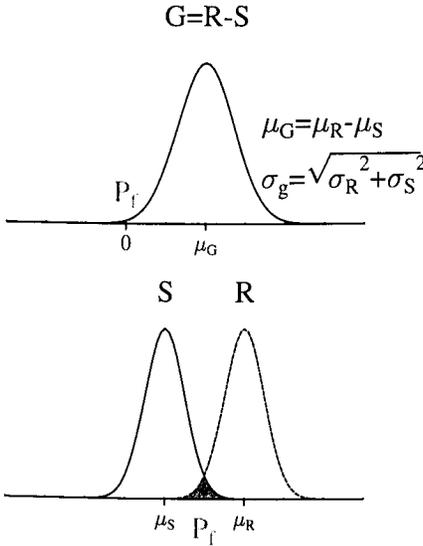


Abb. 2.1.: Graphische Interpretation der Versagenswahrscheinlichkeit.

Methoden des II. Levels nutzen Mittelwert und Standardabweichung (oder erstes und zweites statistisches Moment) der Bemessungsvariablen um nominelle Aussagen über die Versagenswahrscheinlichkeit zu treffen. Die FOSM (first order second moment)-Methode berücksichtigt nur Normalverteilungen und approximiert die Grenzzustandsfunktion im Mittelpunkt linear durch Annäherung an eine Taylorreihe ersten Grades. Die Weiterentwicklung dieser Methode auf beliebige Verteilungen führte zur Zuverlässigkeitstheorie 1. und 2. Ordnung (FORM und SORM). Hierbei wird die Grenzzustandsfunktion durch eine Taylorreihe angenähert. Erfolgt der Abbruch nach dem ersten Glied der Taylorreihe (lineare Grenzzustandsfunktion) wird diese Methode der Zuverlässigkeitstheorie 1. Ordnung (FORM) zugeordnet. Wird die Näherung der Grenzzustandsfunktion bis zum zweiten Glied der Taylorreihe (quadratische Grenzzustandsfunktion) verwendet, wird von der Zuverlässigkeitstheorie 2. Ordnung (SORM) gesprochen.

Die höchste Komplexität bieten Methoden des III. Levels. Hier werden Bemessungsvariablen durch ihre Verteilungsfunktion eingeführt und die Versagenswahrscheinlichkeit kann mathematisch exakt bestimmt werden. Die Aussagegenauigkeit der so ermittelten Versagenswahrscheinlichkeit hängt vom angewendeten Modell zur Beschreibung der Grenzzustandsfunktion ab. Methoden dieser Stufe zeigen Lösungen auf, die beliebige Verteilungen und belie-

bige Grenzzustandsfunktionen berücksichtigen. Hierzu zählt die Monte-Carlo Methode.

In dieser Arbeit wird die Approximation durch ein Monte-Carlo Verfahren verfolgt und in Kapitel 2 beschrieben.

Normen und Richtlinien legen eine Versagenswahrscheinlichkeit  $P_{Ziel}$  fest. Der Ingenieur hat dann die Aufgabe, die Bauteileigenschaften so zu variieren, dass folgende Gleichung innerhalb der technischen Lebensdauer erfüllt ist:

$$P_f < P_{Ziel} \quad (2.4)$$

Die Festlegung der Versagenswahrscheinlichkeit wird im nächsten Kapitel behandelt.

### 2.3. Zielwerte der Zuverlässigkeit

Die Festlegung des Zielwertes für die Zuverlässigkeit eines Bauwerkes basiert auf dem Sicherheitsbedürfnis der Öffentlichkeit sowie der Optimierung von Kosten-Nutzen Rechnungen. Die Kosten-Nutzen Analysen beinhalten nicht nur den Aufwand für die Bauwerkszuverlässigkeit, sondern auch die Größe der möglichen Schadensfolgen. Dabei stellt sich die Monetarisierung von Personenschäden als ein besonderes Problem dar. Weiterhin sollen derartig bestimmte Zielwerte im Einklang mit den geltenden Vorschriften stehen, da diese in der Gesellschaft als sicher akzeptiert werden. Zusätzlich finden Eintrittshäufigkeiten von extremen und außergewöhnlichen, die Bauwerke bedrohenden (Natur-) Ereignissen bei der Bestimmung der Zielwerte Berücksichtigung. Zuverlässigkeitsbetrachtungen bei Verlust der Dauerhaftigkeit müssen zeitabhängige Zielwerte der Zuverlässigkeit liefern, da damit Amortisation und Entwicklung technischer Innovation in die Kosten-Nutzen Rechnung mitbezogen werden können. Weiterhin stellt der Verlust der Dauerhaftigkeit einen irreversiblen Zustand dar, der nur durch Reparatur in den dauerhaften Zustand zurückgesetzt werden kann. Diese Kosten können ebenfalls bei der Betrachtung des Problems mit einfließen.

Die Zielwerte der Zuverlässigkeiten werden von verschiedenen Autoren in Abhängigkeit folgender Parameter gegeben:

- technische Lebensdauer
- Art des Grenzzustandes
- erwartete Kosten bei Überschreiten des Grenzzustandes

- Aufwand für die Bauwerkszuverlässigkeit

Diese Parameter gehen in die Optimierung der oben angesprochenen Kosten-Nutzen-Funktion ein und dienen einer Klassifizierung der Zielzuverlässigkeiten und erleichtern so dem Planer geeignete Zielzuverlässigkeiten zur Bemessung heranzuziehen.

Die noch zu verantwortende Versagenswahrscheinlichkeit wird im Bauwesen durch den Sicherheitsindex  $\beta$  angegeben, da die Versagenswahrscheinlichkeit eine sehr kleine numerische Größenordnung besitzt und gegenüber Änderungen der stochastischen und deterministischen Informationen über das betrachtete System sehr empfindlich ist [34]. Der Sicherheitsindex ist ein Maß für die Zuverlässigkeit. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Versagenswahrscheinlichkeit selbst eine standard-normalverteilte Größe ist. Die Umrechnung der Versagenswahrscheinlichkeit  $P_f$  in den Sicherheitsindex  $\beta$  und umgekehrt erfolgt nach Gleichung 2.5.

$$P_f = \Phi(-\beta) \text{ und } \beta = \Phi^{-1}(1 - P_f) \quad (2.5)$$

mit

- $P_f$  Versagenswahrscheinlichkeit
- $\Phi$  Verteilungsfunktion der Standard-Normalverteilung
- $\beta$  Sicherheitsindex

Im EC 1 [35] wird die normative Lebensdauer in Abhängigkeit des Verwendungszweckes klassifiziert (siehe Tabelle 2.1). Es ist zu beachten, dass die normative Lebensdauer keine Aussage über die tatsächliche Lebensdauer macht. Hier werden Aussagen über die normale Amortisationszeit der entsprechenden Bauwerke getroffen.

Tab. 2.1.: Technische/normative Lebensdauer nach EC 1 [35]

Klasse	Lebensdauer in Jahre	Beispiel
0	0-1	Bauzustände
1	1-5	temporäre Bauwerke
2	25	ersetzbare Bauteile (Industriebauwerke)
3	50	normale Bauten
4	100	Monumentalbauten, Ingenieurbauten wie Brücken

Die Klassifizierung der Zuverlässigkeit hängt in erster Linie von der Art des Grenzzustandes ab. Im Bauwesen werden zwei Grenzzustände unterschieden. Der Gebrauchsgrenzzustand bezieht sich auf Funktion und Ästhetik des Bauwerkes. Hier können Mängel einer Sichtbetonwand, zu große Durchbiegungen oder Schwingungen genannt werden. Der Bruchgrenzzustand hingegen bezieht sich auf die Tragsicherheit von Baukonstruktionen bei gewöhnlicher und außergewöhnlicher Einwirkung während Nutzung und Errichtung. Die Bemessung für den Bruchgrenzzustand erfordert höhere Sicherheitsindizes, da hier u. U. mit Gefahr für Menschenleben zu rechnen ist. Im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit muss entschieden werden, ob der Verlust der Dauerhaftigkeit die Sicherheit im Grenzzustand der Tragfähigkeit oder die Zuverlässigkeit im Grenzzustand der Gebrauchsfähigkeit beeinträchtigt. Im günstigsten Fall kann der Grenzzustand auf den Verlust der Gebrauchsfähigkeit eingegrenzt werden. Dabei ist es erforderlich, dass sich der Verlust der Dauerhaftigkeit ankündigt. Ist dies nicht der Fall, müssen die Zielwerte für den Verlust der Tragfähigkeit bei der Bemessung angesetzt werden [26]. Die in dieser Arbeit behandelten Zerstörungsprozesse bei lösendem und treibendem Angriff ziehen zunächst keinen Verlust der Tragfähigkeit nach sich. Der Zerstörungsprozess schreitet langsam voran und durch geeignete Maßnahmen kann der Verlust der Tragfähigkeit verhindert werden. Aus diesem Grund konzentrieren sich weitere Aussagen auf Zielwerte der Zuverlässigkeit für den Gebrauchsgrenzzustand.

Darüber hinaus haben einige Autoren eine Staffelung vorgeschlagen, in der ökonomische Aspekte mit in die Festlegung des Sicherheitsindexes einbezogen werden. Dabei werden wirtschaftliche Folgen bei Überschreitung des Grenzzustandes und Kosten zur Risikominimierung in einem ökonomischen Optimierungskonzept ausgewertet.

Sarja und Vesikari [36] schlagen für den Sicherheitsindex für die Bemessung auf Dauerhaftigkeit am Ende der technischen Lebensdauer in Abhängigkeit vom Grenzzustand eine Staffelung gemäß Tabelle 2.2 vor.

Tab. 2.2.: Sicherheitsindex  $\beta$  am Ende der vereinbarten technischen Lebensdauer nach [36]

$\beta$	Grenzzustand	erwartete Konsequenzen bei Überschreitung des Grenzzustandes der Dauerhaftigkeit
3,8	Bruch- grenzzustand	ernsthafte Konsequenzen
3,1		keine ernsthafte Konsequenzen
2,5	Gebrauchs- grenzzustand	mittlere Konsequenzen und hohe Reparaturkosten
1,5		kaum Konsequenzen

Rackwitz [26] kommt unter der Annahme eines irreversiblen Gebrauchsgrenzzustandes zur einer Klassifizierung, die Tabelle 2.3 zeigt.

Tab. 2.3.: Sicherheitsindex  $\beta$  je Jahr für den Gebrauchsgrenzzustand unter ökonomischen Aspekten nach [26]

Sicherheitsklasse	Größe des Aufwandes für die Zuverlässigkeit	$\beta$
I	Niedrig	2,3
II	Normal	1,7
III	Hoch	1,3

Diese Staffelung wurde in der z. Z. modernsten probabilistischen Bemessungsgrundlage JCSS [37] übernommen. In dieser Richtlinie sind normale Kosten zum Erhalt der Zuverlässigkeit mit folgenden Fakten verbunden:

- geringe Variationskoeffizienten der Widerstände und der Beanspruchungen ( $0,1 < V < 0,3$ )
- normale technische Lebensdauer und normale Alterungsrate
- normale Kosten für Qualitätssicherung oder Inspektionen

Die Stufung „Niedrig-Normal-Hoch“ bedeutet jeweils eine Größenordnung [26]. In der Sicherheitsklasse I werden große wirtschaftliche Folgen und eine große Beeinträchtigung der Nutzung nach Überschreiten des Grenzzustandes erwartet. Bauteile dieser Sicherheitsklasse werden i.a. mit hoher Qualität hergestellt, um das Risiko der Überschreitung des Grenzzustandes gering zu halten. Die Kosten für den Erhalt der Zuverlässigkeit sind niedrig, da kaum Reparatur- oder Instandhaltungskosten anfallen.

Die Sicherheitsklasse II impliziert beachtliche wirtschaftliche Folgen und eine beachtliche Beeinträchtigung der Nutzung nach Überschreiten des Grenzzustandes. Hier wird mit normalen Kosten zum Erhalt der Zuverlässigkeit gerechnet. Die Mehrzahl der baulichen Anlagen ist in dieser Klasse anzusiedeln.

Bei Bauteilen der Sicherheitsklasse III wird mit geringen wirtschaftlichen Folgen und einer geringen Beeinträchtigung der Nutzung nach Überschreitung des Grenzzustandes ausgegangen. Hier kann eher eine Überschreitung des Grenzzustandes akzeptiert werden und die Zielzuverlässigkeit des Bauteils herabgesetzt werden. Die Kosten für den Erhalt der Zuverlässigkeit sind hier als hoch einzustufen, da mehr Kosten für Reparaturen und Inspektionsaufwand anfallen.

Rackwitz bezieht den Sicherheitsindex auf ein Jahr, da bei der Kosten-Nutzen Analyse vorausgesetzt wird, dass nach Bauwerksversagen ein syste-

matischer Wiederaufbau erfolgt. Bei zeitabhängigen Zuverlässigkeitsproblemen ist ein Kapitalisierungsansatz zwingend notwendig und damit ist über die Versagensrate (Wahrscheinlichkeit des Versagens pro Zeiteinheit) zu optimieren. Um die Zielwahrscheinlichkeit des Versagens bezogen auf die technische Lebensdauer zu berechnen wird näherungsweise davon ausgegangen, dass das Versagen in zwei aufeinanderfolgenden Bezugszeiträumen von einem Jahr jeweils unabhängig voneinander ist. Damit können die Zielversagenswahrscheinlichkeiten aufsummiert werden oder der Sicherheitsindex nach Gleichung 2.6 festgelegt werden. Diese Annahme gilt exakt, wenn eine Basisvariable mit einer Erneuerungsrate von 1/Jahr das Versagen bestimmt.

$$\beta_{1\text{Jahr}} = \Phi^{-1}[\Phi(\beta_{n\text{Jahre}})^{\frac{1}{n}}] \text{ mit } P_f(t) = \frac{dP_f(t)}{dt} \approx \frac{\Delta P_f}{\Delta t} \text{ nach [37]} \quad (2.6)$$

mit

$\beta_{1\text{Jahr}}$	Sicherheitsindex auf ein Jahr bezogen
$\beta_{n\text{Jahre}}$	Sicherheitsindex auf $n$ Jahre bezogen
$\Phi$	kumulative Wahrscheinlichkeitsfunktion der Normalverteilung
$P_f$	Versagenswahrscheinlichkeit
$t$	Zeit in Jahren

Für die Bemessung der Dauerhaftigkeit in Bezug auf die chloridinduzierte Korrosion der Bewehrung und der Karbonatisierung teilt Gehlen [2] die Sicherheitsklassen in Abhängigkeit der Expositionsklassen nach DIN EN 206-1/DIN 1045-2 [29, 28] ein. Die Klassifizierung lehnt sich an die von Rackwitz [26] an und ist in Tabelle 2.4 aufgezeigt. Gehlen geht dabei auf folgende Aspekte ein:

Instandsetzungen sind bei den Expositionsklassen

- XC (Korrosion infolge der Karbonatisierung)
- XD (Korrosion ausgelöst durch Chloride)
- XS (Korrosion ausgelöst durch Chloride aus dem Meerwasser)

nötig, wenn der Gebrauchszustand infolge der Bewehrungskorrosion überschritten wird. Die Karbonatisierung des Betons oder das Eindringen von Chloriden gilt zunächst nicht als das System schädigender Vorgang. Im Falle einer trockenen oder ständig feuchten Luft (XC1) ist Stahlkorrosion nicht

zu befürchten und hier wird ein kleiner Sicherheitsindex gewählt. Bei mäßig feuchter Außenluft (XC3) fehlt in der Regel ausreichend Feuchtigkeit und bei dauernder Wassersättigung (XS2) fehlt Sauerstoff, um eine nennenswerte Korrosion hervorzurufen. Die Korrosion ist demnach abschätzbar und es ist ein mittlerer Sicherheitsindex zu wählen. Ebenso verhält es sich bei den Expositionsklassen XC2 und XD2 (nass, selten trocken). Die Korrosionsraten bei wechselnd nassem und trockenem Klima sind am größten, demzufolge ist der erwartete Schaden auch der höchste und die Expositionsklassen XC4, XD3 und XS3 sind mit einem hohen Sicherheitsindex verbunden. Nach Karbonatisierung des Betons ist bei den Expositionsklassen XS1 und XD1 (mäßige Feuchte bzw. feuchte Luft) mit einem geringen Korrosionsabtrag zu rechnen. Diesem Vorgang kann mit relativ einfachen Mittel durch geringe Erhöhung der Betondeckung entgegengewirkt werden. Die Kosten für den Erhalt der Zuverlässigkeit sind demzufolge gering und es wird ein hoher Sicherheitsindex festgelegt.

Tab. 2.4.: Sicherheitsindex  $\beta$  am Ende der vereinbarten technischen Lebensdauer für den Gebrauchsgrenzzustand in Abhängigkeit der Expositionsklassen nach [2]. ( $V = \frac{\text{Kosten zur Risikominimierung}}{\text{Kosten bei Grenzüberschreitung}}$  )

V	Expositionsklasse	$\beta$
Niedrig	XC4, XD1, XS1, XS3, XD3	2,0
Normal	XC2, XC3, XS2, XD2	1,5
Hoch	XC1	0,5

Ableitend aus diesen Überlegungen wird folgende Einteilung der Sicherheitsklassen für die in dieser Arbeit relevante Expositionsklasse XA vorgenommen (siehe Tabelle 2.5). Betrachtet wird die Beständigkeit von Beton gegen chemische Einwirkungen für den Gebrauchsgrenzzustand. In Sicherheitsklasse I sind Bauteile anzusiedeln, die einem sehr starken (XA3) bzw. starken chemischen Angriff (XA2) ausgesetzt sind. Als Beispiel seien hier Industrieabwasseranlagen und Kühltürme mit Rauchgasentschwefelungsanlagen sowie Kanalbauten in denen mit biogener Schwefelsäure zu rechnen ist, zu nennen. Der erwartete Schaden nach Grenzzustandsüberschreitung ist aufgrund der hohen Zerstörungsrate am größten. Bauteile dieser Kategorie werden deshalb mit hoher Qualität hergestellt ( $w/z < 0,5$ , Mindestzementgehalt:  $320 \text{ kg/m}^3$ , Mindestfestigkeitsklasse: C35/45, sorgfältige Nachbehandlung, Nennmaß der Betondeckung 4-5 cm). Aufgrund dieser Maßnahmen wird mit geringen Kosten zum Erhalt der Zuverlässigkeit ausgegangen. Bauteile, die für einen schwachen chemischen Angriff konzipiert sind, werden im folgenden der Sicherheitsklasse II zugeordnet.

Tab. 2.5.: Sicherheitsindex  $\beta$  am Ende der vereinbarten technischen Lebensdauer für den Gebrauchsgrenzzustand in Abhängigkeit der Expositionsklasse XA.

Sicherheitsklasse	Expositionsklasse	$\beta$
I	XA3, XA2	2,0
II	XA1	1,5

## 2.4. Anwendung des Sicherheitskonzeptes auf die Dauerhaftigkeit von Bauteilen

Dieses Kapitel dient der Erläuterung der Vorgehensweise bei Übertragung des Sicherheitskonzeptes auf die Dauerhaftigkeit von Bauteilen. Die Dauerhaftigkeit ist eine zeitvariante Größe und damit muss Gleichung 2.2 folgendermaßen modifiziert werden:

$$P_f(t) = \int_{\{x(t) | g(x(t)) < 0\}} f_{x(t)}(x(t)) d\vec{x} = F(g(x(t))) = 0 \quad (2.7)$$

mit

$P_f$	Versagenswahrscheinlichkeit
$t$	Zeit
$\vec{x}$	Zufallsvariable
$f_x(\vec{x})$	Dichtefunktion der Zufallsvariable $x$
$F(g(\vec{x}))$	Verteilungsfunktion der Bauteilzuverlässigkeit
$g(\vec{x})$	Bauteilzuverlässigkeit

Sarja und Vesikari [36] stellen eine Methode zur Lösung dieser Gleichung vor, die im folgenden anhand eines Beispiels vorgestellt wird.

Die Schädigungstiefe von Beton infolge eines Angriffes einer lösenden Mineralsäure wird mit folgender Gleichung angegeben (siehe [38]):

$$x = a \cdot \sqrt{\frac{t}{t_0}} + b \cdot \frac{t}{t_0} \quad (2.8)$$

mit

$x$	Korrosionstiefe in cm
-----	-----------------------

$a, b$	Koeffizienten in cm
$a = 0,0014$	für pH=1, CEM I, w/z=0,5, T=20 °C
$b = 9,6 \cdot 10^{-7}$	für pH=1, CEM I, w/z=0,5, T=20 °C
$t$	Korrosionsdauer in cm
$t_0$	Bezugswert für die Zeit ( $t_0=1$ min)

Graphisch ist der mittlere Schädigungsverlauf in Abbildung 2.2 aufgezeigt. Diese Situation kann infolge des schwefelsauren Angriffes in der Sielhaut von Abwasserkanälen auftreten. Die erste Bewehrungslage ist vor Korrosion geschützt, solange die Schädigungstiefe die Betondeckung nicht überschreitet. Die maximal erlaubte Schädigungstiefe soll beispielhaft 2cm betragen, was ebenfalls in Abbildung 2.2 markiert ist. Der Zeitpunkt an dem die maximal erlaubte Schädigungstiefe überschritten ist, wird mit  $t_d$  (design service life time) bezeichnet. Es wird angenommen, dass zu diesem Zeitpunkt eine Versagenswahrscheinlichkeit von 50% vorliegt. Bei der Bemessung wird das Konzept verfolgt, dass  $t_d$  einen genügend großen Abstand von der normativen Lebensdauer  $t_g$  hat. Dieser Sicherheitsabstand wird durch die Zielversagenswahrscheinlichkeit bestimmt. Unter Annahme einer normalverteilten Grenzzustandsfunktion kann auf die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit  $P_f(t_g)$  verzichtet werden. Damit reduziert sich das probabilistische Problem auf ein deterministisches. Es wird davon ausgegangen, dass es sich bei Dauerhaftigkeit um eine irreversible Eigenschaft handelt, wobei mit zunehmender Zeit der Schädigungsprozess zunimmt bzw. nicht abnimmt. Weiterhin wird von einem konstanten Widerstand  $R$  ausgegangen, der für eine Betondeckung stehen kann. Eine weitere Voraussetzung ist eine bekannte und einfache Funktion für den Verlauf des Schädigungsprozesses, der im folgenden als Beanspruchung  $S$  angesehen wird. Hierbei soll es sich um eine normalverteilte Zufallsgröße handeln, wobei die Varianz  $\nu$  von der Zeit unabhängig ist. Es soll weiterhin gelten:

$$t_d = \gamma_t \cdot t_g \text{ mit } t_d > t_g \quad (2.9)$$

mit

$t_d$	Zeit, bei der die max. Schädigungstiefe erreicht ist
$\gamma_t$	Sicherheitsindex für die Lebenszeit
$t_g$	normative Lebensdauer

Der Sicherheitsindex für die Lebenszeit  $\gamma_t$  (lifetime safety factor) wird von folgenden Faktoren bestimmt:

- Varianz des Degenerationsprozesses  $\nu$
- geforderter Sicherheitsindex  $\beta(t_g)$  nach Tabelle 2.2

Für das obengenannte Beispiel und die genannten Voraussetzungen gilt folgender Zusammenhang:

$$\beta(t_g) = \frac{1}{\nu} \left( \frac{\sqrt{\gamma_t \cdot a \cdot \frac{t_g}{t_0} + \gamma_t \cdot b \cdot \frac{t_g}{t_0}}}{a \cdot \sqrt{\frac{t_g}{t_0}} + b \cdot \frac{t_g}{t_0}} \right) \quad \text{mit } \sigma_{t_g} = \mu_{t_g} \cdot \nu \quad (2.10)$$

mit

$\beta(t_g)$	geforderter Sicherheitsindex
$\gamma_t$	Sicherheitsindex für die Lebenszeit
$t_g$	normativen Lebensdauer
$t_0$	Bezugswert für die Zeit ( $t_0=1$ min)
$\nu$	Varianz des Degenerationsprozesses
$\sigma_{t_g}$	Standardabweichung der Bauteilzuverlässigkeit zum Zeitpunkt $t_g$
$\mu_{t_g}$	Mittelwert der Bauteilzuverlässigkeit zum Zeitpunkt $t_g$
$a, b$	Koeffizienten siehe Gleichung 2.8

Das Modell beinhaltet auch eine Erweiterung auf log-normal-verteilte Größen. Voraussetzung dieses Modells ist aber eine sehr einfache Beschreibung des Schädigungsverlaufes.

Dieses Beispiel soll auch dazu dienen das prinzipielle Vorgehen bei der Übertragung des Sicherheitskonzeptes auf die Dauerhaftigkeit aufzuzeigen. Folgende Arbeitsschritte sind nötig:

- Erstellung eines Modells zur Beschreibung eines orts- und zeitabhängigen Schädigungsverlaufs
- Festlegung der orts- und zeitabhängigen Einwirkungen
- Ermittlung baustoffspezifischer Grundgrößen und deren Verteilungen, die zur Modellbildung benötigt werden

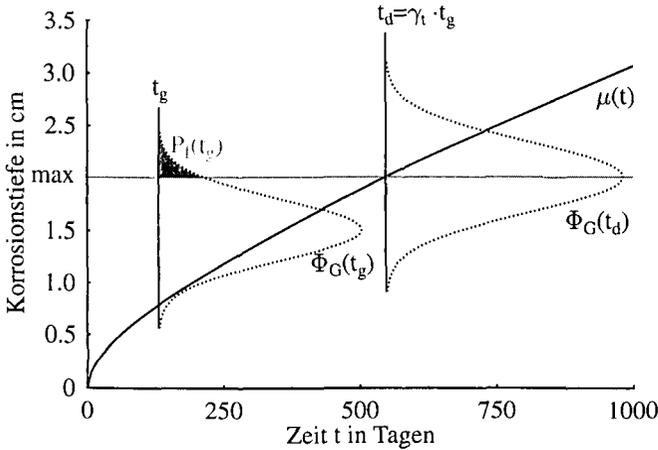


Abb. 2.2.: Sicherheitskonzept für die Dauerhaftigkeit anhand eines Beispiels.

- Definition der Grenzzustände
- Aufstellung eines probabilistisches Modell zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

In dieser Arbeit wird das Sicherheitskonzept auf das Dauerhaftigkeitsproblem des lösenden und treibenden Angriffes angewendet. Mit Hilfe des Simulationsmodells Transreac ist eine zeit- und ortsabhängige Vorhersage des Schädigungsverlaufs auf Grundlage chemisch/physikalischer Gesetzmäßigkeiten möglich (siehe 3.1). Durch Einbettung dieses Moduls in eine Monte-Carlo Simulation kann die Versagenswahrscheinlichkeit berechnet werden, ohne auf die Leistungsfähigkeit des Modells Transreac zu verzichten. Zudem erlaubt dieses Simulationsmodell eine orts- und zeitabhängige Definition von Einwirkungen wie Konzentrationsverlauf eines schädigenden Stoffes ( $Na_2SO_4$ , aggressive Kohlensäure, mineralische Säuren) sowie die Berücksichtigung beliebiger klimatischer Bedingungen. Aufgrund des chemisch/physikalischen Modells auf dem Transreac basiert können Porigkeit, Transportkenngrößen, chemisch/mineralogische sowie die betontechnische Zusammensetzung als baustoffspezifische Grundgrößen herangezogen werden. Die Anwendung eines Sicherheitskonzeptes erfordert auch die Kenntnis von Verteilungstypen und -parametern. Dazu wird eine umfangreiche Datenbasis zusammengestellt. Sie gibt die Möglichkeit unterschiedliche Betone/Mörtel im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit zu beurteilen oder zu vergleichen. Die Datenbank muss baustoffs-

pezifische Grundgrößen und deren Verteilungen in Abhängigkeit betontechnologischer Parameter wie Betonzusammensetzung, Zementart und Nachbehandlung enthalten.

Der Grenzzustand kann im Falle eines Sulfatangriffes oder des lösenden Angriffes eine maximale Abtragungsrate darstellen. Daneben kann eine maximale Konzentration einer bestimmten Spezies (z.B. *Ettringit*, amorphes  $\text{SiO}_2$ ) in einer bestimmten Tiefe des Bauteils herangezogen werden. Weitere Parameter wie Eindringtiefen bestimmter Ionen, wie  $\text{Cl}^-$  (Bewehrungskorrosion), oder die Konzentration an *Kalzit*, die infolge des Karbonatisierungsprozesses aufgebaut wird, können zur Definition des Grenzzustandes genutzt werden. Die Wahl der Parameter hängt von der Problemstellung ab und wird in den folgenden Kapiteln erläutert.

## 2.5. Zusammenfassung

Es wurden die Grundlagen eines Sicherheitskonzeptes aufgezeigt. Baukonstruktionen sollen sicher sein im Hinblick auf die Tragfähigkeit, die Dauerhaftigkeit sowie die Gebrauchstauglichkeit. Um dieses Ziel zu erreichen, geben Normen oder Regelwerke die geforderte Zuverlässigkeit als quantitative Maßzahl, den Zuverlässigkeitsindex, an. Mit Hilfe der Zuverlässigkeitstheorie ist es möglich, die Zuverlässigkeit eines Bauteils vorauszusagen. Das Bauteil gilt als sicher, wenn die Zuverlässigkeit des Bauteils größer als die geforderte Zielzuverlässigkeit ist. Im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit muss beachtet werden, dass diese eine zeitvariante Größe ist. Anhand eines einfachen Beispiels wurde die Anwendung der Zuverlässigkeitstheorie auf das Problem der Dauerhaftigkeit demonstriert. Dieses Modell benötigt eine sehr einfache Beschreibung des Schädigungsverlaufs. Dem gegenüber steht das Prognosemodell *Transreac*, dass auf physikalisch/chemischen Gesetzmäßigkeiten beruht und flexibel für die Simulation von lösenden und treibenden Angriff eingesetzt werden kann. Dieses deterministische Modell in Verbindung mit der Monte-Carlo Methode soll für die Aufstellung eines Sicherheitskonzeptes auf probabilistischer Grundlage im folgenden verwendet werden.

### **3. Berechnungsgrundlage zur zuverlässigkeitsorientierten Prognose des chemischen Angriffs auf mineralisch gebundene Baustoffe**

Zur Anwendung des Sicherheitskonzeptes auf das Problem der Dauerhaftigkeit sind zwei Simulationsmodelle aufzustellen. Es wird ein deterministisches Modell zur Berechnung des ort- und zeitabhängigen Schädigungsverlaufs infolge eines chemischen Angriffs auf mineralisch gebundene Baustoffe und eine Möglichkeit zur Berechnung der zentralen Größe der Versagenswahrscheinlichkeit benötigt. Beide Rechenmodelle werden in diesem Kapitel vorgestellt.

#### **3.1. Deterministisches Modell zur Vorhersage der Dauerhaftigkeit von mineralisch gebundenen Bauwerkstoffen: ~~Transreac~~**

Von Schmidt-Döhl [4, 5, 6] wurde das Simulationsverfahren Transreac entwickelt, eine Kombination aus einer zeit- und ortsabhängigen Berechnung des thermodynamisch und kinetisch stabilen Phasenbestandes mit einer Feuchte-Wärme- und Stofftransportberechnung.

Den Algorithmus von Transreac verdeutlicht Abbildung 3.1. Am Anfang jeder Simulation wird der thermodynamisch stabile Ausgangsphasenbestand berechnet. Anschließend erfolgt eine Simulation des Schädigungsprozesses der infolge von Einwirkungen auf dieses Ausgangsmaterial stattfindet. Einwirkungen wie Temperatur, Feuchte sowie das Eindringen flüssiger Lösungen oder gasförmiger Stoffe können berücksichtigt werden.

Die Simulation des Schädigungsprozesses wird zeit- und ortsabhängig durchgeführt. Dazu wird in jedem Zeitschritt nach veränderter chemischer Zusammensetzung oder Veränderung der Temperatur der thermodynamisch stabile Phasenbestand simuliert. Zudem ist es möglich die chemische Kinetik heterogener Reaktionen erster Ordnung mit in die Berechnung einzubeziehen. Anschließend erfolgt eine Neuberechnung der Transportparameter und der Materialfestigkeit sowie die Modellierung korrosiver Effekte. Die Grundlage

dieser Berechnungen bilden die Volumenveränderungen der festen Phasen. Danach werden Grenzkriterien für das Versagen der Probe überprüft. Nach Durchlaufen dieser Berechnungen für jedes Ortselement erfolgt die Simulation von Transportprozessen. Diese Kombination aus Berechnung chemischer Reaktionen mit Transportprozessen wird für jeden Zeitschritt wiederholt, wobei eine automatische Zeitschrittsteuerung für eine Optimierung der Rechenzeit sorgt. Die Simulation ist beendet, wenn der Endzeitpunkt erreicht ist.

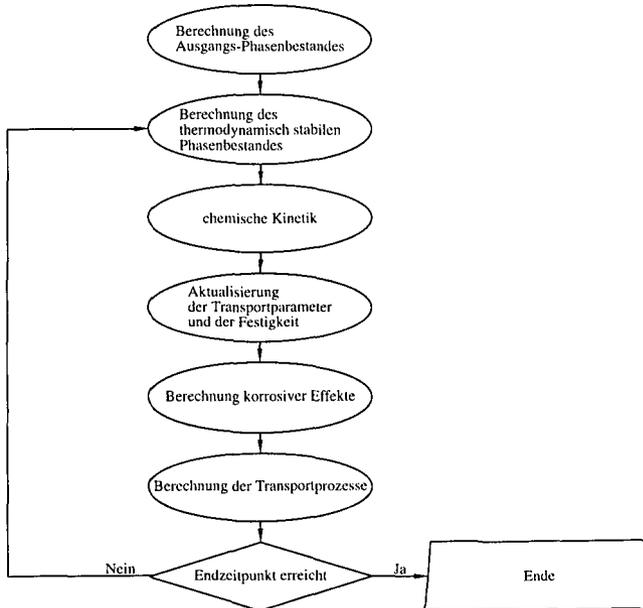


Abb. 3.1.: Algorithmus von Transreac

Im Bereich der Transportsimulation benutzt Transreac mit einigen Vereinfachungen die auch der Feuchte- und Wärmetransportsoftware WUFI zugrundeliegenden Modelle von Künzel [7], so dass die Berechnung von Wasserdampfdiffusion, kapillarem Saugen sowie der Wärmeleitung und des Feuchte- und Wärmeübergangs möglich ist. Zusätzlich kann der sogenannte „Huckepacktransport“ gelöster Teilchen während eines kapillaren Saugprozesses sowie die Diffusion gelöster Teilchen simuliert werden. Bei der Modellierung von Diffusionsprozessen mehrerer gelöster Ionen tritt der Effekt der Ladungstrennung auf, da verschiedene Ionen unterschiedlich schnell diffundieren. Bei

der Modellierung des chemischen Angriffs durch komplex zusammengesetzte Mischlösungen ist die Berücksichtigung dieses Effektes unvermeidlich. Es entsteht ein Diffusionspotential, das die antreibende Größe eines zusätzlich auftretenden Transportprozesses darstellt. Auch dieser Effekt wird in Transreac berücksichtigt. Daneben ist es auch möglich, Permeation von Flüssigkeit (Darcy-Gesetz) und den damit verbundenen „Huckepacktransport“ gelöster Teilchen zu berechnen.

Im Bereich der Simulation der chemischen Reaktionen benutzt Transreac einen Optimierungsalgorithmus mit dem die Gibbs-Energie in jedem Ortselement zu jedem Zeitschritt minimiert wird. Das Pitzer Modell [39] wird zur Berechnung der Aktivitätskoeffizienten gelöster Teilchen herangezogen.

Manchmal werden bei Schädigungsprozessen mineralischer Baustoffe innerhalb des betrachteten Zeitintervalls in den Volumenelementen keine Gleichgewichtszustände erreicht. Die chemische Kinetik muss Berücksichtigung finden. In porösen mineralischen Werkstoffen tritt dabei das Problem auf, dass die Geschwindigkeit von heterogenen Reaktionen zwischen der Porenwandung und der Porenlösung abhängig ist vom Verhältnis Wandoberfläche zu Porenvolumen, also vom Porenradienbereich in dem sich die Reaktion vollzieht. Erste Lösungsansätze für dieses sehr komplexe Problem wurden für Transreac entwickelt und implementiert.

Aufgrund des beschriebenen Aufbaus ist das Verfahren sehr flexibel. Die Simulation eines Säureangriffs auf ein Betonbauteil unterscheidet sich z.B. von der Simulation eines Sulfatangriffs nur in der veränderten Zusammensetzung der angreifenden Lösung. Alle anderen Eingangsparameter bleiben unverändert. Transreac ist dafür konzipiert, auch einen chemischen Angriff durch komplex zusammengesetzte Mischlösungen zu berechnen. Angewandt wurde Transreac bislang zur Simulation folgender chemischer Angriffe [5, 8, 9, 10, 11, 12]:

- Sulfat
- Säure
- Ammonium
- Chlorid
- Magnesium
- kalklösende Kohlensäure

- Karbonatisierung

sowie folgender komplexer Mischlösungen:

- salinare Lösungen unter Langzeitbedingungen
- Wässern aus einer Deponie-Sickerwasserkläranlage

Das Spektrum der Materialien umfasste dabei folgende Baustoffe:

- Mörtel
- Injektionsmörtel
- Beton
- Beton mit Flugasche
- Beton mit Hüttensand
- Sandstein

Innerhalb eines Forschungsprojektes des Sonderforschungsbereichs (SFB 477) der Deutschen Forschungsgesellschaft wird Transreac zu einem adaptiven Modell ausgeweitet [40, 41, 42]. Hier dienen Anpassungen der Materialkennwerte an Messdaten realer Bauwerke zu Verbesserung des Prognosemodells.

### 3.1.1. Neuerungen im Bereich der Transportprozesse

Gegenüber den in [4, 5, 6] dargestellten Entwicklungsstand sind inzwischen alle implementierten Transportprozesse zweidimensional berechenbar.

Die implementierten Transportmodelle für die Wasserdampfdiffusion, das kapillare Saugen, die Wärmeleitung, den Feuchte- und Wärmeübergang basierten auf dem Modell von Kießl [43]. Künzel [7] entwickelte diese Modelle weiter und sie wurden mit einigen Vereinfachungen in Transreac übernommen. Diese Vereinfachungen sind die näherungsweise Bestimmung des Flüssigtransportkoeffizienten für das kapillare Saugen über den Wasseraufnahmekoeffizienten und die maximale freie Wasseraufnahme. Außerdem wurde der Flüssigtransportkoeffizient für das Weiterverteilen auf  $1/10$  des Koeffizienten des kapillaren Saugens gesetzt. Nach den experimentellen Ergebnissen von Künzel stellt dies für den in der Praxis wichtigen Bereich hoher Luftfeuchten eine gute Näherung dar.

Zusätzlich zu den genannten Transportprozessen wurde ein Modul zur Berechnung laminarer Strömung inkompressibler Flüssigkeiten bei feuchtegesättigtem Probekörper (Permeation) implementiert. Transreac arbeitet mit Stoffströmen durch jede einzelne Grenzfläche von Rechteck-Ortselementen. Die transportierte Stoffmenge muss dabei in mol berechnet werden. Als Einheit für den Druck wird Pascal verwendet. In diesem Fall lautet das Gesetz von Darcy für inkompressible Fluide:

$$Q_{i,n} = \frac{A_{i,n} \cdot (p_n - p_i) \cdot \Delta t \cdot \rho_{LM}}{g \cdot \rho_L \cdot M_m \cdot \left( \frac{l_i}{K_i} + \frac{l_n}{K_n} \right)} \quad (3.1)$$

mit

- $Q_{i,n}$ : permeierte Stoffmenge des Lösungsmittels in mol in das Ortselement  $i$  durch die Grenzfläche zum Nachbarelement  $n$
- $A_{i,n}$ : permeierte Querschnittsfläche in  $\text{m}^2$  zwischen Ortselement  $i$  und Nachbarelement  $n$
- $p$ : Druck in Pa im Ortselement  $i$  bzw. im Nachbarelement  $n$
- $\Delta t$ : Zeitintervall in s
- $\rho_{LM}$ : Dichte des reinen Lösungsmittels (Wasser) in  $\text{kg}/\text{m}^3$
- $\rho_L$ : Dichte der Porenlösung in  $\text{kg}/\text{m}^3$
- $g$ : Erdbeschleunigung in  $\text{m}/\text{s}^2$
- $M_m$ : Molare Masse des Lösungsmittels in  $\text{kg}/\text{mol}$
- $l$ : relevante durchströmte Länge in m des Ortselementes  $i$  bzw. des Nachbarelementes  $n$ . Die relevante Länge ist die Abmessung des Ortselementes normal zur Grenzfläche multipliziert mit 0,5.  
Bei flüssigen oder gasförmigen Ortselementen  $i$  oder Nachbarelementen  $n$  entfällt der Term  $\frac{l_i}{K_i}$  bzw.  $\frac{l_n}{K_n}$ .
- $K$ : Durchlässigkeitsbeiwert in m/s des Ortselementes  $i$  bzw. des Nachbarelementes  $n$

Diese Gleichung enthält die Näherung, dass das permeierte Volumen  $V$  des Lösungsmittels dem Volumen  $V$  der permeierten Lösung gleich ist. Der Fehler bei Vernachlässigung der Kompressibilität der Lösung ist im Vergleich mit



aus dem Ortselement  $i$  durch die Grenzfläche  
zum Nachbarlement  $n_2$

Die Lösung des Gleichungssystems erfolgt mit den in Transreac vorhandenen Gleichungslösern nach dem Gauss- oder Cholesky-Algorithmus. Anschließend erfolgt eine Berechnung der durch jede Grenzfläche permeierten Stoffmengen  $Q$  des Lösungsmittels. Die Bestimmung der permeierten Stoffmengen der gelösten Teilchen nutzt den vorhandenen Algorithmus zur Berechnung des sogenannten Huckepacktransportes im Falle kapillaren Saugens. Beide Prozesse und ihre Berechnung sind gleichartig. Die oben beschriebenen Gleichungen setzen voraus, dass keine Quellen oder Senken, also Speichereffekte zu berücksichtigen sind. Bei korrodierenden Materialien ist diese Annahme jedoch nicht korrekt. Aus diesem Grund enthält Transreac ein Modul, das die Auffüllung des bei einem lösenden Angriff neu gebildeten Porenraums mit Lösung simuliert. In diesem Fall werden zunächst vorgeschaltete Permeationsprozesse berechnet, bei denen den Ortselementen, deren Porenraum aufgefüllt werden muss, ein Druck von Null zugewiesen wird. Die Zeitschrittweite wird so eingestellt, dass dabei jeweils eine vollständige Auffüllung des Porenraums erzielt wird. Anschließend erfolgt die Berechnung der Permeationsprozesse wie oben beschrieben, ohne weitere Berücksichtigung von Speichereffekten während dieses Zeitschrittes.

Die Aktualisierung des Durchlässigkeitsbeiwertes  $K$  bei veränderter Porosität und Porenstruktur beruht auf folgender Gleichung von Gaber [44]:

$$K = a \cdot \varepsilon^8 \cdot r_e^2 \quad (3.4)$$

- $a$  Umwegfaktor, berücksichtigt die Form und Art der Verbindung zwischen den Einzelporen
- $\varepsilon$  transportwirksame Porosität, wird berechnet aus der Verdichtungsporosität, der gesamten offenen Porosität und der im Quecksilberdruckversuch ermittelbaren Porosität
- $r_e$  Äquivalenzradius, dies ist der Porenradius, der analoge Transporteigenschaften aufweist wie das real vorliegende Porensystem

Die Veränderungen des Umwegfaktors und des Äquivalenzradius durch einen korrosiven Prozess können z.Zt. nicht simuliert werden, da es nicht möglich ist, die Veränderung einer Porenradienverteilung durch einen korrosiven Prozess zu simulieren. Die Aktualisierung des  $K$ -Wertes durch korrosive Einflüsse benutzt deshalb die Näherung, dass sich Umwegfaktor und Äquivalenzradius nicht verändern. Das Produkt wird anfangs einer Simulation aus den bekannten Werten der transportwirksamen Porosität  $\varepsilon$  und des  $K$ -Wertes der unkorrodierten Materialien berechnet. Über die Veränderung der transportwirksamen Porosität  $\varepsilon$  während des Korrosionsprozesses wird der  $K$ -Wert an jedem Ortselement und zu jedem Zeitschritt aktualisiert.

Die Temperaturabhängigkeit des Durchlässigkeitsbeiwertes wird folgendermaßen berücksichtigt: Liegt die aktuelle Temperatur über der Temperatur, bei dem der  $K$ -Wert des unkorrodierten Materials gemessen wurde, erhöht sich der  $K$ -Wert um 2 % pro Kelvin. Bei kleinerer aktueller Temperatur verringert sich der  $K$ -Wert um 3,9 % pro Kelvin. Diese Vorgehensweise beruht auf den Angaben in [45], Seite 298, zur Temperaturabhängigkeit der Viskosität. Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität ist der wesentliche Einflussfaktor auf die Temperaturabhängigkeit des  $K$ -Wertes. Dies wird auch durch Ergebnisse von [46], S. 90 bestätigt, der bei Messungen, bei denen die temperaturbedingte Viskositätsänderung berücksichtigt wurde, zwischen 5 und 50 °C keinen Einfluss der Temperatur feststellen konnte.

Bei der Simulation der Diffusion gelöster Spezies erlaubt Transreac unterschiedliche Diffusionskoeffizienten der einzelnen Spezies. Im Fall unterschiedlich geladener Teilchen, die unterschiedlich schnell diffundieren wird ein Diffusionspotential aufgebaut, welches einen zusätzlichen Transportprozess gelöster Teilchen bedingt. Dieser Transport wurde bereits implementiert. Gleichung 3.70 aus [6] wurde inzwischen durch folgende Gleichung ersetzt:

$$\Delta c_{g, \text{Diffusionspotential}} = \Delta c_{g, \text{normale Diffusion}} \frac{-|z_g| \cdot |\Delta c_{g, \text{normale Diffusion}}| \cdot D_g}{\sum_g (z_g \cdot \Delta c_{g, \text{normale Diffusion}})} \cdot \frac{1}{\sum_g (|z_g| \cdot |\Delta c_{g, \text{normale Diffusion}}| \cdot D_g) \cdot z_g} \quad (3.5)$$

mit

$\Delta c_{g, \text{Diffusionspotential}}$  Transportleistung der gelösten Spezies  $g$  in mol/m<sup>3</sup> aufgrund des Diffusionspotentials

$\Delta c_{g,normale\text{Diffusion}}$	Transportleistung der gelösten Spezies $g$ in mol/m <sup>3</sup> aufgrund des Konzentrationsgradienten
$z_g$	Ladung der gelösten Spezies $g$
$D_g$	Diffusionskoeffizient der Spezies $g$ in m <sup>2</sup> /s

#### 3.1.2. Neuerungen im Bereich der Module zur Berechnung der chemischen Reaktionen

Das Transreac-Modul zur Berechnung des thermodynamisch stabilen Phasenbestandes eines Systems beruht auf einem GEM-Algorithmus (Gibbs Energy Minimization). Dieser Algorithmus minimiert die Gibbs-Energie unter der Restriktion der Elementenbilanz.

Der Algorithmus tastet sich iterativ an das chemische Gleichgewicht heran. Bislang [4, 5, 6] wurde innerhalb von Transreac eine konstante Iterationsschrittweite verwendet. Inzwischen ist es möglich, Berechnungen mit einem verbesserten Algorithmus durchzuführen, bei dem die Iterationsschrittweite schrittweise verkleinert wird. Dadurch wird die Lage des chemischen Gleichgewichtes in einigen Fällen deutlich exakter bestimmbar.

Bei der Berechnung der Gibbs-Energie von gelösten Teilchen verwendet Transreac das Pitzermodell [39] zur Bestimmung der Aktivitätskoeffizienten. Gegenüber früheren Versionen wurden inzwischen einige Verbesserungen an dem in Transreac enthaltenen Pitzermodell vorgenommen. Das Modul wurde um die Berechnung der sogenannten  $E_\theta$ - und  $E_\theta'$ -Funktionen erweitert. Die Berechnung dieser Funktionen erfolgt vorzugsweise über die in [39] auf den Seiten 122-125 beschriebene Methode von Harvie. Die früher in Transreac enthaltene Beschränkung der Aktivitätskoeffizienten auf den Bereich zwischen 0,001 und 5,0 wurde aufgehoben. Weiterhin besteht jedoch die Einschränkung, dass die Temperatur- und Druckabhängigkeit der Aktivitätskoeffizienten nicht berechnet werden kann, d.h. das Modell liefert exakte Ergebnisse nur bei Normaltemperatur (298,15 K) und Normaldruck.

Beim GEM-Algorithmus handelt es sich um ein Gradientenverfahren zur Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme. Bei diesem Algorithmus wird das lineare Gleichungssystem, das sich aus der Stoffmengenbilanz ergibt, quadriert um eine schnelle Konvergenz des Systems zu erreichen. Aufgrund dessen ist die Einbindung der Ladungsbilanz als Nebenbedingung nicht in den eigentlichen Algorithmus integrierbar. Die Ladungsbilanz wird über ein Zusatzmodul Ladung sichergestellt. Das Zusatzmodul wird nach jedem Iterationsschritt des Gradientenverfahrens ausgeführt. Im Zusatzmodul wird zunächst die aktuelle

Ladungsbilanz ermittelt und anschließend werden die Stoffmengen der positiv geladenen Spezies und die Stoffmengen der negativ geladenen Spezies mit jeweils einem Faktor multipliziert. Die Faktoren werden wie folgt gebildet:

$$F_+ = \frac{|z| \cdot x_+ - \frac{|z| \cdot x_+ + |z| \cdot x_-}{2}}{|z| \cdot x_+} \quad F_- = \frac{|z| \cdot x_- - \frac{|z| \cdot x_+ + |z| \cdot x_-}{2}}{|z| \cdot x_-} \quad (3.6)$$

mit

$F_+$	Faktor für positiv geladene Spezies
$F_-$	Faktor für negativ geladene Spezies
$x_+$	Summe der Stoffmengen positiv geladener Spezies
$x_-$	Summe der Stoffmengen negativ geladener Spezies
$z$	Ladung der Spezies

Dieser Vorgang wird solange wiederholt bis die Summe der Stoffmengen der positiv und die Summe der Stoffmengen der negativ geladenen Teilchen gleich sind. Dieses Vorgehensweise erlaubt keine Hinzunahme der Elektronenbilanz und die Massenbilanzen werden um einen kleinen Betrag verschlechtert. Daher ist es mit diesem Modul nicht möglich Redoxprozesse, z.B. die Korrosion von Eisen in Wasser, zu simulieren.

Im Rahmen der hier durchgeführten Arbeiten wurde deshalb ein weiteres Modul zur Sicherstellung der Elektronen-, Massen- und Ladungsbilanz implementiert. Diese Punkte können durch eine Householdertransformation [47] erreicht werden. Mit Hilfe der Householdertransformation wird ein überbestimmtes lineares Gleichungssystem iterativ gelöst. Formal wird das Gleichungssystem durch folgende Gleichung ausgedrückt:

$$\vec{A} \vec{x} = \vec{b} \quad (3.7)$$

Nähere Beschreibungen des Algorithmus sind in [47] zu finden. Die Massen-, die Ladungs- und die Elektronenbilanz wurden in ein Gleichungssystem zusammengefasst. Erweitert wird das Gleichungssystem durch die Stoffmengen der einzelnen Spezies, die vom GEM-Algorithmus berechnet werden, um die Abweichung vom optimalen Punkt so gering wie möglich zu halten. Es ergibt

sich dann:

$$\vec{A} = \begin{cases} 0 & \text{für } i = 1 \dots N_s & j = 1 \dots N_s \text{ und } i \neq j \\ 1 & \text{für } i = 1 \dots N_s & j = 1 \dots N_s \text{ und } i = j \\ l_{ij} & \text{für } i = N_s + 1 & j = 1 \dots N_s \\ e_{ij} & \text{für } i = N_s + 2 & j = 1 \dots N_s \\ \alpha_{ij} & \text{für } i = N_s + 3 \dots N_s + 2 + N_e & j = 1 \dots N_s \end{cases} \quad (3.8)$$

$$\vec{x} = \{ n_i \text{ für } i = 1 \dots N_s \} \quad (3.9)$$

$$\vec{b} = \begin{cases} g_i & \text{für } i = 1 \dots N_s \\ 0 & \text{für } i = N_s + 1 \\ 0 & \text{für } i = N_s + 2 \\ m_i & \text{für } i = N_s + 3 \dots N_s + 2 + N_e \end{cases} \quad (3.10)$$

$$m_i = \sum_{j=1}^{N_s} \alpha_{ij} \cdot g_j \quad (3.11)$$

mit

$(N_s + N_e + 2) \cdot N_s$	Dimension der Matrix $\vec{A}$
$N_s$	Anzahl der Spezies
$N_e$	Anzahl der Elemente
$l_j$	Ladung der Spezies $j$
$e_j$	Elektronenkennzahl der Spezies $j$
$\alpha_{ij}$	Anzahl der Atome des Elementes $i$ von Spezies $j$
$n_i$	zu optimierende Stoffmenge der Spezies $i$
$g_i$	vom GEM-Algorithmus berechnete Stoffmenge der Spezies $i$
$m_i$	Stoffmengenbilanz des Elements $i$

Die Rechenzeit der Householdertransformation hängt stark von der Dimension der Matrix ab, so dass alle Spezies aus dem System ausgeschlossen wurden, die eine Ladung und eine Elektronenkennzahl von Null besitzen. Bei der Bilanzierung der Stoffmenge wurde dies berücksichtigt. Zusätzlich

wird im Modul auch die Kinetik miteinbezogen. Die einzelnen Gleichungen können gewichtet werden, indem die jeweilige Zeile mit einem Faktor multipliziert wird. Dies wird für die Elementenbilanzgleichungen sowie für die Ladungs- und Elektronenbilanzgleichung ausgeführt. Ergeben sich nach der Rückwärtseliminierung negative Stoffmengen, wird eine erneute Householdertransformation durchgeführt, wobei das Gewicht der Gleichung erhöht wird, die den Ausgangswert der entsprechenden Spezies berücksichtigt.

Die Elektronenbilanz bei Berücksichtigung unterschiedlicher Oxidationszahlen für ein Element innerhalb einer Spezies wird wie folgt berechnet:

$$\sum_{i=1}^{N_e} \sum_{j=1}^{N_s} \sum_{k=1}^{\alpha_{i,j}} n_j \cdot O_{ijk} \quad (3.12)$$

mit

$N_e$	Anzahl der Elemente
$N_s$	Anzahl der Spezies
$\alpha_{ij}$	Anzahl der Atome des Elementes $i$ von Spezies $j$
$n_j$	Stoffmenge der Spezies $j$
$O_{i,j,k}$	Oxidationszahl des Elementes $i$ von Spezies $j$ des $k$ -ten Atoms

Vereinfachend kann für jede Spezies eine Elektronenkennzahl eingeführt werden:

1. Festlegung einer Standardoxidationszahl  $S_{Element}$  für jedes Element
2. Ermittlung der Oxidationszahl für jedes Element in einer Spezies  $O_{Element}$
3. Bildung der Differenz

$$\Delta_{Element} = S_{Element} - O_{Element} \quad (3.13)$$

für jedes Element

4. Die Elektronenkennzahl  $E$  der Spezies ergibt sich aus

$$E = \sum_{Element=1}^{N_e} \Delta_{Element} \quad (3.14)$$

Die Einführung der Elektronenkennzahl hat zwei Vorteile. Es ist pro Spezies nur eine Zahl abzuspeichern und die Summierung nach Gleichung 3.12 entfällt. Durch den Bezug der Elektronenkennzahl auf eine Standardoxidationszahl erhält der größte Teil der Spezies eine Elektronenkennzahl von Null, es reduziert sich die Dimension des Systems und führt zur Verminderung der Rechenzeit.

Als Beispiel soll die Substanz  $\text{Fe}_3\text{O}_4 = \text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot \text{FeO}$  dienen: Als Standardoxidationszahlen wurde jeweils diejenige gewählt, die bei Spezies im Bereich der mineralischen Baustoffe am häufigsten vorkommt.

$$\begin{aligned} S_{\text{O}} &= -2 \\ S_{\text{Fe}} &= +3 \end{aligned} \tag{3.15}$$

Die Oxidationszahlen werden nach dem üblichen Verfahren bestimmt.

Formel	Fe <sub>2</sub>	O <sub>3</sub>	Fe	O	
S	+3 · 2 = 6	-2 · 3 = -6	+3 · 1 = 3	-2 · 1 = -2	
O	+3 · 2 = 6	-2 · 3 = -6	+2 · 1 = 2	-2 · 1 = -2	
Δ	6 - 6 = 0	-6 - -6 = 0	3 - 2 = 1	2 - 2 = 0	Σ = 1

(3.16)

Die Elektronenkennzahl würde für diese Spezies 1 betragen.

Der Ersatz des Moduls Ladung durch das Modul Householder zur Sicherstellung der Ladungs- und Elektronenbilanz wurde im Hinblick auf Rechenzeit und Genauigkeit anhand von Testbeispielen überprüft.

An feuchter Luft oder in sauerstoffreichem Wasser wandelt sich reines Eisen in Eisen(III)-oxid-Hydrat ( $\text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot n \cdot \text{H}_2\text{O}$ ) um. Da nur thermodynamische Daten der beiden Monohydroxide ( $\text{FeO}(\text{OH})$ ) Lepidokrokit und Goethit existieren, können nur diese Verbindungen zur Modellierung der Korrosionsreaktion als Vertreter der Eisen(III)-oxid-Hydrate herangezogen werden. An feuchter Luft bildet sich eine unbeständige Modifikation des Monohydroxids: der Lepidokrokit (siehe [48]). Schematisch würde sich folgende Reaktionsgleichung ergeben:



Mit Hilfe der Gibbs-Energie-Minimierung können nur thermodynamisch stabile Phasen berechnet werden. Aufgrund dessen sollte eine Minimierung der Gibbs-Energie die stabile Modifikationen des Monohydroxids (Goethit)

als Hauptreaktionsprodukt von Eisen in feuchter Luft ergeben. Bei dem folgenden Testbeispiel wurde 100 mol reines Eisen, 300 mol Sauerstoff und 1 m<sup>3</sup> Wasser als Ausgangssubstanzen eingesetzt. Als Reaktionsprodukte waren zugelassen:

- OH<sup>-</sup>
- H<sup>+</sup>
- Goethit
- Lepidokrokit
- Fe(OH)<sub>3</sub>(*amorph*)
- Fe(OH)<sub>2</sub>
- Hämatit (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)
- Fe<sup>2+</sup>
- Fe<sup>3+</sup>

Die Ergebnisse, die bei Verwendung des Moduls Householder erzielt wurden, sind in Tabelle 3.1 dargestellt. Daraus ist ersichtlich, dass die Massenbilanz, die Ladungsbilanz und auch die Elektronenbilanz ausgeglichen sind. Als Korrosionsprodukt konnte Goethit berechnet werden.

Tab. 3.1.: Simulationsergebnisse unter Verwendung des Moduls Householder

Massenbilanz für H	-7,83E-07
Massenbilanz für O	8,01E-07
Massenbilanz für Fe	6,75E-07
Ladungsbilanz	-8,87E-07
Elektronenbilanz	5,28E-07
Spezies	Konzentration in Mol/m <sup>3</sup>
α – FeOOH (Goethit)	9,64E+01
FeOOH α Lepido.	6,30E-01
Fe(OH) <sub>3</sub> (amorph)	6,07E-01
Fe(OH) <sub>2</sub>	1,30E-01
O <sub>2</sub> (g)	8,60E-02
α – Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (Hämatit)	1,00E+00

Die Simulationsergebnisse, die bei Anwendung des Moduls Ladung erhalten wurden, führen zu keinen sinnvollen Ergebnissen.

Zum Testen der Genauigkeit und der Rechenzeit wurde auf ein Standardproblem ohne Redoxreaktion zurückgegriffen. Der Algorithmus, der die Householdertransformation zur Sicherstellung der Ladungs- und Massenbilanz benutzt, ist rechenzeitintensiver. Für die thermodynamische Berechnung in einem Zeitschritt benötigt der bisherige Algorithmus 22-23 hundertstel Sekunden, während der Algorithmus, der die Householdertransformation nutzt, 23-30 hundertstel Sekunden für die Berechnung des thermodynamisch stabilen Systems in einem Zeitschritt braucht. Das bedeutet, dass die Gesamtsimulationszeit des Standardbeispiels von etwa 8 auf 11 Minuten ansteigt. Bei Verwendung der Module Ladung und Householder wurden ähnliche Simulationsergebnisse erhalten. Die Genauigkeit der Simulation kann an der Einhaltung der Gesamtmassenbilanz und der Ladungsbilanz sowie am Erreichen eines Minimums der Gibbs-Energie bestimmt werden. Beide Module erreichen eine Einhaltung der Ladungsbilanz, wobei der Algorithmus mit dem Modul Ladung genauer arbeitet. Dagegen ist der maximale Fehler in der Gesamtmassenbilanz bei Verwendung des Moduls Householder geringer. Der Algorithmus mit dem Modul Ladung erreicht in der Regel die kleinere Gibbs-Energie.

Aus den Simulationsergebnissen können folgende Schlüsse gezogen werden: Die Simulation von Redoxreaktionen erfordert die Verwendung des rechenzeitintensiveren Moduls Householder. Rechnungen, die keine Elektronenübergänge beinhalten, werden weiterhin mit dem Modul Ladung durchgeführt.

#### 3.1.3. Berechnung von Kristallisationsdrücken

Die Berechnung von Kristallisationsdrücken auf der Basis der Theorien von Correns, Steinborn und Everett wurde in Transreac implementiert. Die berechneten Kristallisationsdrücke sind nicht experimentell abgesichert und erlauben nur qualitative Aussagen. Arbeiten dazu sind in [49] dokumentiert.

#### 3.1.4. Thermodynamischer Eingangsdatensatz

Zur Modellierung von Gleichgewichtsberechnungen ist idealerweise ein intern konsistenter und vollständiger thermodynamischer Datensatz nötig. Mit Hilfe intern konsistenter Datensätze können experimentell ermittelte Stabilitätsfelder nachvollzogen werden. Weiterhin müssen die entsprechenden thermodynamischen Daten im Bereich der experimentellen Fehler liegen. Derartige Datensätze existieren im Bereich der mineralisch gebundenen Baustoffe nicht.

Die bis zum Stand von [4, 5, 6] verwendete thermodynamische Datenbasis stammt zu großen Teilen aus [50]. In jüngster Zeit wurde der thermodynami-

sche Eingangsdatensatz von Transreac um die sogenannte HMW Datenbasis erweitert, da sie als intern konsistent gilt. Dazu wurden die Koeffizienten des Pitzermodells und die Gibbs-Energie bei Standardbedingungen der relevanten Spezies aus [51] (HMW-Datenbasis) sowie aus [52] in Transreac übernommen. Grundsätzlich werden die Daten aus [52] verwendet, da diese Datenbasis auf [51] aufbaut und um einige für zementgebundene Stoffe relevante Spezies erweitert wurde.  $HSO_4^-$  ist dagegen in [52] nicht enthalten und muss aus [51] entnommen werden. Es ist zu beachten, dass die HMW-Datenbasis nur Gibbs-Energien enthält und somit nur bei 25 °C einsetzbar ist. Die HMW-Datenbasis reicht nicht aus, um den Phasenbestand eines zementgebundenen Baustoffs ausreichend zu beschreiben. Es ist deshalb notwendig für Berechnungen mit Transreac die HMW-Datenbasis um Gibbs-Energien einiger fester Spezies aus anderen Quellen wie folgt zu ergänzen.

Die Simulation des Gefährdungspotentials der Bewehrungskorrosion infolge Chlorideindringens erfordert die korrekte Berechnung des Stabilitätsfeldes des Friedelschen Salzes. Jedoch sind weder zum Al- noch zum Fe-Endglied thermodynamische Daten tabelliert. Beim Friedelschen Salz wird von einer idealen und vollständigen Mischbarkeit des Eisen- und Aluminium-Endgliedes ausgegangen, aber keine Mischbarkeit mit anderen AFm-Endgliedern vorausgesetzt. Nobst et al. [53] schätzte die Gibbs-Energie aus den Ionendaten für verdünnte Lösungen mit einem Wert von  $-6297,6 \text{ kJ/mol}$  ab. Jedoch konnten mit diesem Wert die experimentell beobachtbaren Phasenbeziehungen nicht wiedergegeben werden. Simuliert wurde das Eindringen von Chlorid in einen Beton sowie die Verteilung des Chlorids auf die Porenlösung und das Friedelsche Salz. Als experimentelle Grundlage für diese Berechnungen dienten Versuche und analytische Daten von Volkwein [25]. Die experimentellen Ergebnisse wurden optimal bei einer Gibbs-Energie von  $-6785 \text{ kJ/mol}$  wiedergegeben. Es zeigte sich jedoch auch mit diesem Wert, dass bei einigen Versuchen die Phasenverhältnisse zwischen Friedelschem Salz und Ettringit nicht wiedergegeben werden konnten. Optimale Ergebnisse wurden bei einer Gibbs-Energie von  $-6965 \text{ kJ/mol}$  erreicht. Im Rahmen eines Forschungsprojektes zur thermodynamischen Daten fester Phasen in zementgebundenen Materialien [54] wurde eine optimale Gibbs-Energie von  $-6816 \text{ kJ/mol}$  angegeben.

Für das isostrukturelle Fe-Endglied des Friedelschen Salzes wird ein um  $894 \text{ kJ/mol}$  kleinerer Wert zugrundegelegt, dies entspricht der Differenz der Gibbs-Energien der dem Friedelschen Salz isostrukturellen Al- und Fe-Endglieder des Monosulfats nach [50].

Hämatit  $Fe_2O_3$  tritt in zementgebundenen Materialien in der Regel als amorphes  $Fe_2O_3$  auf. Es ist deshalb sinnvoll die Standardbildungsenthal-

pie gegenüber dem in [50] angegebenen Wert für die kristalline Form um 20 kJ/mol zu erniedrigen.

Die  $C - S - H$ -Phase ist die wesentliche festigkeitsbildende Phase in zementgebundenen Baustoffen. Für diese Phasen wurde ein neues  $C - S - H$ -Modell von Kulik und Kersten [55] implementiert. Dieses Modell beruht auf jeweils einer idealen Mischbarkeit von amorphem  $SiO_2$  und *Tobermorit - I* auf der einen Seite und *Tobermorit - II* und *Jennit* auf der anderen Seite. *Tobermorit - I* und *Tobermorit - II* unterscheiden sich im  $C/S$ -Verhältnis (siehe [56]). Die thermodynamischen Daten und Zusammensetzungen der Endglieder können aus [55] übernommen werden. Ungenauigkeiten bei der Zusammensetzung der Endglieder, die die Originalarbeit [55] in Tabelle IV enthält wurden korrigiert. Bislang wurden jedoch nicht die von Kulik und Kersten für ihre Modellierungen mit dem Programm GEM-Selector verwendeten gelösten Spezies übernommen. Der Grund dafür liegt darin, dass von Kulik und Kersten teilweise gelöste Spezies verwendet wurden, für die keine Pitzer-Koeffizienten vorliegen. Das Pitzer-Modell ist für Modellierungen im Zusammenhang mit hochkonzentrierten Lösungen jedoch unverzichtbar. Aus dieser Abweichung zum Original-Modell von Kulik und Kersten folgen natürlich auch Abweichungen der berechneten Ergebnisse von den Daten dieser beiden Autoren.

Um zu überprüfen, ob das  $C - S - H$ -Modell von Kulik und Kersten trotzdem anwendbar ist, wurde mit den oben erläuterten gelösten Spezies und ihren thermodynamischen Daten die Zusammensetzung der wässrigen Lösung im Gleichgewicht mit  $C - S - H$ -Phasen berechnet. Dabei wurde das  $C/S$ -Verhältnis von 0,0 bis 2,0 in 0,2-er Schritten variiert und das Pitzer-Modell zur Bestimmung der Aktivitätskoeffizienten der gelösten Spezies genutzt. Betrachtet wurden jeweils die Kalziumkonzentration, die Siliziumkonzentration und der pH-Wertes der wässrigen Lösung.

Die Daten wurden, wie auch in der Arbeit von Kulik und Kersten geschehen, mit experimentellen Ergebnissen von Greenberg und Chang [57] verglichen. Die Abbildung 3.2 zeigt den Vergleich von berechneten und experimentellen Daten.

Im Vergleich mit dem Originalmodell von Kulik und Kersten kann festgestellt werden, dass bei einem  $C/S$ -Verhältnis von ca. 1,7 eine Spitze in der Kalziumkonzentration berechnet wurde, die von Kulik und Kersten bei Simulationen mit nicht optimaler Konfiguration auch festgestellt wurde. Die Siliziumkonzentration bei einem  $C/S$ -Verhältnis von 0,8 konnte etwas schlechter wiedergegeben als in der Simulation von Kulik und Kersten mit optimaler Konfiguration. Aus der Abbildung kann entnommen werden, dass die hier

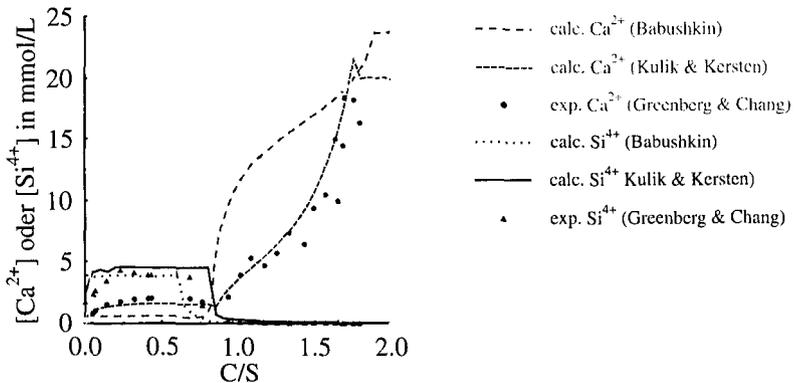


Abb. 3.2.: Experimentell bestimmte [57] und mit Transreac berechnete gelöste Kalzium- und Siliziumkonzentrationen sowie pH-Werte im Gleichgewicht mit  $C - S - H$ -Phasen verschiedener  $C/S$ -Verhältnisse. Die Berechnung bauen auf dem  $C - S - H$ -Modell von Kulik und Kersten [55] mit einigen Änderungen sowie auf dem  $C - S - H$ -Modell, das auf Daten von Babushkin [50] beruht, auf.

durchgeführte Berechnung jedoch in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Daten von Greenberg und Chang steht. Dies bedeutet, dass dieses  $C - S - H$ -Modell mit den weiter oben dokumentierten Veränderungen für die hier durchgeführten Berechnungen gut anwendbar ist. Gegenüber dem bislang in Transreac verwendeten  $C - S - H$ -Modell stellt das Modell von Kulik und Kersten einen Fortschritt dar. Es muss jedoch erwähnt werden, dass die Streubreite der experimentellen Ergebnisse bei der Berücksichtigung weiterer Autoren als Greenberg und Chang sehr groß ist. Bislang wurde die  $C - S - H$ -Phase als ideale Mischphase der in Babushkin et al [50] aufgeführten  $C - S - H$ -Spezies berechnet. Mit diesem Modell ergibt sich der in der Abbildung 3.2 dargestellte Vergleich mit den experimentellen Daten von Greenberg und Chang. Es ist offensichtlich, dass das neue Modell eine wesentlich bessere Angleichung an die experimentellen Daten ergibt.

Mit einem Standarddatensatz (Mörtel  $w/z = 0,6$ ) wurden ebenfalls Kontrollrechnungen durchgeführt. Verglichen wird der berechnete Phasenbestand des Mörtels nach der Hydratation mit experimentellen Ergebnissen. Dabei stellte sich heraus, dass beim  $C - S - H$ -Modell von Kulik und Kersten die experimentell bestimmten Portlandit- bzw. Ettringitkonzentrationen nicht

nachvollzogen werden konnten. Bei Verwendung des  $C - S - H$ -Modells auf der Grundlage der Daten von Babushkin stimmen die Konzentrationen der beiden genannten Spezies aus Experiment und Simulation gut überein (siehe Tabelle 3.2). Bei Betonen, die  $CO_2$  ausgesetzt sind, wurden *Ettringit* und *Monokarbonat* mittels der Röntgenpulverdiffraktometrie (XRD) nachgewiesen. *Monosulfat* ist unter Einwirkung von  $CO_2$  thermodynamisch instabil und wandelt sich in *Ettringit* und *Monokarbonat* um [56]. Diese beobachteten Phasenbeziehungen konnten mit dem Modell von Kulik und Kersten nicht abgebildet werden. Das sicherlich gute Modell von Kulik und Kersten muss in Zukunft in ein intern konsistenten Datensatz für mineralisch gebundene Baustoffe einfließen. In dieser Arbeit wird jedoch auf das Modell auf der Grundlage der Daten von Babushkin zurückgegriffen.

Tab. 3.2.: Vergleich experimenteller und simulierter Phasenbeziehungen für einen hydratisierten Mörtel ( $w/z=0,6$ ). Zur Simulation wurde das  $C - S - H$ -Modell auf der Grundlage der Daten von Babushkin [50] und das  $C - S - H$ -Modell von Kulik und Kersten [55] verwendet. Die Konzentrationen sind in  $\text{mol/m}^3$  angegeben.

Phase	Babushkin	Kulik und Kersten	exp. Ergebnisse	Literatur
<i>Portlandit</i>	868,89	1485,2	866,43	[6]
<i>Fe + Al - Ettringit</i>	46,801	0	34,4	[6]
<i>Monokarbonat</i>	157	0		
<i>Kalzit</i>	0	156,45		
<i>Aragonit</i>	0	2,5141		
<i>Al - Monosulfat</i>	22,708	183,85		
<i>Fe - Monosulfat</i>	24,738	0		

## 3.2. Probabilistisches Modell

In diesem Kapitel wird die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit sowie der Sensitivitäten mittels der Monte-Carlo Methode erläutert. Diese Kennwerte stellen eine zentrale Größe des probabilistischen Sicherheitskonzeptes dar.

### 3.2.1. Einbindung des deterministischen Kerns von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation

Die Erweiterung von Transreac zum probabilistischen Modell stand unter der Prämisse die Flexibilität und die Berechnungsmöglichkeiten von Transreac zu erhalten. Es bietet sich die Einbettung in eine Monte-Carlo Simulation an. Dabei wurde die Auswahl der streuenden Basisparameter kaum eingeschränkt. Es besteht die Möglichkeit die Monte-Carlo Simulation auf mehrere PCs aufzuteilen, um Rechenzeit zu sparen. Das Programmpaket Transreac besteht aus mehreren Präprozessoren, einem Hauptprogramm (Batch Programm) und mehreren Postprozessoren. Die Präprozessoren dienen zur Eingabe von Startwerten, die im Hauptprogramm benötigt werden. Die Postprozessoren arbeiten die im Hauptprogramm erzeugten Daten auf. Präprozessor, Hauptprogramm und Postprozessor kommunizieren über Textdateien. Aufgrund dieser Programmstruktur wurde bei der Einbettung von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation folgendermaßen vorgegangen:

Zunächst müssen vom Benutzer die Art der Verteilungsfunktionen der einzelnen Basisvariablen sowie die dazugehörigen Parameter, einige Abspeicherungsmodalitäten und die Anzahl der Monte-Carlo Simulationen eingegeben werden.

Folgende Verteilungsfunktionen stehen zur Verfügung:

- Normalverteilung
- Gleichverteilung (Rechteckverteilung)
- Log-Normalverteilung
- Weibullverteilung

Weiterhin können abhängige Parameter berücksichtigt werden. Bei der Simulation eines Angriffes einer sauren Lösung muss die elektrische Neutralität der Lösung gesichert sein. Bei Veränderung des  $pH$ -Wertes und damit der Konzentration an  $H^+$  muss für eine entsprechende Veränderung der Konzentration der konjugierten Base gesorgt werden.

Die Eingabe der Verteilungstypen und ihrer Parameter erfolgt über eine graphische Benutzeroberfläche. Anschließend wird die Simulation vom Nutzer gestartet. Zunächst werden entsprechend der eingegebenen Verteilungstypen der Basisvariablen Zufallszahlen erzeugt. Dann werden für jede einzelne Monte-Carlo Simulation Eingangsdatensätze für Transreac erzeugt, Transreac wird ausgeführt und abschließend werden die Ergebnisse abgespeichert. Ist die Anzahl der durchzuführenden Monte-Carlo Simulationen erreicht, erfolgt eine Aufarbeitung der Daten, die dann in Form von ASCII Dateien weiterverarbeitet werden können. Diese Vorgehensweise verdeutlicht Abbildung 3.3.

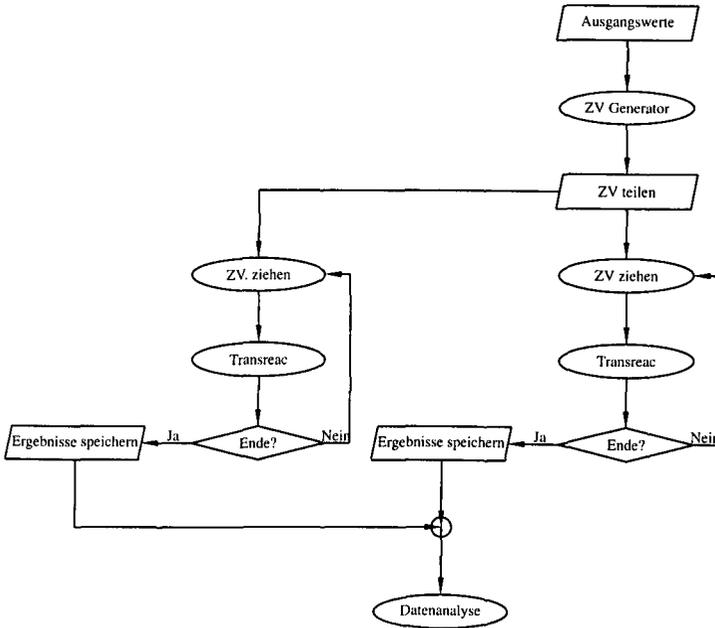


Abb. 3.3.: Erweiterung von Transreac zum probabilistischen Modell. Der Algorithmus erlaubt eine Aufteilung der Berechnung auf mehrere Computer (ZV=Zufallszahlen).

#### 3.2.2. Implementierung der Verteilungstypen

Die Dichtefunktionen von Verteilungen werden durch maximal drei Parameter beschrieben, die die Lage, die Skalierung und die Form der Verteilungsdichte-

funktionen beeinflussen. Die Verteilungsdichtefunktion der Normalverteilung lautet:

$$f(x) = \left( \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \right) e^{-\frac{1}{2} \left( \frac{x-\mu}{\sigma} \right)^2} \quad (3.18)$$

mit

- $\mu$  Mittelwert (Lageparameter)
- $\sigma$  Standardabweichung (Skalierungsparameter)

Extremwertverteilungen wie die Log-Normalverteilung und die Weibullverteilung finden in der Untersuchung von Lebensdauern in der Qualitätssicherung Anwendung. Sie werden vor allem bei Fragestellungen wie Materialermüdungen von Werkstoffen oder bei der Beschreibung von Überlebenszeiten nach extremen Belastungen wie Erdbeben herangezogen. Die Anwendung dieser Verteilungen im Bereich der Dauerhaftigkeit ist vorteilhaft, da es im Gegensatz zur Normalverteilung möglich ist maximale oder minimale Grenzen zu berücksichtigen. Beispielsweise ist eine Beschränkung der Transportparameter auf einen Wert größer Null und einem maximalen Wert physikalisch sinnvoll. Die Verteilungsdichtefunktionen werden durch folgende Gleichungen beschrieben:

Log-Normalverteilung:

$$f(x) = \frac{e^{-\frac{(\ln(\frac{x-\theta}{m}))^2}{2 \cdot \sigma^2}}}{(x-\theta) \cdot \sigma \sqrt{2 \cdot \pi}} \quad \text{für } x \geq \theta \quad (3.19)$$

mit

- $\theta$  Lageparameter
- $m$  Skalierungsparameter
- $\sigma$  Formparameter

Die Weibullverteilung für Kleinstwerte (Weibull min) ist zu kleineren Werten begrenzt und die Weibullverteilung (Weibull max) für Größtwerte ist zu größeren Werten begrenzt.

Weibullverteilung min:

$$f(x) = \frac{\gamma}{\alpha} \cdot \left(\frac{x - \mu}{\alpha}\right)^{\gamma-1} e^{-\left(\frac{x-\mu}{\alpha}\right)^\gamma} \text{ für } x \geq \mu \text{ und } \gamma > 0 \quad (3.20)$$

Weibullverteilung max:

$$f(x) = \frac{\gamma}{\alpha} \cdot \left(\frac{(-x) - \mu}{\alpha}\right)^{\gamma-1} e^{-\left(\frac{(-x)-\mu}{\alpha}\right)^\gamma} \text{ für } x \leq \mu \text{ und } \gamma > 0 \quad (3.21)$$

mit

- $\mu$  Lageparameter
- $\alpha$  Skalierungsparameter
- $\gamma$  Weibullexponent (Formparameter)

Die Gleichverteilung ist die einfachste Verteilung. Sie wird angewendet, wenn nur Informationen über einen Größt- und einen Kleinstwert vorliegen.

$$f(x) = \frac{1}{b - a} \text{ für } a \leq x \leq b \quad (3.22)$$

mit

- $a$  untere Grenze (Lageparameter)
- $b$  obere Grenze ( $(b - a)$  Skalierungsparameter)

#### 3.2.3. Erzeugung der Zufallszahlen

Die Erzeugung der Zufallszahlen beruht auf der „Inverse method“. Diese Methode beruht auf der Erzeugung von gleichverteilten Zufallszahlen und anschließender Transformation dieser Zahlen auf die gewünschte Verteilung. Der in dieser Arbeit genutzte Algorithmus wurde zu Teilen aus der Arbeit [58] entnommen. Der genutzte Zufallszahlengenerator einer Gleichverteilung beruht auf dem Verfahren von Park und Miller [59]. Nach folgender Transformation:

$$z_i = F^{-1}(u_i) \quad (3.23)$$

- $z_i$   $i$ -te Realisation der Verteilung  $F$
- $F^{-1}$  Inverse der Verteilungsfunktion  $F$
- $u_i$   $i$ -te Realisation einer gleichverteilten Größe

erhält man eine  $F$ -verteilte Zufallsgröße (siehe Abbildung 3.4). Die Verfahren und Methoden zur Lösung der Gleichung 3.23 sind in [60] beschrieben.

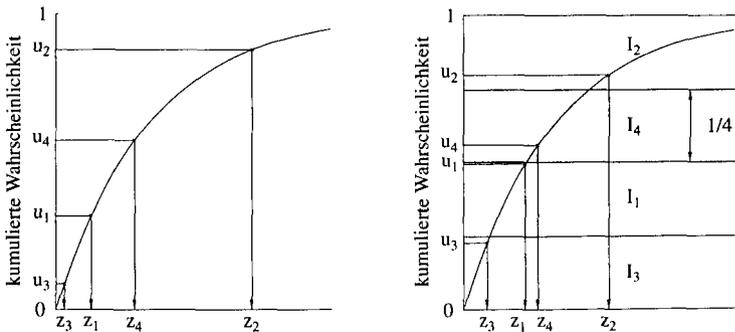


Abb. 3.4.: Schematische Darstellung der Inversen (links) und der Latin Hypercube Sampling Methode (rechts) zur Erzeugung von Zufallszahlen. Dargestellt ist jeweils die Verteilungsfunktion der Standard-Weibull-Verteilung. Die Anzahl der Realisationen beträgt hier 4.

Diese Methode wurde weiterentwickelt, um bei gleicher Anzahl der Realisierungen eine höhere Genauigkeit zu erhalten. Ein weiterentwickeltes varianzreduzierendes Verfahren stellt das „Latin Hypercube Sampling“ (LHS) dar (siehe [61]). Die prinzipielle Vorgehensweise zeigt Abbildung 3.4. Der Wertebereich der Funktionswerte der Verteilungsfunktion liegt definitionsgemäß zwischen  $0 = F(-\infty)$  und  $1 = F(\infty)$ . Dieser Wertebereich wird in  $n$ -gleich große Intervalle aufgeteilt. Die Intervallgröße  $I$  ergibt sich aus der Anzahl der Realisierungen  $n$  nach Gleichung 3.24.

$$I = \frac{1}{n} \tag{3.24}$$

mit

- $I$  Intervallgröße
- $n$  Anzahl der Realisierungen

Anschließend wird zufällig ein Intervall ausgewählt, aus diesem Intervall zufällig eine Zahl gezogen und mit Hilfe der Gleichung 3.23 eine Zufallsvariable entsprechend der gewünschten Verteilung berechnet. Diese Schritte werden wiederholt, bis alle Intervalle genau einmal gezogen wurden.

Bei Anwendung dieses Verfahren wurde bei 50 Realisierungen ein Fehler zwischen gegebenen und simuliertem Mittelwert oder Standardabweichung kleiner 0,01 % ermittelt. Dieses stellt die Mindestanzahl der Realisierungen dar.

Nicht alle Parameter sind voneinander unabhängig. Dies tritt z.B. bei der Konzentration einer angreifenden Lösung auf, da die Lösung elektrisch neutral sein muss. Weiterhin werden experimentell unzugängliche Diffusionskoeffizienten gelöster Ionen abgeschätzt, indem gleiche Verhältnisse der Diffusionskoeffizienten in porösen Festkörpern sowie in Lösung angenommen werden. Berücksichtigt wird dies durch einen einzugebenden Faktor, der sich auf eine Basisvariable bezieht. Nach Gleichung 3.25 wird die abhängige Variable für jede Realisation berechnet.

$$A_i = C \cdot B_i \tag{3.25}$$

mit

- $B_i$   $i$ -te Realisation der Basisvariable
- $C$  Konstante
- $A_i$   $i$ -te Realisation der abhängigen Variable

#### 3.2.4. Bestimmung der nötigen Anzahl der MC-Realisierungen

Die geeignete Anzahl der Realisierungen ist ein Kompromiss zwischen nötiger Genauigkeit und Rechenzeit. Die Mindestanzahl ergibt sich aus dem verwendeten Verfahren zur Erzeugung der Zufallszahlen. Eine genügende Genauigkeit ergab sich bei 50 Realisierungen (siehe Kapitel 3.2.3). Bei einer MC-Methode wird die Einwirkung mehrerer Basisvariablen auf ein System

betrachtet. Aus dem Zusammenwirken dieser Basisvariablen ergibt sich eine größere Anzahl der nötigen Realisierungen.

Es wurden MC-Simulationen mit veränderter Anzahl der Realisierungen durchgeführt. Die Anzahl der Realisierungen variierte von 100 bis 1000. Dazu wurde ein Korrosionsversuch zur Simulation eines treibenden Angriffes einer hochkonzentrierten  $Na_2SO_4$ -Lösung herangezogen, der in Kapitel 5.3 näher beschrieben wird. Abbildung 3.5 zeigt die bezogene Peakintensität von *Ettringit* und die Dehnung einer mit  $Na_2SO_4$  exponierten Probe. Die Peakintensität bezieht sich auf die Peakintensität des *Ettringits* des unkorrodierten Mörtels und wurde mit Hilfe der XRD ermittelt.

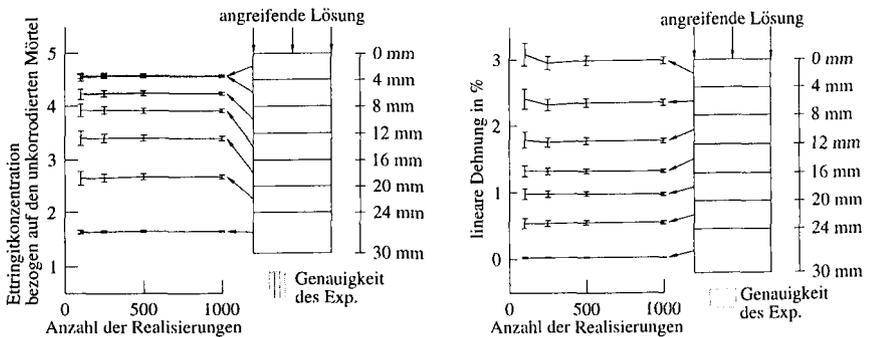


Abb. 3.5.: 95% Konfidenzintervall der bezogenen *Ettringit*konzentration (links) und der linearen Dehnung (rechts) in Abhängigkeit der Anzahl der Realisierungen einer MC-Simulation. Die Röntgenintensität des *Ettringits* wurde auf die Röntgenintensität des *Ettringits* des unkorrodierten Mörtels bezogen. Zur Vereinfachung ist die experimentelle Anordnung kopffüher eingezeichnet.

Ab einem Abstand von 30 mm von der angreifenden Lösung ist kein signifikanter Einfluss der Anzahl der Realisierungen auf den Mittelwert bzw. das 95 % Konfidenzintervall zu erkennen. Die Abbildung 3.5 zeigt deshalb die Abhängigkeit des Mittelwertes und des 95 % Konfidenzintervall der *Ettringit*konzentration von der Anzahl der Realisierungen nur bis zu einem Abstand von 30 mm von der angreifenden Lösung. Das 95 % Konfidenzintervall eines Mittelwertes ist in dieser Abbildung als Fehlerbalken gekennzeichnet. Es ist ersichtlich, dass das Konfidenzintervall mit steigender Anzahl der Realisierungen kleiner wird, während die Mittelwerte keine Abhängigkeiten im Bereich von 250 – 1000 Realisierungen zeigen. In Abbildung 3.5 ist zusätz-

lich ein experimenteller Fehler von 5 % markiert. Dieser Wert bezieht sich auf die Nachweisgrenze bei der qualitativen Röntgenanalyse. Es kann festgestellt werden, dass der experimentelle Fehler größer als der Fehler ist, der durch Reduzierung der Anzahl der Realisierungen auf 250 begründet ist. Neben der Betrachtung des Einflusses auf die Ettringitkonzentration ist in Abbildung 3.5 auch die Abhängigkeit der linearen Dehnung von der Anzahl der Realisierungen aufgezeigt. Auch hier kann festgehalten werden, dass der experimentelle Fehler bei der Bestimmung der linearen Dehnung (aus [6] entnommen) ab einer Reduzierung der Anzahl der Realisierungen von 250 größer ist als das 95 % Konfidenzintervall. Aufgrund der langen Rechenzeit eines Simulationsdurchlaufs von Transreac wird im folgenden die Anzahl der Realisierungen auf 250 festgelegt, da hier ein guter Kompromiss zwischen Rechenzeit und Genauigkeit vorliegt.

#### 3.2.5. Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

Die Monte-Carlo Simulation ist ein stochastisches Experiment, bei dem der Zufallscharakter von Einwirkung und Widerstand durch künstliche Erzeugung von Zufallszahlen simuliert wird. Hierbei sind Zufallszahlen entsprechend der Verteilung von Einwirkung und Widerstand zu erzeugen und die daraus resultierenden Dichtefunktionen des Grenzzustandes zu ermitteln. Bei der Monte-Carlo Methode zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit wird keine direkte Grenzzustandsgleichung benötigt, sondern es wird die Antwort eines Systems auf die Beanspruchung  $n$ -mal deterministisch berechnet. Bei jeder Berechnung wird ein zufälliges System und eine zufällige Beanspruchung gewählt. Es werden dabei  $n$  Systemantworten erhalten, die dem Versagensbereich bzw. dem Sicherheitsbereich zugeordnet werden müssen. Die Versagenswahrscheinlichkeit  $P_f$  ergibt sich dann als Quotient aus der Anzahl der Systemantworten im Versagensbereich und der Gesamtanzahl der Realisationen:

$$P_f = \frac{n_-}{n_{ges}} \quad (3.26)$$

mit

$P_f$	Versagenswahrscheinlichkeit
$n_-$	Anzahl der Systemantworten im Versagensbereich
$n_{ges}$	Gesamtanzahl der Realisierungen

Die noch akzeptierten Versagenswahrscheinlichkeiten liegen im Bereich von  $10^{-2}$  (siehe Kapitel 2.3). Um derartig kleine Versagenswahrscheinlichkeiten zu berechnen sind  $100 \cdot 10^2$  stochastische Experimente durchzuführen [62]. Für die Berechnung des Grenzzustandes wird ein allgemeiner Ansatz aber auch ein rechenzeitintensiver Algorithmus genutzt. Deshalb müssen Methoden zur Reduzierung der nötigen Anzahl der stochastischen Experimente eingesetzt werden. Das sind die varianzreduzierende Methode des Latin Hypercube Sampling und eine in [62] vorgeschlagene Näherung zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit. Diese Methode ist in Abbildung 3.6 illustriert. Das Ergebnis der Monte-Carlo Simulation sind  $n$  Antworten des Systems auf die sich zufällig ändernden Einwirkungen. Durch Einteilung dieser Systemantworten in Klassen wird eine Häufigkeitsverteilung für den Grenzzustand erzeugt. Anschließend wird eine Verteilungsfunktion des Grenzzustandes durch Approximation der Häufigkeitsverteilung an eine bestimmte Verteilungsdichtefunktion z.B. der Weibull-Verteilung erhalten. Die Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich dann aus einer numerisch berechneten oder bekannten kumulativen Dichtefunktion.

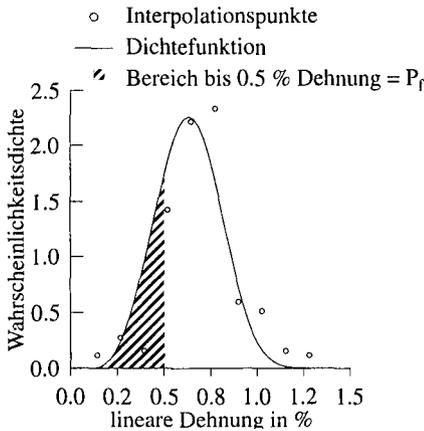


Abb. 3.6.: Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nach einer Methode von Rackwitz [62].

Für die Approximation der Parameter einer Verteilung an die Häufigkeitsverteilung erfolgt im Fall der Weibullverteilung zuvor eine linearisierende Transformation (siehe Gleichungen 3.27 und 3.28), um nach einer linearen Anpassung aus Geradensteigung und Achsenabschnitt gute Schätzwerte für die anschließende nichtlineare Approximation zu erhalten. Bei Normal- und Log-Normal-Verteilung werden die Ausgangswerte durch Schätzung des Mit-

telwertes und der Standardabweichung erhalten.

$$\underbrace{\ln \left[ \ln \left( \frac{1}{1 - F(x)} \right) \right]}_y = \underbrace{\gamma \cdot \ln(x - \mu)}_{m \cdot x} - \underbrace{\gamma \cdot \ln(\alpha)}_{+n} \quad (3.27)$$

$$\underbrace{\ln \left[ \ln \left( \frac{1}{F(x)} \right) \right]}_y = \underbrace{\gamma \cdot \ln(-x - \mu)}_{m \cdot x} - \underbrace{\gamma \cdot \ln(\alpha)}_{+n} \quad (3.28)$$

$F(x)$	Häufigkeit der Häufigkeitsverteilung
$\mu$	Lageparameter
$\alpha$	Skalierungsparameter
$\gamma$	Weibullexponent (Formparameter)
$x$	Merkmalswert der Häufigkeitsverteilung

Die Prüfung, ob die hypothetische Verteilung mit der beobachteten Verteilung verträglich ist, erfolgt mit Hilfe des Kolmogoroff-Smirnov Test und dem  $\chi^2$ -Test, jeweils mit einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 %.

Die lineare Approximation nutzt die Gram-Schmidt-Orthogonalisierung um sich iterativ der Lösung zu nähern. Für die nichtlineare Approximation wurde die Levenberg-Marquardt Methode eingesetzt, die die Summe der Abstandsquadrate von vorgegebenen Werten und berechneten Werten minimiert. Nähere Beschreibungen der Algorithmen sind in [47] zu finden. Alle Rechenschritte zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit werden mit Hilfe des Programms DATAPLOT [63] durchgeführt. Dazu wurde eine Schnittstelle programmiert, so dass die Auswertung automatisch erfolgt.

### 3.2.6. Sensitivitätsanalyse

Neben der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit mit Hilfe der Monte-Carlo Simulation, ist es auch möglich eine Sensitivitätsanalyse durchzuführen. Sie gibt die Möglichkeit, diejenige Materialeigenschaft zu erkennen, die maßgeblich die Antwort eines Systems auf eine Beanspruchung beeinflusst. Das Ergebnis der Sensitivitätsanalyse sind sogenannte Wichtungsfaktoren

$(\varepsilon_i)$  der einzelnen Materialeigenschaften  $x_i$ , die folgendermaßen berechnet werden (siehe [60]):

$$\varepsilon_i = \frac{\frac{\partial G(\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_{i-1}, \bar{x}_i, \dots, \bar{x}_N)}{\partial(x_i)}}{E[G]} \cdot E[x_i] \quad (3.29)$$

mit

$\varepsilon_i$	Wichtungsfaktor der Variable $i$
$E[x_i]$	Erwartungswert der Basisvariablen $i$
$E[G]$	Erwartungswert der Grenzzustandsfunktion
$\frac{\partial G(\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_{i-1}, \bar{x}_i, \dots, \bar{x}_N)}{\partial(x_i)}$	partielle Ableitung der Grenzzustandsfunktion $G$ nach $x_i$ im Punkt $\bar{x}_i$

Im Falle einer Normalverteilung entspricht der Erwartungswert dem Mittelwert.

Nach Normierung ergibt sich:

$$\alpha_{E,i} = \frac{\varepsilon_i}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (\varepsilon_i^2)}} \quad (3.30)$$

normierter Wichtungsfaktor der Variable  $i$

mit

$\alpha_{E,i}$	normierter Wichtungsfaktor der Variable $i$
$\varepsilon_i$	Wichtungsfaktor der Variable $i$
$N$	Anzahl der Basisvariablen

Die partielle Ableitung der Grenzzustandsfunktion wird durch den Differenzenquotienten näherungsweise ersetzt:

$$\frac{\partial G(\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_{i-1}, \bar{x}_i, \dots, \bar{x}_N)}{\partial(x_i)} \approx \frac{G(\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_{i-1}, \bar{x}_i + \Delta x, \bar{x}_{i+1}, \dots, \bar{x}_N) - G(\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_{i-1}, \bar{x}_i, \dots, \bar{x}_N)}{\Delta x} \quad (3.31)$$

Aus Vorstudien ergab sich die Festlegung von  $\Delta x$  auf 10 % des Mittelwertes von  $x_i$ .

Der in Gleichung 3.29 vorgestellte Sensitivitätsfaktor bezieht sich auf die Empfindlichkeit des Systems auf Änderungen des Mittelwertes. Weitere Definitionen für Sensitivitäten haben Bezug zur Standardabweichung und zum Variationskoeffizienten. Betrachtet wird nur die Sensitivität des Variationskoeffizienten, da der Variationskoeffizient einen Zusammenhang zwischen Mittelwert und Standardabweichung angibt und einfach aus einer MC-Simulation nach Gleichung 3.32 ermittelt werden kann (siehe [64]).

$$\varepsilon_{V,i} = \frac{V[G_i]}{V[x_i]} \quad (3.32)$$

mit

$\varepsilon_{V,i}$	Sensitivität des Variationskoeffizienten der Basisvariablen $i$
$V[x_i]$	Variationskoeffizient der Basisvariable $i$
$V[G_i]$	siehe Gleichung 3.33

$$V[G_i] = \frac{\partial V_G(\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_{i-1}, \bar{x}_i, \dots, \bar{x}_N)}{\partial V[x_i]} \quad (3.33)$$

Die partielle Ableitung des Variationskoeffizienten der Grenzzustandsfunktion wird entsprechend Gleichung 3.31 bestimmt.

Die normierte Sensitivität des Variationskoeffizienten wird durch folgende Gleichung bestimmt:

$$\alpha_{V,i} = \frac{\varepsilon_{V,i}}{\sqrt{\sum_{i=1}^N \varepsilon_{V,i}}} \quad (3.34)$$

mit

$\alpha_{V,i}$	normierte Sensitivität des Variationskoeffizienten
$\varepsilon_{V,i}$	Sensitivität des Variationskoeffizienten der Basisvariablen $i$
$N$	Gesamtanzahl der Basisvariablen

Variablen mit großen Wichtungsfaktoren stellen die wichtigen Materialeigenschaften dar, die zur Bemessung herangezogen werden können. Der EC1 [35] gibt Grenzwerte für wichtige (dominante) Bemessungsvariablen und nichtdominante Variablen in Abhängigkeit der Widerstands- und Einwirkseite nach Tabelle 3.3 an.

Tab. 3.3.: Einteilung der Bemessungsvariablen in Abhängigkeit ihrer Sensitivität nach [35].

Seite	dominante Variable	nicht dominante Variable
Widerstand	$> 0,8$	$< 0,32$
Einwirkung	$> 0,7$	$< 0,28$

Definitionsgemäß erhalten die Variablen der Widerstandsseite ein positives und die der Einwirkseite ein negatives Vorzeichen.

### 3.3. Zusammenfassung

Zur Anwendung des Sicherheitskonzeptes auf das Dauerhaftigkeitsproblem lösender und treibender chemischer Angriffe muss ein deterministisches Modell zur Beschreibung des Schädigungsverlaufs und ein probabilistisches Modell zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit entwickelt werden.

Das deterministische Modell Transreac stellt eine Kombination aus einer zeit- und ortsabhängigen Berechnung des thermodynamisch stabilen Phasenbestandes mit einer Feuchte- Wärme- und Stofftransportberechnung dar. Dieses flexible Modell, entwickelt von Schmidt-Döhl [4, 5, 6], wurde anhand zahlreicher Berechnungen lösender und treibender Angriffe auf unterschiedliche Materialien validiert. Neuerungen und die grundlegende Funktionsweise wurden in diesem Kapitel beschrieben.

Zur Erweiterung von Transreac in ein probabilistisches Modell wurde der deterministische Kern von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation eingebunden. Eine Monte-Carlo Simulation stellt ein stochastisches Experiment dar, bei dem der Zufallscharakter von Einwirkung und Widerstand durch künstliche Erzeugung von Zufallszahlen simuliert wird. Die Zufallszahlen werden mittels der varianzreduzierenden Methode des Latin Hypercube Sampling erzeugt. Methoden zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit wurden unter der Prämisse der Reduzierung der Rechenzeit implementiert. Weiterhin werden Berechnungsmethoden zur Ermittlung der Sensitivitäten vorgestellt.

## 4. Erforderliches Datenmaterial

Die Simulation des Korrosionsverhaltens mit Hilfe von Transreac erfordert eine Reihe von Materialkennwerten, die im wesentlichen Transportparameter und Porositätskennwerte umfassen. Im Hinblick auf die zuverlässigkeitsorientierte Modellierung müssen auch statistische Parameter bereitgestellt werden. Diese Materialkenngrößen müssen für Zementstein, Mörtel und Beton mit definierter Rezeptur und Nachbehandlung zur Verfügung stehen. Dazu ist es zweckmäßig, eine gut strukturierte Datenbank zu entwickeln, die eine Extraktion der materialspezifischen Stoffkenngrößen erlaubt. Zunächst wird in diesem Kapitel die Datenbank vorgestellt und anschließend werden Datensätze entwickelt, die zur Berechnung des Korrosionsverhaltens ausgewählter Betone, Mörtel und Zementsteine herangezogen werden. Neben den für die Berechnung der Transporte nötigen Transportparametern und Porositätskennwerten werden erforderliche Daten zur Prognose von chemischen Reaktionen bereitgestellt.

### 4.1. Datenbank zur strukturierten Aufnahme von Materialkenngrößen

Eine Datenbank dient sowohl zur systematischen Aufnahme von Daten als auch zur gezielten Ausgabe von Daten, die bestimmte Kriterien erfüllen. Zur Erstellung einer strukturierten Datenbank wurde das Programm MS Access genutzt. Die Datenbank enthält etwa 9500 Angaben zu Materialkenngrößen von Betonen, Mörtel und Zementsteinen wie:

- Porositätskennwerten
  - Vakuum-Wasseraufnahme
  - kumulatives Porenvolumen
  - Porenradienverteilung
  - maximale freie Wasseraufnahme
  - Trockenrohddichte
- Transportkennwerten

- Diffusionskoeffizient gelöster Teilchen
- Gasdiffusionskoeffizient
- Wasserdampfdiffusionskoeffizient
- Permeabilität für Flüssigkeiten
- Gaspermeabilität
- Flüssigkeitsaufnahmekoeffizient
- Sorptionsisotherme
- mechanische Größen
- wärmetechnische Größen
  - Wärmeleitfähigkeit
  - Koeffizienten zur Feuchteabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit
  - Wärmedehnzahl
  - spezifische Wärmekapazität

Der prozentuale Anteil der Daten der einzelnen Materialkenngrößen ist in der Abbildung 4.1 dargestellt. Der größte Teil der aus über 100 Literaturquellen, meist Dissertationen, entnommenen Werte umfasst Transportparameter wie die Gaspermeabilität, der Wasserdampfdiffusionswiderstand und die kapillare Wasseraufnahme. Eine Vielzahl von Arbeiten thematisiert die Charakterisierung der Porenstruktur durch die Vakuumwasseraufnahme und die Messung der Porenradienverteilung mittels der Quecksilberdruckporosimetrie (MIP).

Zur systematischen Aufnahme der Werte enthält jeder Datensatz Angaben zur Zusammensetzung wie:

- Zementgehalt, -art und -zusammensetzung
- Zuschlaggehalt und -art
- Zusatzstoffgehalt und -art
- Art des Zusatzmittels
- w/z-Wert
- Sieblinie

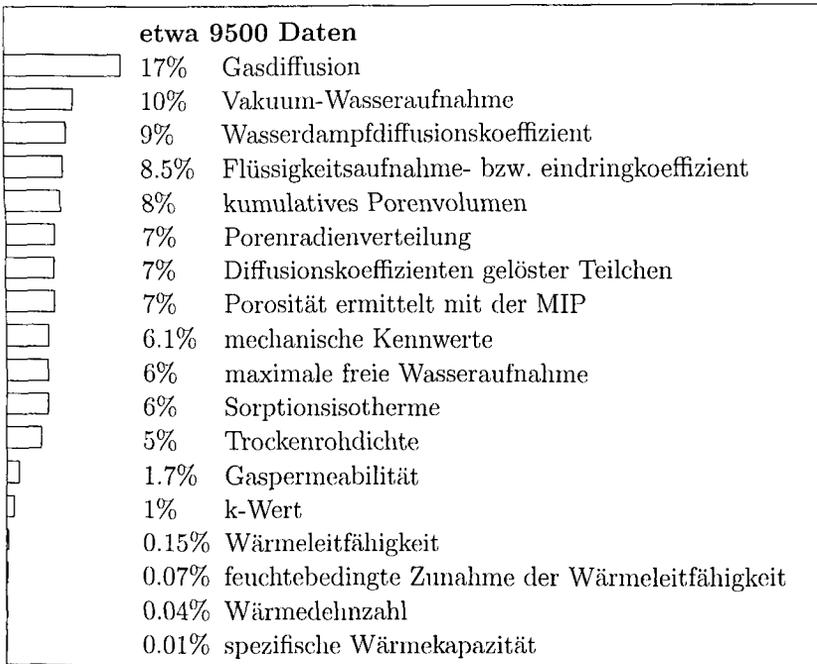


Abb. 4.1.: Umfang der Datenbank

- Luftgehalt.

Zusätzlich enthält die Datenbank Aussagen über

- Konsistenz
- Temperatur bei der Betonierung
- Nachbehandlung und Lagerung.

Die Messmethode übt neben der Zusammensetzung und der Nachbehandlung einen großen Einfluss auf die experimentell bestimmten Werte aus und wurde mit in die Datenbank aufgenommen. Dazu gehört die Messtemperatur, die z.B. einen großen Einfluss auf Diffusionskoeffizienten hat. Weiterhin ist die Porosität von Beton oder Mörtel sehr stark von der Trocknungsgeschichte des Zementsteins abhängig, so dass diese bei einigen Messungen unbedingt mit angegeben werden muss.

Ziel der Extraktion von Daten ist es, materialspezifische Standard-Stoffkenngrößen aufzustellen. Dies gelingt unter Anwendung statistischer Auswertemethoden, die in diesem Kapitel erläutert werden. Im Anschluss erfolgt die Auswertung für die einzelnen technischen und physikalischen Parameter.

## 4.2. Vorgehensweise bei der Ermittlung statistischer Kennwerte

Ziel der Datenanalyse ist die Ermittlung einer geeigneten Verteilung sowie deren statistische Kennwerte. Dazu ist eine Klasseneinteilung nötig, um bei bestimmter Zusammensetzung einen entsprechenden Datensatz zu erhalten. Diese Klasseneinteilung ergibt sich aus den bauphysikalischen Grundlagen sowie aus dem vorhandenen Datenmaterial. Entscheidend für alle dauerhaftigkeitsrelevanten Eigenschaften ist der  $w/z$ -Wert und die Nachbehandlung. Weiterhin muss eine Unterteilung in Zementstein-Mörtel-Beton vorgenommen werden. Die Zugabe von Hüttensand, Flugasche oder Puzzolanen als Zusatzstoff für den Portlandzement bzw. als Zusatzstoff verändert die Hydratation entscheidend und damit werden die Materialeigenschaften modifiziert. Demzufolge ist eine Unterteilung für unterschiedliche Bindemittel vorzunehmen. Eine differenzierte Aufteilung auf Grundlage des Zementgehaltes lässt das vorhandene Datenmaterial nicht zu, da dann zur Ermittlung statistischer Kennwerte nicht genügend Daten vorliegen.

Die Nachbehandlungsstufen werden wie folgt klassifiziert:

- schlechte Nachbehandlung (max. 1 Tag feucht oder unter Wasser)
- gute Nachbehandlung (max. 3 Tage feucht oder unter Wasser)
- sehr gute Nachbehandlung (mind. 4 Tage feucht oder unter Wasser).

Der größte Teil der Autoren befasst sich mit der Untersuchung von Proben mit sehr guter Nachbehandlung. Daraus ergibt sich eine Eingrenzung auf diese Nachbehandlung.

Folgend wird nicht der  $w/z$ -Wert als Klassifizierungsmerkmal genutzt, sondern der Wasserbindemittel-Wert ( $w/b$ ). Dabei werden Zement und Zusatzstoffe (Flugasche und Hüttensand) als gleichwertig angesehen. Dieses entspricht nicht der üblichen Berechnung des  $w/b$ -Wertes, wobei Flugasche als Zusatzstoff nur anteilig als Bindematerial behandelt wird. Diese Überlegungen basieren auf der langsameren Druckfestigkeitsentwicklung von Betonen,

die mit Flugasche hergestellt wurden. Derartige Betone weisen aber eine erhöhte Dichtigkeit und damit oft verbunden eine bessere Dauerhaftigkeit auf. Dieses Verhalten zeigen besonders Materialien nach einer längeren Hydratationsdauer. Der größte Teil der Untersuchungen erfolgte an älteren Proben, so dass es gerechtfertigt scheint, die Zusatzstoffe dem Bindemittel voll zuzurechnen. Zudem wird bei der Verwendung von Hochofenzement oder Puzzolanement der gesamte Anteil an Hüttensand oder Puzzolan auf den  $w/z$ -Wert angerechnet. Diese Regelung resultiert aus dem vom Zementhersteller zu erbringenden Nachweis der 28-Tage-Druckfestigkeit.

Die Einteilung der Untersuchungsergebnisse in Abhängigkeit des  $w/b$ -Wertes zeigt folgende Aufstellung:

- $\leq 0,4$
- $0,4-0,475$
- $0,475-0,525$
- $0,525-0,55$
- $0,55-0,6$
- $0,6-0,65$
- $0,65-0,7$
- $0,7-0,8$
- $>0,8$

Bei der Wahl der Klassenbreite wurde eine möglichst gleiche Besetzungszahl angestrebt und die Klassenmitten entsprechen möglichst den in der DIN 1045 [28] abgestuften  $w/z$ -Werten.

Zusätzlich werden Baustoffe, die ausschließlich mit dem Bindemittel Portlandzement hergestellt wurden, getrennt von denen behandelt, die weitere reaktive Stoffe wie Flugasche, Hüttensand, Puzzolane und/oder Silikastaub enthalten. Diese Klassifikation wird in den folgenden Diagrammen als **PZ** (ausschließlich Portlandzement) und **PZ und weitere** (PZ mit latent hydraulischen und/oder puzzolanischen Stoffen als Zusatzstoff und/oder Zumahlstoff) gekennzeichnet. Das Datenmaterial erlaubt keine weitere Differenzierung hinsichtlich der Art des Zumahlstoffes, der Art des Zusatzstoffes, dem Zementgehalt, der Art der Gesteinskörnung usw..

Nach Einteilung der aus der Literatur erhaltenden Daten erfolgt die Bestimmung der statistischen Kennwerte (Verteilungstyp, Parameter zur Beschreibung der Verteilung, Fraktilwerte). Dabei stehen diverse Verteilungstypen, wie Normalverteilung, Log-Normalverteilung und Weibull-Verteilung zur Verfügung. Vor jeder Anpassung wird zur Ermittlung von Startparametern eine Linearisierung der Verteilungsdichte bzw. der kumulativen Verteilungsfunktion durchgeführt. Als Beispiel zeigt Gleichung 3.27 die Linearisierung der Weibullverteilung für Kleinstwerte. Die Anpassung selbst erfolgt durch das least-square-Verfahren. Danach wird die Güte der Anpassung mittels des  $\chi^2$ -Tests und des Kolmogoroff-Smirnoff-Tests überprüft. Diese Berechnungen werden unter Benutzung des Programms Dataplot [63] durchgeführt. Dieses auf Makros basierende Programm wurde in ein eigenes Programm zur vollautomatischen Auswertung implementiert. Ein Auswertungsbeispiel demonstriert die Abbildung 4.2.

Verteilung WEIBULL(min)  
 $\gamma = 27.07$   
 $\alpha = 2.254$   
 residual standard deviation 0.03  
 K.S. Test: ( $\alpha = 95\%$ )  $0.3 < 0.6$  nimm  $H_0$  an  
 $\chi^2$  Test: ( $\alpha = 95\%$ )  $4.6 < 28.9$  nimm  $H_0$  an  
 $R^2 = 0.96$

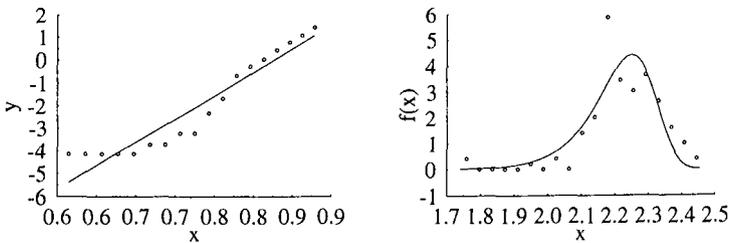


Abb. 4.2.: Ermittlung einer geeigneten Verteilung. Links: Linearisierung der Weibulldichtefunktion nach der Gleichung 3.27. Rechts: Anpassung an die Weibulldichtefunktion.

Es hat sich gezeigt, dass die Daten der Extremwert-Verteilung Weibull für Kleinstwerte (siehe Gleichung 3.20) gut angepasst werden können. Das entspricht der physikalischen Grundlage, dass die Materialkennwerte einen minimalen Wert besitzen. Beispielsweise haben die hier behandelten Materialien

mindestens eine Dichte von  $0 \text{ g/cm}^3$ . Dieses kann mittels der Normalverteilung nicht widerspiegelt werden, da sie keinen begrenzten Definitionsbereich besitzt. Die Weibull-Verteilung wurde für die Auswertungen der Literaturangaben als zweiparametrische Funktion behandelt, da alle Größen einen Wert größer Null aufweisen müssen und damit der Lageparameter  $\mu$  einen Wert von Null besitzt (siehe Gleichung 4.1).

$$f(x) = \frac{\gamma}{\alpha} \cdot \left(\frac{x}{\alpha}\right)^{\gamma-1} e^{-\left(\frac{x}{\alpha}\right)^\gamma} \text{ für } x \geq 0 \text{ und } \gamma > 0 \quad (4.1)$$

mit

- $\alpha$  Skalierungsparameter
- $\gamma$  Weibullexponent (Formparameter)

Angegeben werden neben dem Skalierungsparameter und dem Weibullexponent das 50 %-Quantil und ein mittlerer Interquantilbereich, der sich aus dem 33 %- und dem 66 %-Quantil wie folgt ergibt:

$$IQB = \frac{(x_{0,66} - x_{0,33})}{2} = \frac{F_X^{-1}(0,66) - F_X^{-1}(0,33)}{2} \quad (4.2)$$

mit

- $IQB$  mittlerer Interquantilbereich
- $F_X^{-1}$  Umkehrfunktion von  $F_X$
- $F_X$  Dichtefunktion
- $x_p$  Quantilwert für die Wahrscheinlichkeit  $p$

Die Definition lehnt sich an den in [65] erläuterten Interquartilbereich an. Diese Werte werden zusätzlich aufgenommen, da der Skalierungsparameter und der Weibullexponent keine anschaulichen Größen darstellen. Das 50 %-Quantil entspricht dem Mittelwert und der angesprochene Interquantilbereich etwa der Standardabweichung im Falle einer Normalverteilung. Die Angabe eines gemittelten Interquantilbereiches ergibt sich aus der Schiefe der Weibullverteilung.

### 4.3. Daten zur Porosität

Die Porosität ist eine wichtige Eigenschaft, die die Dauerhaftigkeit eines Baustoffes entscheidend bestimmt. Sie kann durch unterschiedliche Kennwerte charakterisiert werden:

- Trockenrohddichte
- offene Porosität/Vakuunwasseraufnahme
- maximal freie Wasseraufnahme
- die mit der Quecksilberdruckporosimetrie messbare Porosität.

Das Ergebnis einer Quecksilberdruckporosimetrie-Messung (MIP-Messung) ist die Porengrößenverteilung, das kumulative Porenvolumen und die Trockenrohddichte. Die Komplexität der Porengrößenverteilung erlaubt keine einfache statistische Auswertung. Deshalb wird innerhalb der MC-Simulation diese Größe als diskrete Variable behandelt. Die Trockenrohddichte und das kumulative Porenvolumen werden in den entsprechenden Kapiteln behandelt. Ein weiterer charakteristischer Kennwert der Porosität ist die Wasseraufnahme unter Druck. Werte dazu sind in der Datenbank enthalten, werden aber nicht dargestellt, da sie nicht als Eingangsgröße für das Programm Transreac dienen. Das kumulative Porenvolumen und die anderen genannten Größen werden der statistischen Auswertung unterzogen und folgend dargestellt.

#### 4.3.1. Trockenrohddichte

Die Trockenrohddichte geht als ein entscheidender Parameter in die Simulation der Transportvorgänge innerhalb von Transreac ein. Besonderen Einfluss hat sie auf die Aktualisierung der Transportparameter wie den Diffusionskoeffizienten bei einsetzender Korrosion. Insgesamt liegen Daten über Trockenrohddichten von 343 Betonen, 63 Mörteln und 94 Zementsteinen verschiedener Zusammensetzung vor.

Experimentell ist diese Größe über zwei Verfahren zugänglich. Das direkte Verfahren verlangt die Ermittlung des Trockengewichtes und des Volumens. Das Trockengewicht wird nach Trocknung der Proben bei 70-105 °C bestimmt und das Volumen wird i.a. mit Hilfe des Wasserverdrängungsverfahrens festgestellt. Das Trockengewicht bezogen auf das Volumen des Körpers ergibt dann die Trockenrohddichte. Das zweite Verfahren, die Quecksilberdruckporosimetrie, stellt ein indirektes Verfahren zur Bestimmung der Trockenrohddichte

dar. Bei diesem Verfahren wird zunächst die Porosität bestimmt. Sie stellt eine komplementäre Größe zur Trockenrohddichte dar und demzufolge kann aus ihr bei bekannter Probeneinwaage die Trockenrohddichte berechnet werden. Verfahrensbedingt zeigt sich aufgrund einer unvollständigen Füllung der Poren durch Quecksilber eine größere Trockenrohddichte als mit dem direkten Verfahren bestimmte Werte.

Die Trockenrohddichte hängt sowohl von der Gesteinskörnung als auch vom Zementstein ab. Die normale Gesteinskörnung, die bei den betrachteten Materialien verwendet wurde, trägt nicht zur Porosität bei. Der Anteil der Gesteinskörnung kann demzufolge vernachlässigt werden und es wird folgend die Trockenrohddichte des Zementsteins betrachtet. Daneben trägt die Grenzfläche Gesteinskörnung-Zementstein zur Erhöhung der Porosität bei, wobei die Grenzfläche von der Menge, der Kornform und der Sieblinie der Gesteinskörnung abhängig ist. Die nachfolgenden Betrachtungen unterscheiden zwischen Zementstein, Mörtel und Beton sowie dem  $w/b$ -Wert, so dass dieser Einfluss teilweise mit berücksichtigt wird.

Die Variationsbreite der in der Literatur ermittelten Daten zur Trockenrohddichte zeigen die Abbildungen 4.3, 4.4, 4.5. Die ermittelten statistischen Kennwerte für Beton, Mörtel und Zementstein enthalten die Tabellen A.1, A.2, A.3.

Es liegen Daten für Betone vor, die unter Verwendung von Portlandzement, Portlandkompositzement, Portlandpuzzolanzement, Portlandflugaschezement, Hochofenzement und Kompositzement hergestellt wurden. Der  $w/b$ -Wert umfasste dabei einen Bereich von 0,2 bis 0,9. Für diese Materialien geben die Autoren Trockenrohddichten im Bereich von 1,6–2,5 kg/dm<sup>3</sup> an. Der Tabelle A.1 ist zu entnehmen, dass mit zunehmendem  $w/b$ -Wert eine Abnahme der Trockenrohddichte des Zementsteins zu verzeichnen ist. Betone, die neben Portlandzement weitere reaktive Stoffe enthalten, zeigen eine dichtere Struktur. In der Literatur [66] [67] [68] [25] ist eine maximale Standardabweichung von 0,06 kg/dm<sup>3</sup> für die Trockenrohddichte von Betonen angegeben. Bei einem Vergleich zeigt sich eine etwa fünffach so hohe Streubreite der statistisch ermittelten Größen gegenüber der in der Literatur angegebenen Streuung.

Für Mörtel liegt vergleichsweise wenig Datenmaterial vor, so dass eine statistische Auswertung nur für den  $w/b$ -Bereich von 0,475–0,525 und 0,6–0,65 möglich ist. Es wurden von den unterschiedlichen Autoren die Trockenrohddichte von portlandzementgebundenen und hüttensandzementgebundenen Mörtel ermittelt. Dabei wurde ein  $w/b$ -Bereich von 0,3–0,7 gewählt. Die Trockenrohddichten liegen im Bereich von 1,6–2,3 kg/dm<sup>3</sup>. Erwartungsgemäß wird mit zunehmendem  $w/b$ -Wert eine Erniedrigung der Trockenrohddichte des Ze-

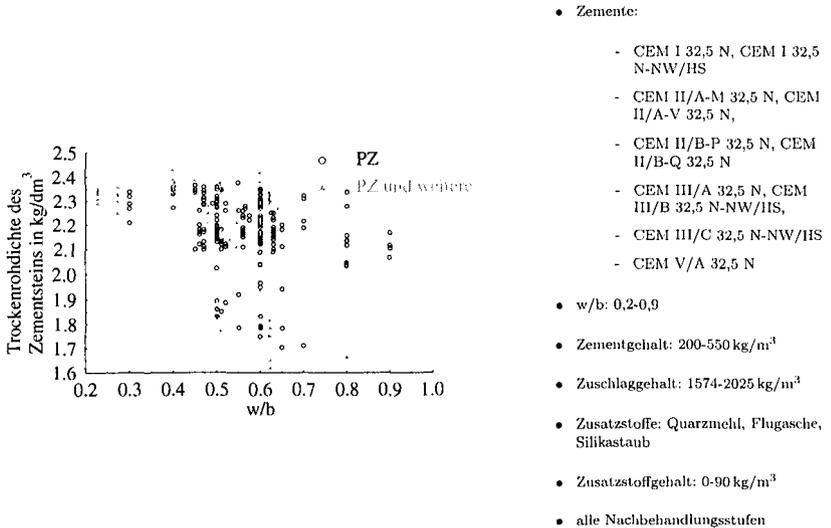


Abb. 4.3.: Trockenrohichte von Beton verschiedener Zusammensetzung. Dargestellt ist nur die Trockenrohichte des Zementsteins. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [69] [66] [70] [71] [72] [73] [74] [67] [75] [76] [68] [77] [78] [25] [46].

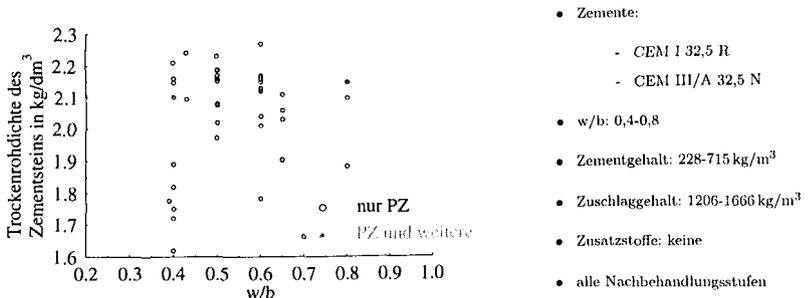


Abb. 4.4.: Trockenrohichte von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Dargestellt ist nur die Trockenrohichte des Zementsteins. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [79] [80] [6] [81] [82] [77] [25] [46].

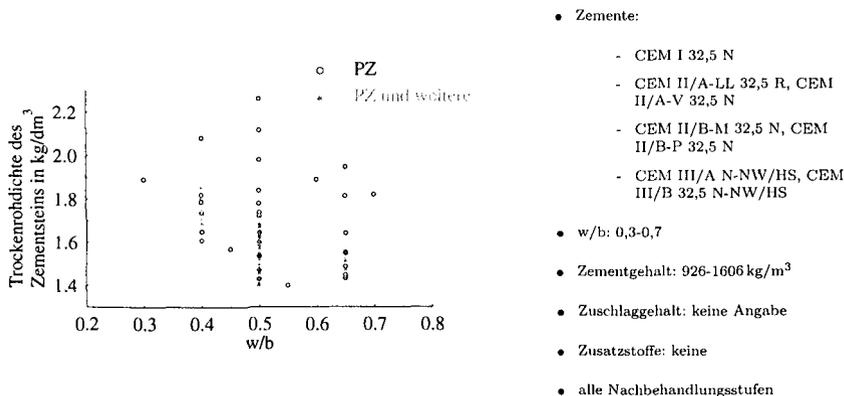


Abb. 4.5.: Trockenrohddichte von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [81] [38] [83] [77] [46].

mentsteins angegeben. Dies spiegeln auch die statistischen Kennwerte wider. Standardabweichungen sind der vorliegenden Literatur nicht zu entnehmen. Der mittlere Interquantilbereich liegt zwischen 0,1-0,3 kg/dm<sup>3</sup>.

Trockenrohddichten für Zementsteine wurden für Materialien untersucht, die aus Portlandzement, Portlandkalksteinzement, Portlandpuzzolanzement, Portlandflugaschezement und Portlandkompositzement hergestellt wurden. Die einzelnen Autoren untersuchten Zementsteine mit  $w/b$ -Werten im Bereich von 0,3-0,7. Für diese Zementsteine wurden Trockenrohddichten von 1,2-2,3 kg/dm<sup>3</sup> ermittelt. Eine statistische Auswertung ist nur im  $w/b$ -Bereich von 0,475-0,525 möglich, da hier genügend Werte vorliegen. Die aufgenommenen Daten für Zementsteine, hergestellt mit ausschließlich Portlandzement, zeigen eine dichtere Struktur. Die maximale Standardabweichung der Trockenrohddichte für Zementstein wird in der Literatur mit 0,02 kg/dm<sup>3</sup> angegeben. Der mittlere Interquantilabstand beträgt 0,1-0,3 kg/dm<sup>3</sup> und ist somit um ein Vielfaches höher als die Angaben einzelner Autoren.

### 4.3.2. Offene Porosität

Die offene Porosität oder die Vakuumwasseraufnahme geht, wie auch die Trockenrohddichte, entscheidend in die Simulation der Dauerhaftigkeit mit Hilfe von Transreac ein. Sie beeinflusst besonders die Aktualisierung der Transportparameter nach dem korrosiven Prozess. Die Ermittlung der offenen Porosität erfolgt durch Wassersättigung der Probe unter Vakuum und anschließende

Trocknung bei 105 °C. Die Abbildungen 4.6, 4.7 und 4.8 zeigen die Variationsbreite der experimentell ermittelten offenen Porosität für Beton, Mörtel und Zementstein. Die berechneten statistischen Kenndaten finden sich in den Tabellen A.4, A.5 und A.6 wieder.

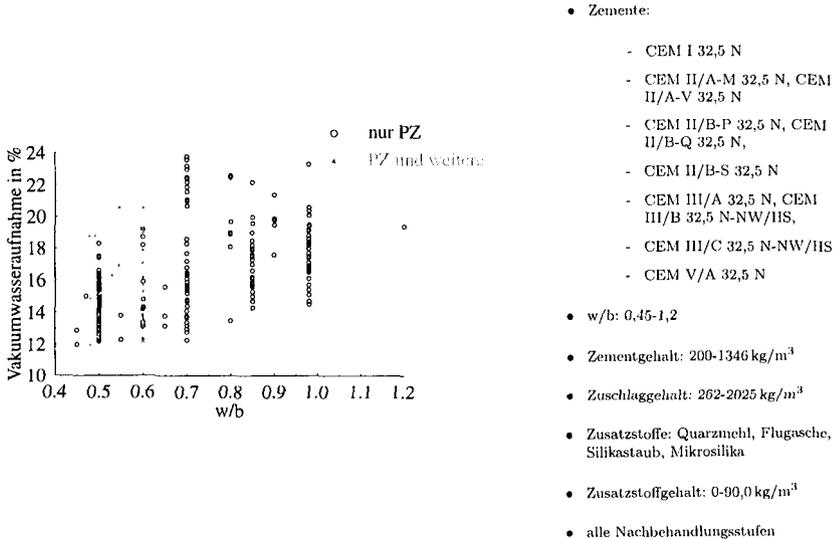


Abb. 4.6.: Vakuumwasseraufnahme von Beton verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [84] [66] [17] [71] [73] [75] [85] [67] [78] [69] [46].

Es konnten Daten zur offenen Porosität für Betone unterschiedlicher Rezepturen zusammengestellt werden (siehe Abbildung 4.6). Bei der Herstellung wurden Portlandzement, Portlandkompositzement, Portlandpuzzolan-zement, Portlandhüttenzement, Portlandflugaschezement, Hochofenzement und Kompositzement verwendet. Dabei wurden die  $w/b$ -Werte von 0,45 bis 1,0 variiert. Für derartig zusammengesetzte Betone wurden offene Porositäten im Bereich von 12–24 Vol.% ermittelt. In der Literatur werden dazu Streuungen von 0,2–2,13 Vol.% angegeben. Alle Autoren stellen eine Zunahme der offenen Porosität mit zunehmenden  $w/b$ -Wert fest. Diesen Trend gibt die Zunahme des 50 %-Fraktils bei Erhöhung des  $w/b$ -Wertes wider. Die von mehreren Autoren ermittelten Werte weisen sehr große Spannweiten auf, was den hohen mittleren Interquantilbereich erklärt. Bei einem Vergleich aller Werte ist kein signifikanter Unterschied zwischen Betonen mit unterschiedlichen Bindemitteln ersichtlich.

Die Abbildung 4.7 zeigt eine Zusammenstellung der Vakuumwasseraufnah-

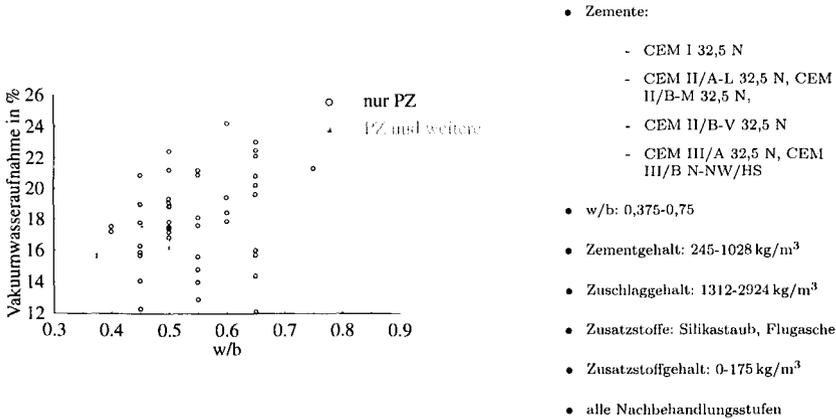


Abb. 4.7.: Vakuumpwasseraufnahme von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [44] [79] [86] [87] [75] [6] [81] [46].

me für Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Neben Portlandzement wurden Portlandkalksteinzement, Portlandkompositzement, Portlandflugaschezement und Hochofenzement für die Herstellung der Probekörper verwendet. Dabei wurden die Mörtel mit einem  $w/b$ -Wert von 0,25–0,75 hergestellt. Diese Mörtel weisen eine Vakuumpwasseraufnahme im Bereich von 12–26 Vol.% auf. Die dazu in der Literatur angegebenen Streuungen betragen 0,1–0,7 Vol.%. Vergleichsweise liegen wenig Daten zur Vakuumpwasseraufnahme von Mörteln vor, so dass die statistische Auswertung nur weniger Klassen gezeigt werden kann. Auch für Mörtel wird mit zunehmendem  $w/b$ -Wert eine steigende Vakuumpwasseraufnahme verzeichnet. Dies zeigen auch die ermittelten 50%-Fraktile. Die von mehreren Autoren ermittelten Vakuumpwasseraufnahmen für ähnlich zusammengesetzte und behandelte Mörtel streuen sehr stark. Dieses gibt der große mittlere Interquantilbereich wider.

Zur Untersuchung der Vakuumpwasseraufnahme von Zementsteinen wurden unterschiedliche Rezepturen mit Portlandzement, Portlandkompositzement, Portlandkalksteinzement, Portlandflugaschezement, Portlandpuzzolanzement und Hochofenzement gewählt. Dabei besaßen die Zementsteine  $w/b$ -Werte von 0,3-1,0. Die experimentell ermittelten Werte für Zementsteine liegen im Bereich von 13-60 Vol.%, wobei den einzelnen Arbeiten keine Streuungen zu entnehmen sind. Erwartungsgemäß ist eine Zunahme des 50%-Quantils mit zunehmendem  $w/b$ -Wert festzustellen. Die Variation der Werte für ähnlich zusammengesetzte Zementsteine aus unterschiedlichen Arbeiten schlägt sich

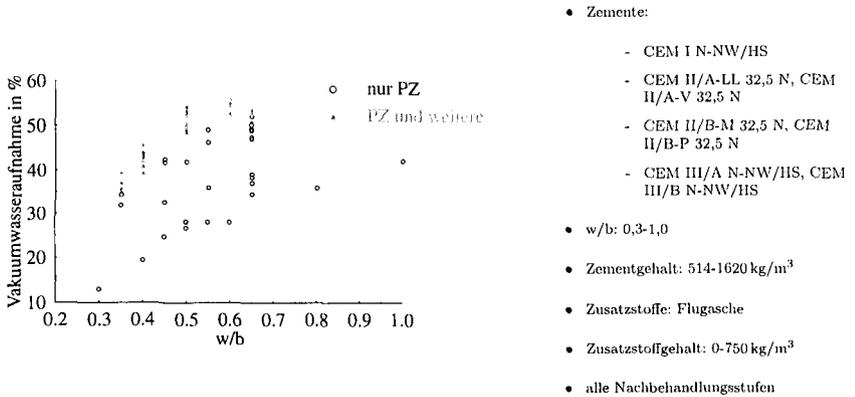


Abb. 4.8.: Vakuumwasseraufnahme von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [83] [75] [81] [38] [87] [88] [89] [46].

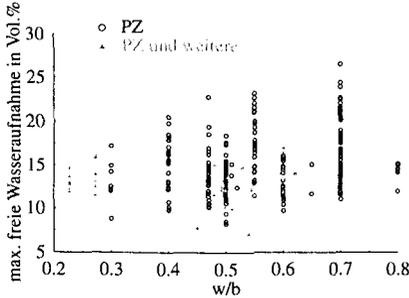
in einem großen mittleren Interquantilbereich nieder. Bei mit weiteren reaktiven Stoffen als Portlandzementklinker hergestellten Zementsteinen werden von den Autoren erhöhte Werte der Vakuumwasseraufnahme angegeben.

### 4.3.3. Maximale freie Wasseraufnahme

Die maximale freie Wasseraufnahme kann durch ein einfaches Experiment ermittelt werden. Sie erfasst sowohl die Kapillarporosität als auch Teile der Gelporosität. Die Proben werden ohne äußeren Druck unter Wasser gesättigt. Das dann bei 105 °C ausgetriebene Wasservolumen stellt das Porenwasser in den Kapillarporen dar. Erfasst wird dabei auch Wasser, welches physikalisch in den Gelporen gebunden ist und damit der Gelporosität zuzuordnen ist. Das auf das Volumen der Probe bezogene ausgetriebene Wasservolumen wird als maximale freie Wasseraufnahme bezeichnet. Die Bestimmung dieses Volumens erfolgt durch Ausmessung oder auf Grundlage des Archimedisches Prinzips.

Die maximale freie Wasseraufnahme wird zur Beschreibung der Sorptionsisotherme nach dem Modell von Künzel [7] benötigt. Weiterhin nutzt Transreac diese Größe zur Aktualisierung der Transportparameter nach dem korrosiven Prozess.

Die Autoren untersuchten Betone, die Portlandzement, Portlandpuzzolanzement, Portlandpuzzolanzement, Portlandhüttenzement, Portlandflugaschezement, Hochofenzement und Kompositzement enthielten. Sie veröffentlich-



- Zementart
  - CEM I 32,5 N, CEM I 32,5 N-NW/HS
  - CEM I 32,5 R, CEM I 32,5 R-HS
  - CEM I 42,5 N, CEM I 42,5 N-HS
  - CEM I 42,5 R, CEM I 42,5 R-HS
  - CEM II/A-V 32,5 R, CEM II/B-P 32,5 R
  - CEM II/B-Q 32,5 N, CEM II/B-S 32,5 R
  - CEM III/A 32,5 N, CEM III/A 42,5 N
  - CEM III/B 32,5 N-NW/HS, CEM III/C 32,5 N-NW/HS
  - CEM V/A 32,5 R
- w/b: 0,227-0,8
- Zementgehalt: 200-736 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1126-7220 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffe: Flugasche, Quarzmehl, Silikastaub
- Zusatzstoffgehalt: 0-90 kg/m<sup>3</sup>
- alle Nachbehandlungsstufen

Abb. 4.9.: Die maximale freie Wasseraufnahme von Beton verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [84] [90] [73] [91] [85] [92] [17] [67] [66] [69] [78] [93] [25].

ten Daten für den  $w/b$ -Bereich von 0,3–0,8. Einen Überblick der Messergebnisse zeigt die Abbildung 4.9. Festzuhalten ist, dass Werte zwischen 7 und 26 Vol.% ermittelt wurden, wobei mit zunehmendem  $w/b$ -Wert eine Zunahme der maximalen freien Wasseraufnahme zu verzeichnen ist. Diesen Trend spiegeln die Werte der 50%-Fraktile wider (siehe Tabelle A.7). Die Daten für den  $w/b$ -Bereich von 0,6–0,65 und 0,475–0,525 weisen zu niedrige Werte auf. Große Streuungen sind bei einem Vergleich der Werte, die von verschiedenen Autoren gemessen wurden, zu verzeichnen. Ausgedrückt wird dieser Bestand durch große gemittelte Interquantilabstände. Für Betone, die neben Portlandzement weitere reaktive Stoffe enthalten, wurden niedrigere Wasseraufnahmen ermittelt.

Im Vergleich zu Betonen erweist sich das vorhandene Datenmaterial für Mörtel und Zementsteine als zu gering, um eine statistische Auswertung vorzunehmen. Die aufgenommenen Daten für Mörtel umfassen einen  $w/b$ -Wert von 0,25-0,7. Es wurden Portland- und Hüttensandzemente für die Herstellung verwendet. Ermittelte freie Wasseraufnahmen dieser Mörtel zeigt die

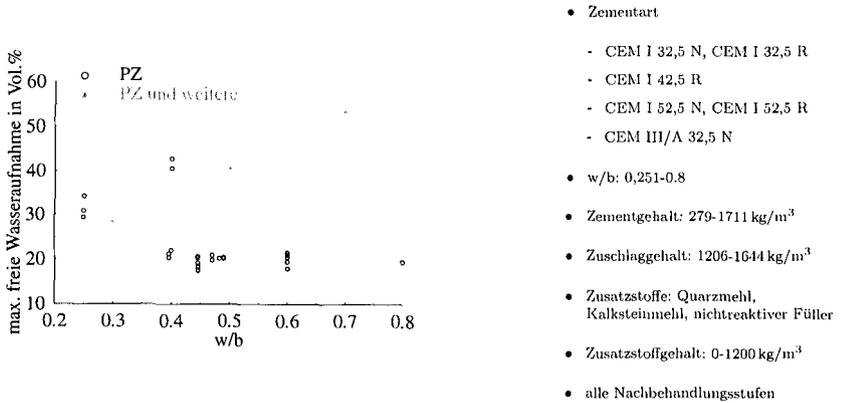


Abb. 4.10.: Maximale freie Wasseraufnahme von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [79] [80] [6] [92] [94] [95] .

Abbildung 4.10. Prinzipiell ist ein Zunahme der freien Wasseraufnahme mit Erhöhung des  $w/b$ -Wertes zu erwarten. Dies zeigen die Ergebnisse einzelner Autoren. Bei einem Vergleich der Messergebnisse mehrerer Arbeiten ergibt sich ein sehr breites Streuungsband.

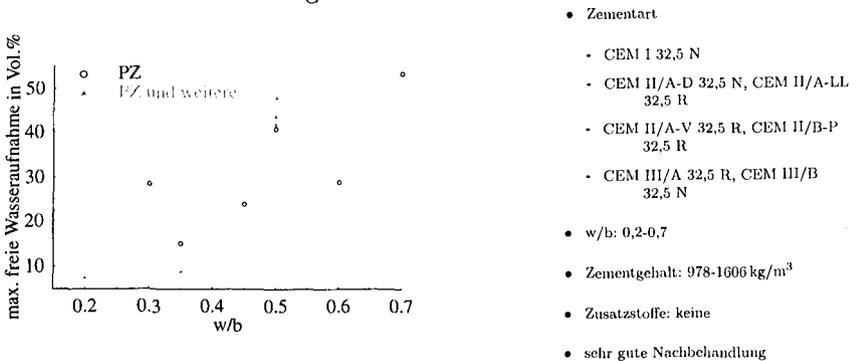


Abb. 4.11.: Die maximale freie Wasseraufnahme von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [92] [38].

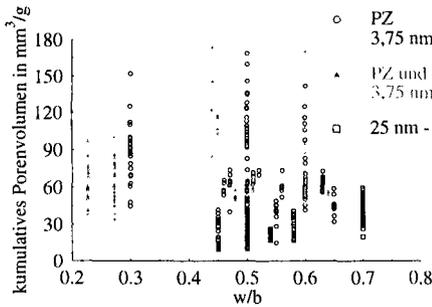
Daten für Zementstein liegen für portlandzement-, portlandsilicastaubzement-, portlandkalksteinzement-, portlandpuzzolanzeiment-, portlandflugaschezement- und hochofenzementgebundene Materialien vor. Die hergestellten Zementsteine wiesen einen  $w/b$ -Bereich von 0,2-0,7 auf. Für derartig zusam-

mengesetzte Proben wurde eine maximale freie Wasseraufnahme von 7,6 bis 53,6 Vol.% ermittelt. Dargestellt sind die Werte in der Abbildung 4.11. Aus ihr ist die Zunahme der Porosität mit zunehmendem  $w/b$ -Wert ersichtlich.

#### 4.3.4. Kumulatives Porenvolumen

Die Quecksilberdruckporosimetrie dient der Ermittlung des Porenvolumens und -häufigkeit. Das unter Druck in die Poren gelangte Quecksilber gibt Aufschluss über Teile der Gel- sowie der Kapillarporosität. Einen großen Einfluss auf das experimentelle Ergebnis hat das Trocknungsverfahren. Zunächst ist die vollständige Entfernung des Wassers aus dem Porenraum nötig. Bei dieser Prozedur darf jedoch der Porenraum, z.B. durch Zerstörung der Hydratphasen, nicht verändert werden. Die üblichen Trocknungsverfahren wie Ofentrocknung, Vakuumtrocknung und D-Drying stellen einen Kompromiss der genannten Anforderungen dar. Zudem wird oft bei der Untersuchung von Beton oder Mörtel der Zementstein separiert und das Porenvolumen im nachhinein auf den Beton oder Mörtel bezogen. Diese Vorgehensweise ist nötig, da insbesondere bei Messungen an Beton aufgrund des Größtkorns und der verfahrensbedingt kleinen Probenmenge nicht für eine repräsentative Probenname gesorgt werden kann. Zur Simulation wird im Programm Transreac das kumulative Porenvolumen zur Aktualisierung der Transportparameter nach dem korrosiven Prozess genutzt. Dieser Wert geht entscheidend in die Berechnungsergebnisse ein. Erwartungsgemäß stellten alle Autoren ein zunehmendes kumulatives Porenvolumen mit steigendem  $w/b$ -Wert fest. Bei einem Vergleich der Ergebnisse aus Arbeiten mehrerer Autoren ergeben sich sehr große Variationsbreiten. Dieses kann durch unterschiedliche Trockenverfahren oder durch nicht repräsentative Probennahmen begründet sein.

Die vorliegenden Arbeiten beschäftigen sich mit Betonen, die mit Portlandzement, Portlandflugaschezement, Portlandpuzzolanzement und Hochofenzement hergestellt wurden, wobei  $w/b$ -Werte von 0,25-0,7 gewählt wurden. Je nach Zusammensetzung, Probenvorbereitung und Auswertemethode wird für Beton ein kumulatives Porenvolumen von 10-174 mm<sup>3</sup>/g angegeben (siehe Abbildung 4.12). Die Messwerte für Betone unterliegen besonders großen Schwankungen, da aufgrund der geringen Probenmengen kein repräsentatives Volumen vermessen werden kann. Weiterhin beziehen sich die Angaben auf unterschiedliche Porenradienbereiche. So thematisiert Bunte et al. [85] das für die Diffusion mögliche Porenvolumen. Demzufolge wurden nur Daten für einen Porenradienbereich von 25 nm-7,5 µm, anstatt wie üblich von 3,75 nm-7,5 µm angegeben. Folglich steht je nach Zusammensetzung und La-



- Zementarten
  - CEM I 32,5 R, CEM I 32,5 N-NW/HS
  - CEM I 42,5 R, CEM I 42,5 R-HS
  - CEM II/A-V 32,5 R
  - CEM II/B-P 32,5 R, CEM II/B-Q 32,5 N
  - CEM III/A 32,5 N, CEM III/C 32,5 N-NW/HS
  - CEM V/A 32,5 R
- w/b : 0,233-0,7
- Zementgehalt: 240-550 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1590-2025 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffe: Silikastaub und Flugasche
- Zusatzstoffgehalt: 0-90 kg/m<sup>3</sup>
- alle Nachbehandlungsstufen

Abb. 4.12.: Kumulatives Porenvolumen von Beton verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [83] [72] [73] [75] [85] [96] [67] [69].

gerungsbedingung für die Diffusion nur 70–90% des gesamten kumulativen Porenvolumens zur Verfügung. Diese Daten sind in Abbildung 4.12 gesondert gekennzeichnet und werden für die statistische Auswertung vernachlässigt. Streuungen werden in den betrachteten Arbeiten nicht genannt. Die statistische Auswertung ergibt aufgrund der großen Abweichungen der Ergebnisse von einzelnen Autoren sehr große mittlere Interquantilabstände. Zudem zeigen die 50%-Quantile nicht den erwartete Trend der Zunahme des kumulativen Porenvolumens mit zunehmendem  $w/b$ -Wert. Die Ergebnisse der statistischen Auswertung enthält Tabelle A.10.

Für Mörtel wurden Werte im Bereich von 10–85 mm<sup>3</sup>/g ermittelt. Hier konnten Daten für portlandzementgebundene Mörtel zusammengestellt werden, die einen  $w/b$ -Wert von 0,37–0,65 aufweisen. Die Standardabweichung wird in der Literatur mit 1-2 mm<sup>3</sup>/g angegeben. Bei einem Vergleich der Werte, die von verschiedenen Autoren stammen, sind ebenfalls erhebliche Schwankungsbreiten festzustellen (siehe Abbildung 4.13). Dies spiegeln die großen mittleren Interquantilabstände wieder. Die erwartete Zunahme des kumulativen Porenvolumens mit zunehmenden  $w/b$ -Wert zeigen auch die 50%-Fraktile, die in der Tabelle A.11 aufgelistet sind. Jedoch fällt dieser Trend aufgrund der großen Streuungen nicht deutlich aus.

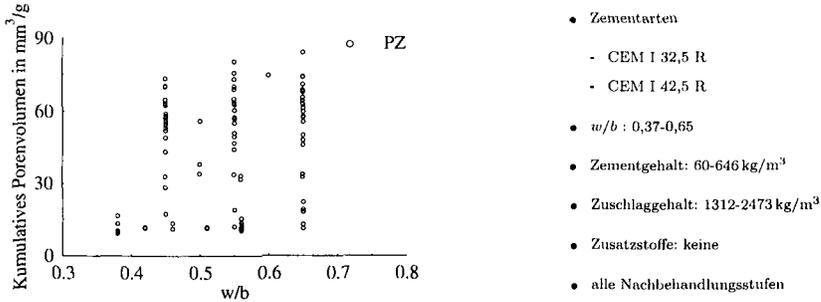


Abb. 4.13.: Kumulatives Porenvolumen von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [6] [81] [75].

Für Zementsteine, hergestellt aus Portlandzement, Portlandkalksteinzement, Portlandflugaschezement, Portlandpuzzolanzement, Portlandkompositzement sowie Hochofenzement, ist der größte Schwankungsbereich von 30-370 mm<sup>3</sup>/g zu verzeichnen. Die aufgenommenen Daten sind in der Abbildung 4.14 dargestellt. Die Arbeiten der genannten Autoren enthalten keine Angaben über Messstreuungen. Zementsteine zeigen tendenziell eine höhere Porosität, wenn diese mit Zementen hergestellt werden, die neben Portlandzementklinker weitere Hauptbestandteile wie Hüttensand, Flugasche, Puzzolane und Kalkstein enthalten. In Abbildung 4.14 sind derartige Zementsteine getrennt ausgewiesen. Die höhere Porosität ergibt sich aus der erhöhten Gelporosität, die mittels der Quecksilberdruckporosimetrie noch berücksichtigt wird. Die Informationen, die aus der statistischen Auswertung gewonnen wurden, enthält Tabelle A.12. Dabei ist festzustellen, dass der erwartete Trend der Zunahme des Porenvolumens mit zunehmendem  $w/b$ -Wert durch die 50 %-Fraktile ausgedrückt wird. Der mittlere Interquantilabstand nimmt auch für Zementsteine große Werte an, was durch die große Bandbreiten des experimentell bestimmten kumulativen Porenvolumens einzelner Autoren begründet ist.

#### 4.4. Transportkenngrößen

Prinzipiell sind Transportkenngrößen von der Porenstruktur ableitbar. Doch die Entwicklung derartiger Modelle steht noch im Fokus aktueller Forschungsaktivitäten. Demzufolge wird auf experimentell ermittelte Daten zurückgegriffen. In den nächsten Abschnitten werden

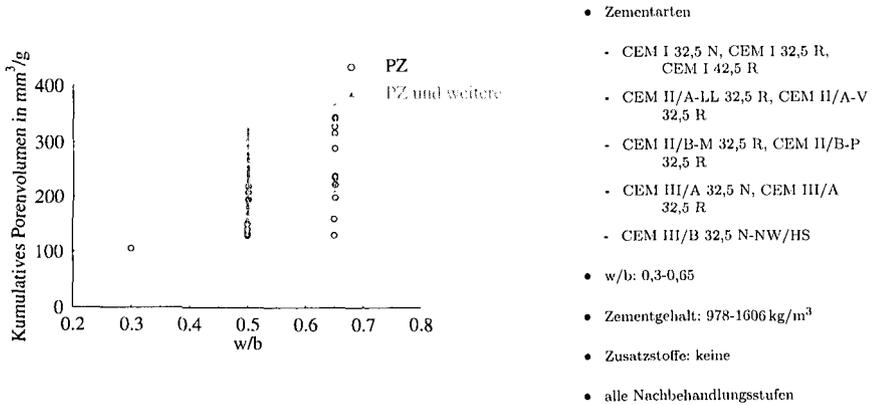


Abb. 4.14.: Kumulatives Porenvolumen von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [83] [81] [75] [38].

- die Diffusion gelöster Teilchen
- die Gasdiffusion
- der Wasserdampftransport
- die Permeation von Wasser und Gasen
- und die kapillare Wasseraufnahme

behandelt.

#### 4.4.1. Diffusion gelöster Teilchen

Bei der Messung von Diffusionskoeffizienten gelöster Ionen kommen die Autoren zu sehr unterschiedlichen Ergebnissen, siehe Bilder 4.15, 4.16, 4.17. Dies hängt zum einen von der Messmethode und zum anderen von den Wechselwirkungen des entsprechenden Ions mit der Matrix ab.

Messmethoden zur Diffusion gelöster Teilchen beruhen auf stationären und instationären Experimenten. Dabei werden Proben einem Konzentrationsgefälle ausgesetzt und der Diffusionskoeffizient bestimmt. Im Falle des stationären Experimentes wird dieser unter Ausnutzung des 1. Fick'schen Gesetzes (Diffusionszellenmethode) und im Falle des instationären Diffusionsstroms unter Ausnutzung des 2. Fick'schen Gesetzes (Immersionmethode) berechnet. Die Diffusionszellenmethode hat den Nachteil, dass die Zeitspanne bis

zur Einstellung des stationären Gleichgewichtes groß sein kann. Innerhalb dieser Zeit kann es zu Veränderungen der Zementsteinmatrix kommen wie z.B. Karbonatisierung und fortschreitende Hydratation, was eine Veränderung des Diffusionskoeffizienten nach sich zieht [97]. Aufgrund dessen wurden beschleunigte Tests wie der Migrationstest entwickelt, bei dem das Konzentrationsprofil mit einer elektrischen Spannung überlagert wird. Die Diffusion wird dabei durch eine zusätzliche äußere Kraft angetrieben, was durch Anwendung der Nernst-Einstein Gleichung berücksichtigt wird. Die Migrationsmethode wird als stationäres und als nichtstationäres Experiment durchgeführt. In [23] ist ein Ringversuch beschrieben, der die Vergleichbarkeit und Reproduzierbarkeit unterschiedlicher Methoden im Hinblick auf den Diffusionskoeffizienten von  $Cl^-$  testet. Es hat sich herausgestellt, dass der Immersionstest und der nichtstationäre Migrationstest vergleichbare Ergebnisse mit hoher Reproduzierbarkeit liefert. Dagegen sind die Ergebnisse aus dem stationären Migrationstest schlecht reproduzierbar. Der größte Teil der Daten stammt aus Messungen mit der Diffusionszellenmethode. Die Ergebnisse, die von einzelnen Autoren ermittelt wurden, weisen sehr große Unterschiede auf (siehe Bilder 4.15, 4.16, 4.17). Festzustellen ist, dass Messwerte, die vom Immersionstest stammen, i.a. zu hoch sind. Daraufhin wurden diese Daten innerhalb der statistischen Analyse ausgeschlossen trotz der berichteten Erfahrungen aus [23].

Bei starken Wechselwirkungen gelöster Ionen mit der Zementsteinmatrix, wie die Einbindung von Chloridionen in feste Phasen wie dem Friedel'sches Salz, treten systematische Fehler bei der Bestimmung des Diffusionskoeffizienten von Chlorid auf, da der gebundene Anteil von Chlorid entweder abgeschätzt werden muss oder vernachlässigt wird. Weiterhin treten Probleme auf, falls das entsprechende Ion das Porensystem der Zementsteinmatrix verändert. Ein Beispiel dafür ist das Sulfation, welches ab bestimmten Konzentrationen zu Treiberscheinungen führt. Um diese Probleme zu umgehen, bestimmte Schmidt-Döhl [6] die Diffusionskoeffizienten von  $Na^+$  und  $K^+$ , da diese nur gering mit der Zementsteinmatrix wechselwirken. Die Diffusionskoeffizienten weiterer Ionen werden unter der Annahme, dass das Verhältnis zweier Diffusionskoeffizienten in wässriger Lösung und in der Porenlösung gleich ist, geschätzt.

Aufgrund dessen sollte sich die Datenaufnahme auf Diffusionskoeffizienten von  $Na^+$  und  $K^+$  konzentrieren. In den letzten Jahren stand jedoch der Diffusionskoeffizient von  $Cl^-$  aufgrund der Korrosion der Bewehrung bei Streusalzbelastung im Mittelpunkt der Forschung, so dass ggf. auf diese Daten zurückgegriffen werden muss. Alle Diffusionskoeffizienten beziehen sich auf

eine Temperatur von 25 °C. Ggf. ist dafür folgende Umrechnung nötig:

$$D = A \cdot e^{\frac{-E_A}{RT}} \quad (4.3)$$

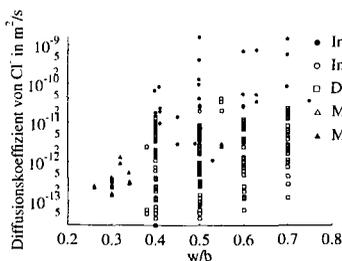
mit

$D$	Diffusionskoeffizient gelöster Ionen in $\text{m}^2/\text{s}$
$A$	Konstante in $\text{m}^2/\text{s}$
$E_A$	Aktivierungsenergie in $\text{J/mol}$
$T$	Temperatur in $\text{K}$
$R$	Gaskonstante ( $8,314 \text{ J/mol/K}$ )

Die Aktivierungsenergie  $E_A$  wurde für Anionen mit  $45,3 \text{ kJ/mol}$  und für Kationen mit  $56,0 \text{ kJ/mol}$  angenommen (siehe [91]). Die Konstante  $A$  wird durch Einsetzen der Messtemperatur und des bei dieser Temperatur bestimmten Diffusionskoeffizienten bestimmt.

#### 4.4.1.1. Diffusionskoeffizient für Chlorid

Es konnten Daten zu Diffusionskoeffizienten von Chlorid für Betone, die Portlandzement, Portlandsilicastaubzement, Portlandpuzzolanzement, Portlandhüttenzement, Portlandschieferzement, Portlandflugaschezement, Hochofenzement, Puzzolanzement und Kompositzement enthielten, zusammengestellt werden. Diese Betone wurden mit  $w/b$ -Werten von  $0,25$ – $0,75$  hergestellt. Die experimentellen Untersuchungen des Diffusionskoeffizienten sind mit sehr großen Streuungen behaftet. Für Diffusionskoeffizienten wird in der Literatur ein Bereich von  $10^{-14}$  –  $10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$  angegeben (siehe Abbildung 4.15). Es wurden Abhängigkeiten vom  $w/b$ -Wert, der Zusammensetzung und der Nachbehandlung nachgewiesen. Eine Abhängigkeit für das  $w/b$ -Verhältnis zeigt auch die statistische Analyse, deren Ergebnisse in der Tabelle A.13 aufgelistet sind. Mit zunehmendem  $w/b$ -Wert ist eine Zunahme des 50 %-Fraktils zu verzeichnen. Weiterhin reduziert sich der Diffusionskoeffizient bei Betonen, die mit Portlandzement und weiteren reaktiven Stoffen hergestellt wurden. Die von einzelnen Autoren ermittelten Standardabweichungen betragen  $10^{-13}$  –  $10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ . Die für Beton berechneten mittleren Interquantilabstände nehmen aufgrund der zwischen den experimentellen Ergebnissen einzelner Autoren auftretenden Abweichungen große Werte an.



- Zemente:
  - CEM I 32,5 N
  - CEM II/A-D, CEM II/A-P, CEM II/A-S, CEM II/A-T, CEM II/A-V
  - CEM II/B-P, CEM II/B-S, CEM II/B-T, CEM II/B-V, CEM II/B-W
  - CEM III/A 32,5 N, CEM III/B N-NW/HS
  - CEM IV/B 32,5 N
  - CEM V/A 32,5 N, CEM V/B 32,5 N
- w/b: 0,3-0,7
- Zusatzstoffe: Quarzmehl, Flugasche, Silikastaub, (Hüttensand)
- Zusatzstoffgehalt: 0,0-275 kg/m³
- alle Nachbehandlungsstufen

Abb. 4.15.: Diffusionskoeffizient von  $Cl^-$  für Beton verschiedener Zusammensetzung in Abhängigkeit von der Messmethode. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [14] [15] [16] [17] [18] [19] [20] [21] [22] [23] [24] [25].

Es werden Mörtel, die aus Portlandzement, Portlandhüttenzement, Portlandflugaschezement, Hochofenzement oder Kompositzement zusammengesetzt sind und einen  $w/b$ -Wert von 0,4–0,8 aufweisen, berücksichtigt (siehe auch Abbildung 4.16). Für diese Mörtelzusammensetzungen wurden Diffusionskoeffizienten im Bereich von  $2 \cdot 10^{-12}$ – $5 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$  ermittelt. Dazu werden in der Literatur Standardabweichungen von  $10^{-14}$ – $10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$  angegeben. Die statistische Analyse ist aufgrund des vorhandenen Datenmaterials nur für wenige  $w/b$ -Bereiche durchführbar. Die Ergebnisse sind in der Tabelle A.14 dargestellt. Tendenziell ist eine Zunahme des 50 %-Fraktils bei Mörtel, die nur mit Portlandzement als Bindemittel hergestellt wurden gegenüber Mörtel die neben Portlandzement weitere reaktive Stoffe enthalten, festzuhalten. Die großen Streubreiten der Daten einzelner Autoren sind aus den mittleren Interquantilabständen abzulesen.

Zementsteine, die mit Portlandzement, Portlandsilicastaubzement, Portlandhüttenzement, Portlandflugaschezement und Hochofenzement hergestellt wurden, umfassen das vorliegende Datenmaterial. Dabei sind Materialien berücksichtigt, die einen  $w/b$ -Wertbereich von 0,35–0,7 aufweisen. Die ermittelten Ergebnisse einzelner Autoren sind in der Abbildung 4.17 zusammengefasst. Die Bestimmung der Diffusionskoeffizienten am Zementstein erfolgte

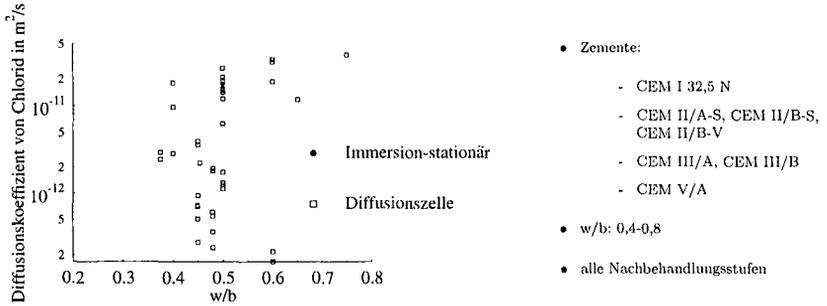


Abb. 4.16.: Diffusionskoeffizient von  $Cl^-$  für Mörtel verschiedener Zusammensetzung in Abhängigkeit von der Messmethode. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [44] [98] [79] [87] [99] [100] [101] [102].

hauptsächlich durch die Diffusionszellenmethode. Hierzu wurden Werte im Bereich von  $5 \cdot 10^{-15}$  bis  $2 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$  ermittelt. Das vorhandene Datenmaterial lässt eine statistische Analyse von nur wenigen  $w/b$ -Wert-Bereichen zu. Zementsteine, die nur mit Portlandzement hergestellt wurden, besitzen höhere Diffusionskoeffizienten als Zementsteine, die neben Portlandzement weitere reaktive Stoffe enthalten. Dies zeigen die berechneten 50%-Fraktile (siehe Tabelle A.15). Auch für Zementsteine berichteten die einzelnen Autoren über sehr unterschiedliche Daten, was die hohen mittleren Interquantilabstände zeigen.

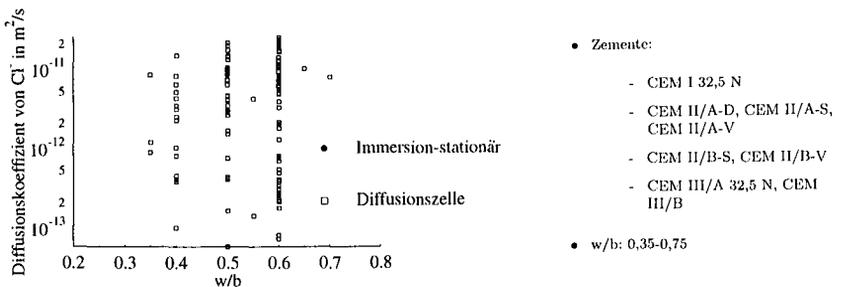


Abb. 4.17.: Diffusionskoeffizient von  $Cl^-$  für Zementstein verschiedener Zusammensetzung in Abhängigkeit von der Messmethode. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [103] [98] [104] [91] [105] [106] [107].

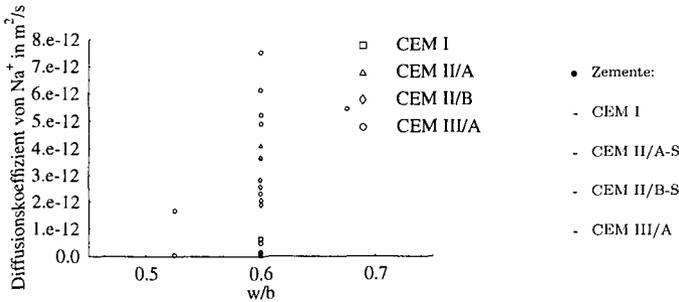


Abb. 4.18.: Diffusionskoeffizient von  $Na^+$  für Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [107] [91].

**4.4.1.2. Diffusionskoeffizienten anderer gelöster Teilchen**

Vergleichsweise wenig Daten liegen für Diffusionskoeffizienten anderer gelöster Teilchen als Chlorid liegen vor. Eine größere Anzahl experimentell ermittelter Werte für den Diffusionskoeffizienten des Kations Natrium existiert für Zementsteine (siehe Abbildung 4.18). Diese Zementsteine wurden mit Portlandzement, Portlandhüttenzement oder Hochofenzement hergestellt. Die Datenanzahl reicht jedoch nicht aus, um statistische Kennwerte zu bestimmen.

**4.4.2. Diffusion von Gasen**

Die Diffusion eines Gases aufgrund eines Partialdruckgefälles bezieht sich im folgenden auf inerte Gase wie Sauerstoff und Stickstoff. Im Gegensatz zu Wasserdampf oder Kohlendioxid interagieren die genannten Gase nicht mit der Zementsteinmatrix. Bei der Versuchsdurchführung muss eine Gesamtdruckdifferenz von Null herrschen, um eine Strömung im Sinne des Hagen-Poiseuille' schen Gesetzes zu verhindern. Mathematisch wird die Gasdiffusion oder Volumendiffusion durch die Fick' schen Gesetze beschrieben. Zementgebundene Materialien besitzen ein komplexes Porensystem, indem sich die Volumendiffusion mit mehreren Diffusionsarten wie Molekular- und Oberflächendiffusion überlagert. Demzufolge wird ein effektiver Diffusionskoeffizient angegeben [108].

Die Durchführung des Experiments basiert auf einer Messung des stationären Gleichgewichtes in einer Diffusionszelle. Hierbei wird die Probe in eine Messzelle eingebaut, die zwei Räume voneinander trennt, wobei der eine Raum mit Stickstoff und der andere Raum mit Sauerstoff gefüllt ist. Eine

geeignete Abdichtung muss dafür sorgen, dass die Durchmischung der beiden Gase lediglich durch den Prüfkörper erfolgt. Der Gasdruck muss dermaßen geregelt werden, dass ein Partialdruckgefälle aber keine Gesamtdruckdifferenz vorliegt. Ein Maß der Diffusion stellt dann der Sauerstoffanteil im Stickstoffstrom dar. Er kann mittels einer Messsonde mit Zirkondioxid als Feststoffelektrolyt detektiert werden.

Locher [108] stellt zwischen den einzelnen Ergebnissen Abweichungen von 20 % fest. Dabei ist mit einer Streuung aufgrund der Messanordnung im Bereich von 2-5 % zu rechnen. Folglich ist die hohe Abweichung von 20 % auf das Material selbst zurückzuführen. Einen großen Einfluss übt die Konditionierung der Probekörper auf das Messergebnis aus. Mit zunehmendem Feuchtigkeitsgehalt wird die Gasdiffusion verhindert. Außerdem beeinflusst die Art der Trocknung das Messergebnis und die Messdauer entscheidend [108]. Der stationäre Zustand stellt sich schneller ein, je höher die Trocknungstemperatur und -dauer ist. Darüber hinaus wurde eine Vervierfachung der effektiven Diffusionskoeffizienten von Proben, die bei 110 °C getrocknet wurden, gegenüber Proben, die mittels der D-drying-Methode behandelt wurden, festgestellt [108]. Die D-drying-Methode bezeichnet einen Trocknungsvorgang bei der die Probe unter Vakuum bei einer Temperatur von -79 °C behandelt wird. Folgernd aus diesen Erkenntnissen muss ein Kompromiss zwischen Trocknung und der daraus resultierenden Veränderung des Porensystems geschlossen werden. Es werden nur Daten zur statistischen Analyse herangezogen, bei denen luftgetrocknete Proben oder mit der d-drying-Methode behandelte Proben, experimentell untersucht wurden.

Zum Einfluss des Hydratationsgrades auf die Gasdiffusion wurden zahlreiche Experimente durchgeführt. Festgestellt wurde eine Abnahme des Diffusionskoeffizienten mit zunehmendem Hydratationsgrad. Bei unter Wasser gelagerten Proben zeigen hochofenzementgebundene Mörtel nach Hydratationsdauern von 7 Tagen erheblich größere Dichtigkeiten gegenüber portlandzementgebundenen Mörtelproben auf [108]. Dieses Verhältnis kehrt sich bei der Lagerung an Luft um. Gegenteilig dazu stufte Gaber [44] die Abhängigkeit der experimentell bestimmten Diffusionskoeffizienten von der Lagerung und damit der Porenstruktur als gering ein.

Die effektive Gasdiffusion wurde an Betonen untersucht, die mit Portlandzement und Hochofenzement hergestellt wurden. Dabei wurde ein  $w/b$ -Wert von 0,4–0,8 eingehalten. Betone dieser Zusammensetzung weisen Gasdiffusionskoeffizienten von  $2 \cdot 10^{-5} - 9 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$  auf. Weiterhin kann eine Erhöhung der Diffusionskoeffizienten mit zunehmendem  $w/b$ -Wert (siehe Abbildung 4.19) festgehalten werden. Insgesamt genügt das Datenmaterial um

#### 4. Erforderliches Datenmaterial

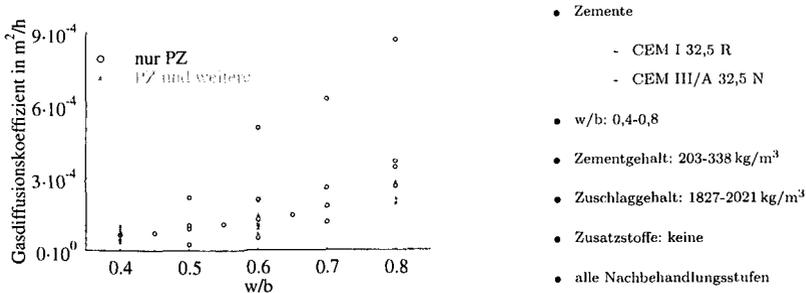


Abb. 4.19.: Gasdiffusion von Beton verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [109] [74] [110].

eine statistische Analyse für Gasdiffusionskoeffizienten von Betonen, die mit Hochofenzement hergestellt wurden, durchzuführen. Ergebnisse dazu sind in der Tabelle A.16 aufgelistet.

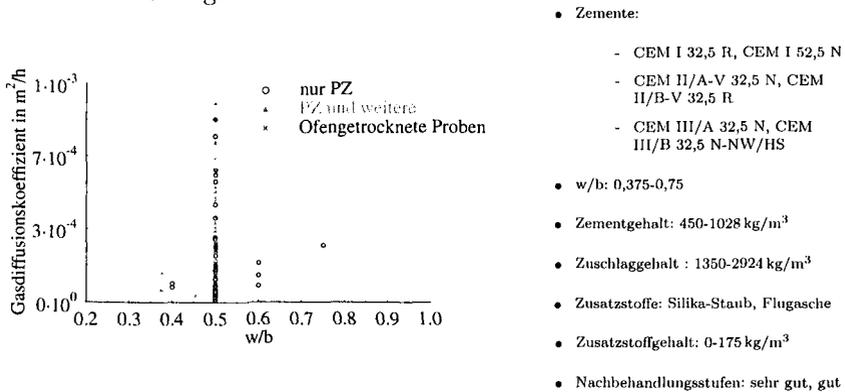


Abb. 4.20.: Gasdiffusion von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [44] [108].

Die untersuchten Mörtel waren aus Portlandzement, Portlandflugaschezement und Hochofenzement zusammengesetzt. Sie wiesen  $w/b$ -Werte im Bereich von 0,4–0,75 auf. Messwerte der Gasdiffusion für derartig zusammengesetzte Mörtel variieren in einem Bereich von  $1 \cdot 10^{-5} - 9 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$  (siehe Abbildung 4.20). Die große Streubreite liegt in der unterschiedlichen Intensität der Nachbehandlung begründet. Dies wird durch die großen gemittelten Interquantilabstände wiedergegeben (siehe Tabelle A.17).

Ergebnisse für Zementsteine liegen nicht vor.

#### 4.4.3. Wasserdampftransport

Feuchtetransport findet statt, wenn ein poröser Stoff einem Gradienten der relativen Luftfeuchte ausgesetzt ist. Es kommt zu einem Feuchtetausch, bis eine Gleichgewichtsfeuchte erlangt ist. Hierbei überlagern sich mehrere Transportmechanismen, die experimentell nicht immer getrennt erfassbar sind. Es lassen sich der Wasserdampftransport, infolge des Partialdruckgefälles, und der Feuchtetransport, aufgrund des Feuchtegradienten, unterscheiden. Der Transport von Wasserdampf in zementgebundenen Baustoff umfasst die Effusion und die Diffusion. Dieser Transport dominiert bis etwa 50 % r.F.. Mit steigender Luftfeuchte steigt der Feuchtegehalt des Materials, die Feuchte wird an der Porenwandung adsorbiert und es entsteht ein Sorbatfilm. Je nach Dicke des Sorbatfilms dominieren unterschiedliche Transportmechanismen wie die Oberflächendiffusion und die Kapillarleitung. Die Art des Transportmechanismus und dessen Effektivität in Abhängigkeit von der Materialfeuchte bewirken eine Abhängigkeit des Gesamt-Transportkoeffizienten von der mittleren Feuchte. Erfasst wird bei isothermer Versuchsdurchführung die Überlagerung aller Transporte. Die Messung des Feuchtetransportkoeffizienten (FDP) erfolgt i.a. eindimensional in einem Gefälle der relativen Luftfeuchte. Dazu werden Probekörper nach DIN EN ISO 12572 [111] (DIN 52615 [112] Vorgängerdokument) zunächst bis zum Erreichen einer Gleichgewichtsfeuchte bei  $23 \pm 5$  °C und  $50 \pm 5$  % r.L.F. gelagert. Anschließend werden die Proben einem Gefälle der relativen Feuchte bis zum Erreichen des stationären Zustandes ausgesetzt. Dazu wird der Probekörper auf ein Prüfgefäß derart montiert und abgedichtet, dass nur ein Gasaustausch zwischen dem Innenraum des Prüfgefäßes und der äußeren Umgebung stattfindet. Das Prüfgefäß enthält ein Trocknungsmittel oder eine Salzlösung zur Einstellung der sogenannten inneren relativen Luftfeuchte. Dieses Prüfgefäß kann in eine Klimakammer oder in ein weiteres Prüfgefäß gestellt werden. Die relative Luftfeuchte in der Klimakammer oder im äußeren Prüfgefäß wird als äußere relative Luftfeuchte bezeichnet. Aufgrund der Abhängigkeit des Feuchtetransportkoeffizienten vom mittleren Feuchtegehalt der Probe, und damit vom angelegten Gradienten der relativen Luftfeuchte, wird zwischen Anordnungen im Feuchtebereich und im Trockenbereich unterschieden (siehe Tabelle 4.1).

Neben dem Feuchtetransportkoeffizienten FDP werden Kennwerte wie die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl  $\mu$  und der Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient  $\Lambda$  angegeben. Die Umrechnung erfolgt nach folgenden Gleichungen:

Tab. 4.1.: Messanordnung für die Bestimmung des Feuchtetransportkoeffizienten. Der Bereich von 0–50 % relativer Luftfeuchte wird als Trockenbereich bezeichnet und der Feuchtebereich umfasst 50–100 % relative Luftfeuchte. (Die Abkürzung WDD steht für Wasserdampfdiffusion.)

Methode	rel. Luftfeuchte in %		Transportmechanismus
	innen	außen	
Dry-Cup	7	50	WDD
Wet-Cup	50-75	93-100	WDD + Flüssigtransport
Inverse Wet-Cup	75	100 (Wasser)	WDD + Flüssigtransport (dominierend)

$$\Lambda_{Baustoff} = \frac{\Lambda_{Luft}(T, p)}{\mu}$$

$$FDP = \Lambda_{Baustoff} \cdot (p_{s,i}[T, \varphi_i] - p_{s,a}[T, \varphi_a]) \cdot (\varphi_i - \varphi_a) \quad (4.4)$$

mit

- $\Lambda_{Baustoff}$  Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient des Baustoffs  
in kg/m/s/Pa
- $\Lambda_{Luft}$  Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient von Luft  
in kg/m/s/Pa
- $\mu$  Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl
- $T$  Temperatur in K
- $p$  Druck in Pa
- $i$  Index für innen
- $a$  Index für außen
- $p_s$  Sättigungsdampfdruck in Pa
- $\varphi$  rel. Luftfeuchte

Den deutlichsten Einfluss auf den Feuchtetransportkoeffizienten zeigt die mittlere Probenfeuchte. Er nimmt bei Erhöhung dieser Feuchte zu.

Darüberhinaus zeigt sich eine starke Abhängigkeit von der Messtemperatur. Mit zunehmender Temperatur wurden zunehmende Feuchtetransportkoeffizienten gemessen.

Weiterhin beobachten die Autoren mit zunehmendem Hydratationsgrad eine Erniedrigung des Feuchtetransportkoeffizienten. Diese Beobachtung zeigt

sich deutlich im Trockenbereich. Eine längere Nachbehandlung führt zur Verfeinerung der Porenstruktur, d.h. zur Erhöhung des Gelporenanteils und zur Erniedrigung des Kapillarporenanteils. Demzufolge ist eine Erniedrigung des Feuchtetransportkoeffizienten im Trockenbereich und oft im Feuchtebereich zu beobachten. Der Anteil der Kapillarporen wächst mit zunehmendem  $w/b$ -Wert. Folglich sind steigende Feuchtetransportkoeffizienten beobachtet worden. Die Wirkung von reaktiven Stoffen neben dem Portlandzement ist von der Güte der Nachbehandlung abhängig. Es zeigt sich ein erhöhter Feuchtetransport bei unzureichender Nachbehandlung. Hingegen ist bei langer Nachbehandlung für hochofenzement- und portlandflugaschezementgebundene Materialien mit einer Verringerung der Feuchtetransportkoeffizienten zu rechnen.

Diese Ergebnisse zeigen den deutlichen Einfluss des Porensystems auf den Transport von Feuchte. Das führt bei Zeiträumen von einem Jahr, die bis zur Einstellung des stationären Zustandes nötig sein können, zu Problemen aufgrund der Karbonatisierung und der Alterung der Proben infolge der Nachhydratation.

Die erläuterten Abhängigkeiten ziehen eine differenzierte Betrachtung hinsichtlich der Messtemperatur und der mittleren relativen Feuchte nach sich. Eine Zusammenfassung der Daten ist nur im Trockenbereich sinnvoll. Dafür wird eine statistische Auswertung ausgeführt, wobei eine Zusammenfassung der Daten im Temperaturbereich von  $25 \pm 5$  °C,  $35 \pm 5$  °C und  $50 \pm 5$  °C erfolgt. Die Feuchtetransportkoeffizienten für höhere mittlere Feuchten können durch folgende Gleichung erfasst werden:

$$FDP(\varphi_m) = B + \exp\left(\frac{-A}{\varphi_m}\right) \quad (4.5)$$

mit

$FDP$  Feuchtetransportkoeffizient in  $\text{m}^2/\text{h}$

$\varphi_m$  mittlere relative Luftfeuchte

$A, B$  Anpassungsparameter

$B$  entspricht dem gemittelten  $FDP$  im Trockenbereich in  $\text{m}^2/\text{h}$

Durch die Anpassung der Parameter  $A, B$  und die dazugehörigen geschätzten Standardabweichungen ist es möglich, Streuungen für den Bereich höherer Luftfeuchten zu erfassen.

Es wurden Daten für portlandzement-, portlandkalksteinzement- und hochofenzementgebundene Betone zusammengestellt. Diese Betone wurden mit einem  $w/b$  von 0,3-0,9 produziert. Werte, die bei  $25\pm 5$  °C im Trockenbereich gemessen wurden, stellt die Abbildung 4.21 dar. Aus ihr ist eine Zunahme des Feuchtetransportkoeffizienten mit zunehmendem  $w/b$ -Wert ersichtlich. Veröffentlicht sind Werte im Bereich von  $0,2 \cdot 10^{-8}$  –  $11,7 \cdot 10^{-8}$  m<sup>2</sup>/h. Den Daten kann keine Abhängigkeit vom Bindemittel entnommen werden. Die Ergebnisse der statistischen Analyse enthält Tabelle A.19. Der große mittlere Interquantilbereich liegt in der Abweichung zwischen den Angaben einzelner Autoren begründet. Die experimentellen Daten, ermittelt im Feuchtebereich, wurden an Gleichung 4.5 angepasst. Ergebnisse dazu enthält die Tabelle A.20. Visualisiert ist der angepasste Verlauf des Feuchtetransportkoeffizienten in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte in den Abbildungen C.1-C.6. Aus ihnen ist die gute Beschreibbarkeit der genannten Abhängigkeit mittels Gleichung 4.5 ersichtlich. Daten für Beton bei höheren Temperaturen wurden nicht erfasst.

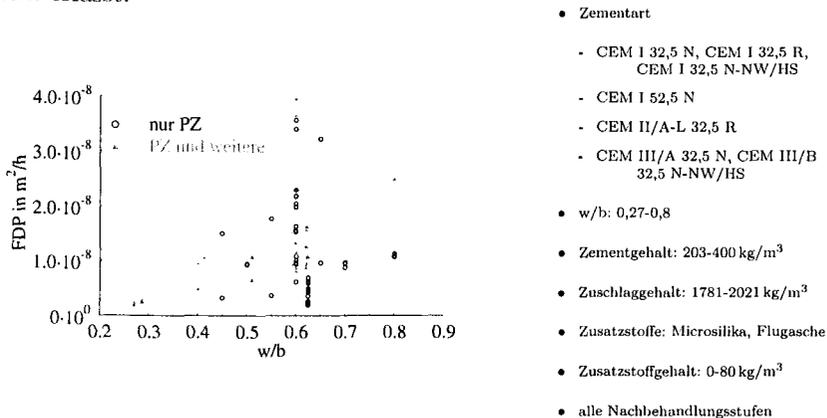


Abb. 4.21.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton verschiedener Zusammensetzung für Messungen im Trockenbereich bei  $25\pm 5$  °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [113] [75] [92] [114] [68] [76] [74] [115].

Die verschiedenen Autoren befassten sich mit der Untersuchung der Feuchtetransportkoeffizienten von Mörtel bei Temperaturen von  $25\pm 5$  °C,  $35\pm 5$  °C und  $50\pm 5$  °C. Die Untersuchungen erstreckten sich auf Mörtel, die mit Portlandzement und Hochofenzement mit einem  $w/b$  von 0,4–0,8 hergestellt wurden. Hierzu sind Werte im Bereich von  $0,01$  –  $6,1 \cdot 10^{-8}$  m<sup>2</sup>/h für den Trockenbereich bei  $25\pm 5$  °C der Literatur zu entnehmen. Die bei höheren Temperatu-

ren gemessenen Daten zeigen Werte bis  $23 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{h}$  im Trockenbereich. Anhand der Abbildungen 4.22, 4.23 und 4.24 ist die Abhängigkeit der Feuchtetransportkoeffizienten für den Trockenbereich vom  $w/b$ -Wert ersichtlich. Mit zunehmendem  $w/b$ -Wert ist erwartungsgemäß mit größeren Feuchtetransporten zu rechnen. Dies spiegeln die 50 %-Quantile wider, wie der Tabelle A.19 entnommen werden kann. Die Bestimmung statistischer Kennwerte erfolgt nur für die bei  $25 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$  ermittelten Werte, da nur hier eine genügend hohe Anzahl an Messwerten vorliegt. Die angepassten Parameter der Gleichung 4.5 für  $25 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$  enthält die Tabelle A.20. Die gute Übereinstimmung von berechneter und experimentell ermittelter Abhängigkeit des Feuchtetransportkoeffizienten von der mittleren Feuchte ist in den Abbildungen C.7-C.13 für verschiedene  $w/b$ -Bereiche illustriert. Für höhere Temperaturen liegen vergleichsweise wenig Daten vor. Mörtel mit einem  $w/b$  von 0,475-0,525, 0,65-0,7,  $>0,8$  wurden bei  $35 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$  und bei  $50 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$  untersucht. Abbildungen dazu sind im Anhang (C.18-C.23) ersichtlich. Auch für diese Daten wurden die Parameter der Gleichung 4.5 bestimmt. Sie sind in den Tabellen A.21 und A.22 aufgeführt und die zuvor genannten Abbildungen demonstrieren die so berechnete Abhängigkeit des Feuchtetransportkoeffizienten von der mittleren Feuchte. Festzustellen ist, dass die von diversen Autoren veröffentlichten Messdaten mittels der Gleichung 4.5 gut beschrieben werden können.

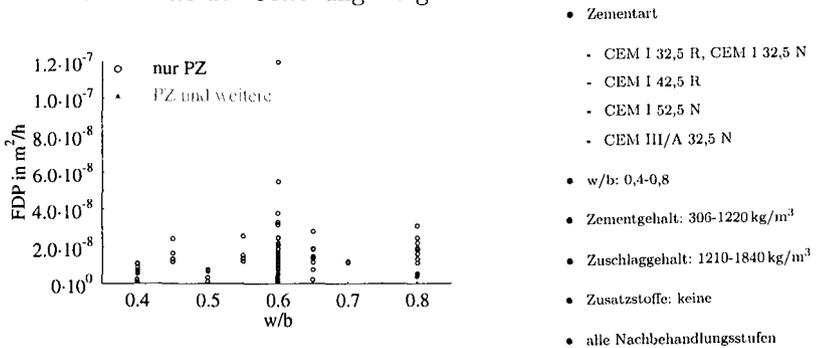


Abb. 4.22.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel verschiedener Zusammensetzung für Messungen im Trockenbereich bei  $25 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [92] [75] [116] [81] [6] [82] [114].

Die Datenbank enthält Werte für Zementsteine, die einen  $w/b$ -Wert von 0,45-0,65 aufweisen. Bei allen Zementsteinen handelt es sich um portlandzementgebundene Materialien. In der Literatur wird von Werten im Bereich von  $1,75 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{h}$  bis  $6,0 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{h}$  für den Trockenbereich berichtet. Vi-

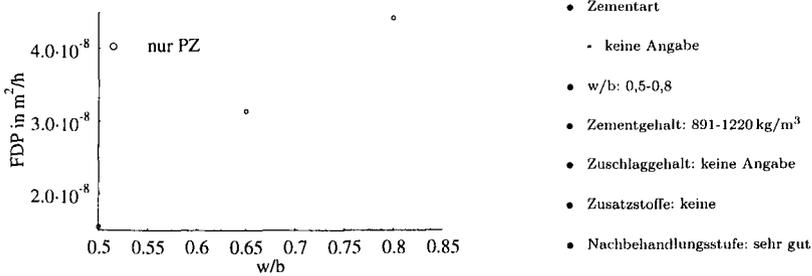


Abb. 4.23.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel verschiedener Zusammensetzung für Messungen im Trockenbereich bei  $35 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [116].

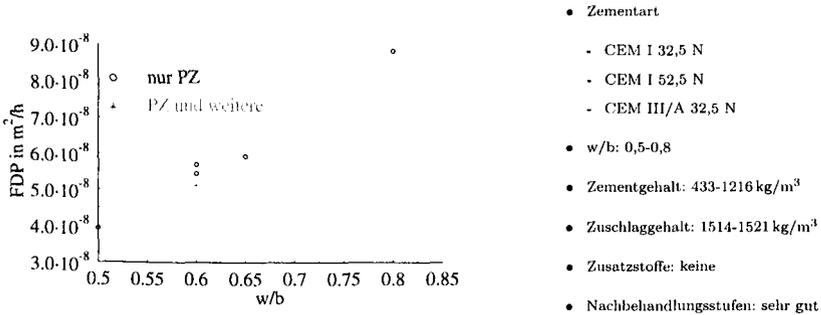


Abb. 4.24.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel verschiedener Zusammensetzung für Messungen im Trockenbereich bei  $50 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [92] [116].

sualisiert sind die gemessenen Daten bei Messtemperaturen von  $25 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$  in der Abbildung 4.25. Sie zeigt die erwartete Zunahme mit zunehmendem  $w/b$ -Wert. Die Anzahl der verfügbaren Daten lässt keine statistische Auswertung zu. Jedoch erlaubt das Datenmaterial eine Anpassung der experimentell bestimmten Daten an die Gleichung 4.5. Die erhaltenden Parameter sind in der Tabelle A.20 aufgelistet. Dargestellt ist der Zusammenhang zwischen Feuchtetransportkoeffizient und mittlerer Feuchte für die experimentell ermittelten Werte im Vergleich mit den berechneten Werten in den Abbildungen C.14, C.15, C.16 und C.17. Die Beschreibbarkeit der genannten Abhängigkeit bestätigt sich auch für Zementsteine.

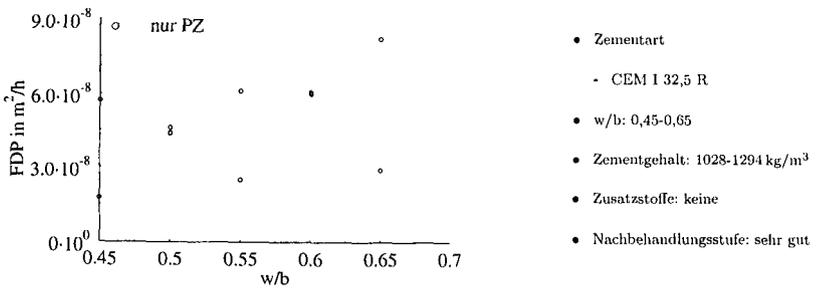


Abb. 4.25.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Zementstein verschiedener Zusammensetzung für Messungen im Trockenbereich bei  $25 \pm 5$  °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [114] [75].

#### 4.4.4. Permeation

Die Permeabilität, d.h. die Durchlässigkeit gegenüber einem Fluid, kann als vergleichender Kennwert zur Charakterisierung der Dauerhaftigkeit [117] herangezogen werden. Der Permeabilitätskoeffizient ist stark von der Messtechnik und der Konditionierung der Proben abhängig.

Grundsätzlich ist die Gaspermeabilität größer als die Permeabilität gegenüber Wasser, da Wasser beim Durchströmen des Porengefüges eine Veränderung desselben bewirkt. Weiterhin wurde eine Zunahme der Permeabilität mit steigendem Trocknungsgrad ermittelt. Jacobs [117] stellt bei einer Trocknung der Proben bei 50 °C eine Verdreifachung und bei einer Konditionierung der Proben bei 105 °C eine Verzehnfachung der Gaspermeabilität gegenüber von Proben, die bei 25 °C getrocknet wurden, fest. Messtemperaturerhöhungen von 28 °C auf 50 °C bewirkten eine Verringerung der Gaspermeabilität von 20 % [46].

Daneben zeigen die Daten, dass die Zusammensetzung, die Lagerung und das Alter einen Einfluss auf das Gefüge und damit auf die Permeabilität ausüben. An Proben mit erhöhtem Luftporenanteil wurden erhöhte Permeabilitätskoeffizienten ermittelt. Weiterhin üben der Hydratationsgrad sowie der  $w/b$ -Wert einen großen Einfluss auf die Porenstruktur aus. Resultierend daraus wurden mit zunehmendem  $w/b$ -Wert und abnehmendem Hydratationsgrad zunehmende Permeabilitätskoeffizienten beobachtet. Zudem zeigen Permeabilitäten für zementgebundene Materialien eine starke Abhängigkeit vom Zementsteingehalt. Der Literatur ist eine Verzehnfachung der Wasserpermeabilität von Beton gegenüber Zementstein zu entnehmen.

Die experimentelle Bestimmung der Permeation basiert auf der Ermittlung des durch die Probe strömenden Volumenstroms und der Aufzeichnung des Druckgradienten. Die Messungen können stationär ( $\Delta p = \text{const}$ ) und instationär ( $\Delta p = f(\text{Zeit})$ ) durchgeführt werden. Es existieren Messvorrichtungen für Feld- und Labormethoden. Bei der Feldmethode wird das Fluid (Gas oder Wasser) mit Über- oder Unterdruck beaufschlagt und die maximale Eindringtiefe bzw. der Druckabfall oder die -zunahme beobachtet. Hier kann ein methodenspezifischer Permeabilitätskennwert angegeben werden. Die Gaspermeabilität ist von der beaufschlagten Druckdifferenz abhängig, da der Einfluss der folgend erläuterten Gleitströmung bei kleineren Röhren erheblich ist [117]. Unter Gleitströmung wird die Strömung am Rand eines durchströmten Hohlraumes verstanden. Sie führt für kleine Poren im Falle eines Gases zu erheblichen Abweichungen vom Gesetz von Hagen-Poiseuille, welches keine Strömung am Rand einer Kapillare voraussetzt. In diesem Zusammenhang wurde die absolute, vom Druck unabhängige, Gaspermeabilität eingeführt. Diese wird durch Extrapolation der bei verschiedenen Druckgradienten gemessenen Gaspermeabilitäten auf einen unendlich hohen Druckgradienten erhalten.

Die Datenbank umfasst neben den Werten zur Permeation von Wasser oder Gasen auch Angaben über das Eindringen von organischen Flüssigkeiten wie Aceton und Toluol. Im Rahmen der statistischen Auswertung werden Daten dazu nicht analysiert.

##### 4.4.4.1. Permeation von Wasser

Die Durchlässigkeit gegenüber Wasser wurde mit Prüfdrücken von 0,5-7 MPa durchgeführt. Die ermittelten Ergebnisse zeigen eine Abhängigkeit vom Druck. Dies ist durch das Quellen und die Nachhydratation der Proben bei langwierigen Messungen zu begründen. Festzuhalten sind die großen Streuungen, die sich aus der Inhomogenität des Materials ergeben. Beispielsweise zeigen Mörtel, die sich in der Festigkeit um den Faktor 2 unterscheiden, Durchlässigkeiten, die sich um den Faktor 200 unterscheiden [44]. Demgegenüber stehen Messstreuungen mit einer Größenordnung von etwa 2%.

Im Fokus der Untersuchungen verschiedener Autoren standen Betone, die mit Portlandzement und Portlandkalksteinzement hergestellt wurden. Dabei wurden  $w/b$ -Werte von 0,2-0,7 angestrebt. Gemessen wurden Werte von  $10^{-14}$  m/s für Betone mit niedrigen  $w/b$ -Wert und  $10^{-11}$  m/s für Betone, die einen hohen  $w/b$ -Wert aufweisen. Mit zunehmendem  $w/b$ -Wert ist eine Zunahme der Durchlässigkeit zu verzeichnen (siehe Abbildung 4.26). Eine statis-

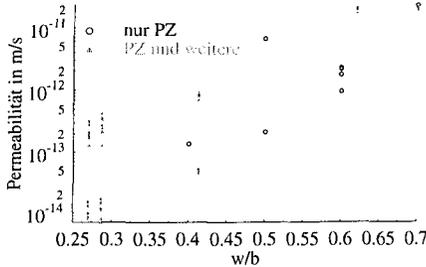


Abb. 4.26.: Wasserpermeabilität von Beton verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [113] [118] [119] [46].

tische Analyse lassen nur die Daten von hochofenzementgebundenen Betonen zu, die in einer genügend hohen Anzahl vorliegen. Das Ergebnis dazu ist in der Tabelle A.25 ersichtlich.

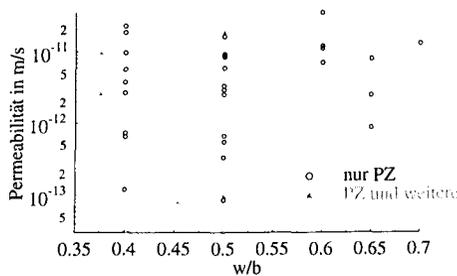


Abb. 4.27.: Wasserpermeabilität von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [44] [81] [120] [46].

Es liegen Untersuchungen zur Permeation von Wasser an portlandzement-, portlandflugaschezement- und hochofenzementgebundenen Mörtel mit einem  $w/b$ -Wert von 0,35–0,7 vor. Die in der Literatur angegebene Permeabilität erstreckt sich in einem Bereich von  $10^{-14}$ – $10^{-11}$  m/s. Dargestellt sind die Mes-

- Zemente:
  - CEM I 32,5 R, CEM I 32,5 N-NW/HS
  - CEM I 42,5 R, CEM I 42,5 R-HS
  - CEM II/A-L 32,5 R, CEM II/A-LL 42,5 R
  - CEM II/B-LL 32,5 R
- $w/b$ : 0,27-0,7
- Zementgehalt: 270-418 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1674-1956 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffe: Microsilika, Flugasche
- Zusatzstoffgehalt: 0-80 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

- Zemente:
  - CEM I 32,5 R, CEM I 52,5 N
  - CEM I 42,5 N, CEM I 42,5 R, CEM I 42,5 R-HS
  - CEM II/B-V 32,5 R
  - CEM III/B 32,5 N-NW/HS
- $w/b$ : 0,375-0,75
- Zementgehalt: 228-1028 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1255-2924 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffe: Flugasche, Silikastaub
- Zusatzstoffgehalt: 0-175 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut, gut

sergebnisse in der Abbildung 4.27. Aus ihr ist keine Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert bei Berücksichtigung der Ergebnisse mehrerer Autoren zu erkennen. Die Anzahl der Daten genügt für eine statistische Analyse für die  $w/b$ -Werte von 0,4-0,475 und 0,475-0,525. Daten dazu enthält die Tabelle A.25. Zu erkennen ist eine Zunahme des 50 %-Fraktils mit zunehmendem  $w/b$ -Wert. Die großen gemittelten Interquantilabstände spiegeln die Abweichungen der Messergebnisse mehrerer Autoren wider.

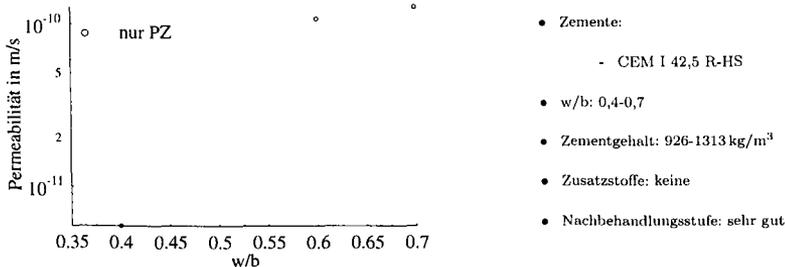


Abb. 4.28.: Wasserpermeabilität von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [46].

Für Zementsteine wurde die Permeabilität am portlandzementgebundenen Material ermittelt. Es zeigt sich die erwartete Zunahme des Permeabilitätskoeffizienten mit Erhöhung des  $w/b$ -Wertes (siehe Abbildung 4.28). Eine statistische Analyse lässt das vorhandene Datenmaterial nicht zu.

#### 4.4.4.2. Gaspermeabilität

Die Ermittlung der Durchlässigkeit gegenüber Luft und Sauerstoff stand im Fokus zahlreicher Arbeiten. Üblicherweise wird die Gaspermeabilität in der Einheit  $m^2$  angegeben und nicht in  $m/s$ , wie es beim Permeabilitätskoeffizienten von Wasser gebräuchlich ist. Die Umrechnung erfolgt nach Gleichung 3.2. Bei der Messung der Gaspermeabilität wurde der Prüfdruck im Bereich von 1–7 bar variiert. Mit steigendem Messdruck reduziert sich die Permeabilität. Einige Autoren geben deshalb zu unendlich großen Drücken extrapolierte Daten an. Zudem übt der Trocknungsgrad der untersuchten Proben einen entscheidenden Einfluss auf das experimentell ermittelte Ergebnis aus. Die Mehrzahl der Daten stammt von an Luft getrockneten Proben. Daraufhin wurden Ergebnisse, die an im Ofen getrockneten Proben ermittelt wurden innerhalb der statistischen Analyse vernachlässigt.

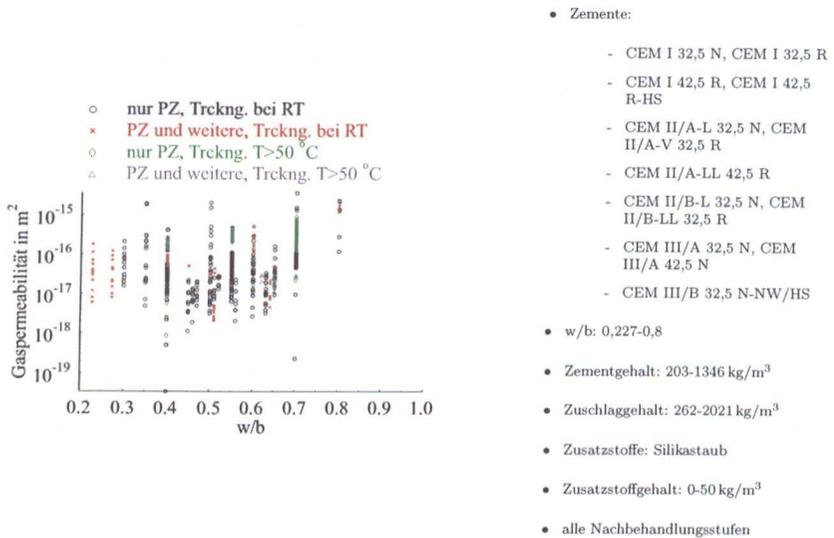
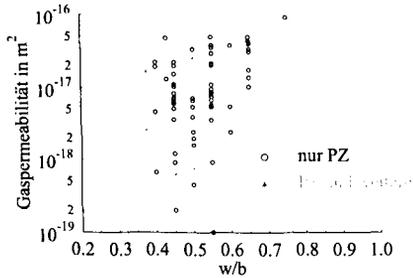


Abb. 4.29.: Gaspermeabilität von Beton verschiedener Zusammensetzung. Neben dem verwendeten Bindemittel ist die Trocknungsart mit angegeben. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [69] [118] [121] [72] [74] [110] [122] [18] [123] [46] [124] [93] [75].

Die untersuchten Betone wurden mit Portlandzement, Portlandkalksteinzement, Portlandflugaschezement und Hochofenzement hergestellt, wobei die Betone  $w/b$ -Werte im Bereich von 0,25 bis 0,8 aufwiesen. Eine Übersicht der für diese Materialien ermittelten Permeabilitäten ist in der Abbildung 4.29 dargestellt. Festzuhalten sind erhebliche Streuungen der von mehreren Autoren angegebenen Messwerte. Ferner sind in dieser Abbildung Ergebnisse von im Ofen getrockneten Proben getrennt ausgewiesen, die bei der statistischen Analyse nicht einbezogen wurden. Die in der Literatur angegebenen experimentellen Werte umfassen einen Bereich von  $10^{-19}$  bis  $10^{-15}$  m<sup>2</sup>. Ein deutlicher Trend der Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert zeigt sich nicht. Die Ergebnisse der statistischen Analyse enthält die Tabelle A.26. Aus ihr ist ein Trend der Zunahme der Gaspermeabilität mit zunehmendem  $w/b$ -Wert aus den 50 %-Fraktile abzulesen. Zudem zeigt sich eine Verringerung der Durchlässigkeit von hochofenzementgebundenen Proben.

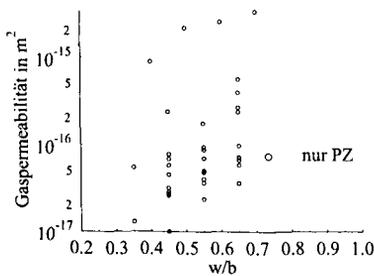
Es wurden Daten zur Permeabilität von Mörtel aufgenommen, die unter Verwendung von Portlandzement, Portlandflugaschezement und Hochofenzement hergestellt wurden. Dabei wurde ein  $w/b$ -Bereich von 0,35–0,75 abge-



- Zemente:
  - CEM I 32,5 R
  - CEM I 42,5 N, CEM I 42,5 R-HS
  - CEM I 52,5 N
  - CEM II/B-V 32,5 R
  - CEM III/B 32,5 N-NW/HS
- w/b: 0,39-0,75
- Zementgehalt: 245-1028 kg/m³
- Zuschlaggehalt: 1280-2924 kg/m³
- Zusatzstoffe: Silikastaub, Flugasche
- Zusatzstoffgehalt: 0-175 kg/m³
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut, gut

Abb. 4.30.: Gaspermeabilität von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [44] [120] [110] [46] [75].

deckt. Alle Messungen wurden an bei Raumtemperatur getrockneten Probekörper durchgeführt. Diese Proben wiesen Permeabilitätskoeffizienten von  $10^{-19}$  bis  $10^{-16} \text{ m}^2$  auf. Der größte Teil der vorhandenen Daten wurde bei einem Messdruck von 2,5–7 bar gewonnen. Messwerte dazu sind in der Abbildung 4.30 dargestellt. Evident ist die erwartete Zunahme der Durchlässigkeit mit zunehmendem  $w/b$ -Wert. Eine statistische Analyse (siehe Tabelle A.27) ist nur für wenige Klassen möglich. Es ist ein Trend der Zunahme der Gaspermeabilität mit zunehmendem  $w/b$ -Wert aus dem 50 %-Fraktile erkennlich.



- Zemente:
  - CEM I 32,5 R
  - CEM I 42,5 R-HS
- w/b: 0,4-0,7
- Zementgehalt: 926-1496 kg/m³
- Zusatzstoffe: keine
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

Abb. 4.31.: Gaspermeabilität von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [46] [75].

Untersucht wurden auch Zementsteine aus Portlandzement, die einen  $w/b$ -Wert von 0,3–0,7 aufwiesen. Das Spektrum der experimentell ermittelten Daten umfasst einen Bereich von  $10^{-17}$  bis  $10^{-15} \text{ m}^2$ . Dargestellt ist dieses Spektrum in der Abbildung 4.31. Daraus ist der erwartete Trend der Zunahme des Permeabilitätskoeffizienten mit zunehmendem  $w/b$ -Wert erkenntlich. Die statistische Auswertung (siehe Tabelle A.28) ist aufgrund der geringen Anzahl der vorliegenden Daten nur für wenige Klassen möglich. Die 50%-Fraktile zeigen eine Zunahme des Permeabilitätskoeffizienten mit zunehmendem  $w/b$ -Wert.

#### 4.4.5. Kapillare Wasseraufnahme

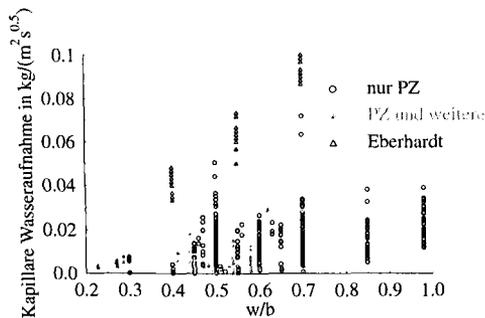
Die Untersuchung der kapillaren Wasseraufnahme dient der Beurteilung der Dichtigkeit eines bestimmten Baumaterials. Mit ihr soll eine Abschätzung des Wasseraufnahmeverhaltens bei Beregnung oder im Kontakt mit anderen feuchten Bauteilen möglich sein.

Die kapillare Wasseraufnahme wird in der Regel durch ein eindimensionales Experiment an seitlich abgedichteten Proben ermittelt. Die Experimente unterscheiden sich in der Technik der Bestimmung der kapillaren Steighöhe bzw. der aufgenommenen Flüssigkeitsmenge und der Trocknungsgeschichte der Proben. Die folgenden Ausführungen beschränken sich auf den Flüssigkeitsaufnahmekoeffizienten, der die aufgenommene Flüssigkeitsmenge pro  $\text{m}^2$  und Stunde angibt. Wurden Daten über die kapillare Steighöhe, um den Flüssigkeitseindringkoeffizienten zu ermitteln, bestimmt, dann wurden diese unter Berücksichtigung der Porosität in den Flüssigkeitsaufnahmekoeffizienten umgerechnet.

Experimentell kann die kapillar aufgenommene Flüssigkeitsmenge kontinuierlich oder diskontinuierlich gravimetrisch bestimmt werden. Die kapillare Steighöhe hingegen wurde mit den folgenden Methoden ermittelt:

- Anwendung der Mikrowellentechnik
- visuelle Betrachtung der Flüssigkeitsfront
- spezielle Technik zur verbesserten Visualisierung der Flüssigkeitsfront

Bevor ein poröser Baustoff kapillar Flüssigkeit aufnehmen kann, müssen seine Kapillaren entleert werden. Dies wird durch bestimmte Trocknungstechniken realisiert. Es ist zu beachten, dass jede Trocknung das Porensystem des Zementstein beeinflusst und somit die Konditionierung der Probekörper



## • Zemente:

- CEM I 32,5 R, CEM I 32,5 N-NW/HS
- CEM I 42,5 N, CEM I 42,5 R, CEM I 42,5 N-HS
- CEM II/A-L 32,5 R, CEM II/A-LL 42,5 R
- CEM II/A-V 32,5 R
- CEM II/B-S 32,5 R, CEM II/B-LL 32,5 R
- CEM III/A 32,5 N, CEM III/B 32,5 N-NW/HS

• w/b: 0,227-0,98

• Zementgehalt: 215-735,9 kg/m<sup>3</sup>• Zuschlaggehalt : 1126-2006 kg/m<sup>3</sup>

• Zusatzstoffe: Silikastaub, Flugasche, Mikrosilika, Quarzmehl

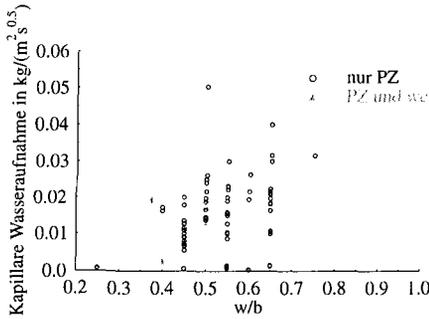
• Zusatzstoffgehalt : 0-90 kg/m<sup>3</sup>

• alle Nachbehandlungsstufen

Abb. 4.32.: Kapillare Wasseraufnahme von Beton verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [17] [114] [115] [125] [72] [66] [126] [75] [84] [85] [118] [96] [67] [119] [69] [93] [25].

entscheidend für den kapillaren Flüssigkeitsaufnahmekoeffizienten ist. Es wurden nur Daten berücksichtigt, bei denen die Proben unterhalb von 60 °C getrocknet wurden (siehe dazu auch [127]). Zudem zeigen sich Abhängigkeiten der kapillaren Wasseraufnahme vom Hydratationsgrad, dem  $w/b$ -Wert und der Art des verwendeten Bindemittels. Mit abnehmendem Hydratationsgrad bzw. zunehmendem  $w/b$ -Wert wurden erhöhte Mengen Wasser kapillar aufgenommen. Dies liegt in der Vergrößerung des kapillar wirksamen Porenvolumens begründet. Neben diesen Parametern übt die Art des Bindemittels einen Einfluss auf das Porensystem und damit auf die kapillare Wasseraufnahme aus. Bei kurzer Nachbehandlung zeigen hochofenzementgebundene Materialien eine Erhöhung des kapillaren Wasseraufnahmekoeffizienten. Verlängerungen der Nachbehandlungsdauern ziehen eine Verfeinerung der Porenstruktur und damit eine Erniedrigung des Wasseraufnahmekoeffizienten nach sich.

Die in die Datenbank aufgenommenen Literaturdaten zur kapillaren Wasseraufnahme erstrecken sich auf Betone, die mit Portlandzement, Portlandflugaschezement, Portlandhüttenzement, Portlandkalksteinzement und Hochofenzement hergestellt wurden. Dabei untersuchten die Autoren Betone mit



- Zemente:
  - CEM I 32,5 R, CEM I 42,5 N, CEM I 52,5 N
  - CEM II/B-V 32,5 R
  - CEM III/B 32,5 N-NW/HS
- w/b: 0,25-0,75
- Zementgehalt: 386-1711 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1350-2924 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffe: Silikastaub, Flugasche, nichtreaktiver Füller
- Zusatzstoffgehalt: 0-1200 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut, gut

Abb. 4.33.: Kapillare Wasseraufnahme von Mörtel verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [44] [128] [6] [75] [99] [94].

$w/b$ -Werten von 0,2–0,3. Für diese Betone wurden Wasseraufnahmekoeffizienten von 0,007 bis 0,1 kg/(m<sup>2</sup>√s) ermittelt. Werte diesbezüglich sind in der Abbildung 4.32 in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert dargestellt. Die von Eberhardt [93] gemessenen Daten zeigen die höchsten Werte auf, da die Probekörper bei 105 °C getrocknet wurden. Diese Daten gehen nicht in die statistische Auswertung ein. Zudem ist aus dieser Abbildung zu entnehmen, dass Beton der neben Portlandzement weitere reaktive Stoffe enthält, aufgrund der verfeinerten Porenstruktur eine erniedrigte kapillare Wasseraufnahme zeigt. Die aus der statistischen Analyse gewonnenen Daten sind in Tabelle A.23 dargestellt. Entnommen werden kann aus ihr die erwartete Zunahme des 50%-Fraktils mit zunehmendem  $w/b$ -Wert. Die großen Abweichungen der Messdaten, die von mehreren Autoren veröffentlicht wurden, verdeutlichen die großen Werte des mittleren Interquantilabstandes.

Es wurden Daten für Mörtel mit einem  $w/b$ -Bereich von 0,25–0,75 in die Datenbank aufgenommen. Die Mörtel wurden mit Portlandzement, Portlandflugaschezement und Hochofenzement hergestellt. Für derartig zusammengesetzte Mörtel sind in der Literatur kapillare Wasseraufnahmen von 0,0003 bis 0,05 kg/(m<sup>2</sup>√s) veröffentlicht. Den erwarteten Trend mit zunehmenden  $w/b$ -Wert eine erhöhte Fähigkeit der Wasseraufnahme aufzuweisen zeigt die Abbildung 4.33. Dieser Zusammenhang wird auch bei Betrachtung des 50%-Fraktils deutlich. Die gewonnenen Daten der statistischen Analyse sind in Tabelle A.24 aufgelistet. Die Anzahl der vorliegenden Aussagen über die Wasseraufnahme von Mörtel, die neben Portlandzement weitere reaktive Stoffe

enthalten, ist zu gering, um eine statistische Analyse durchzuführen.

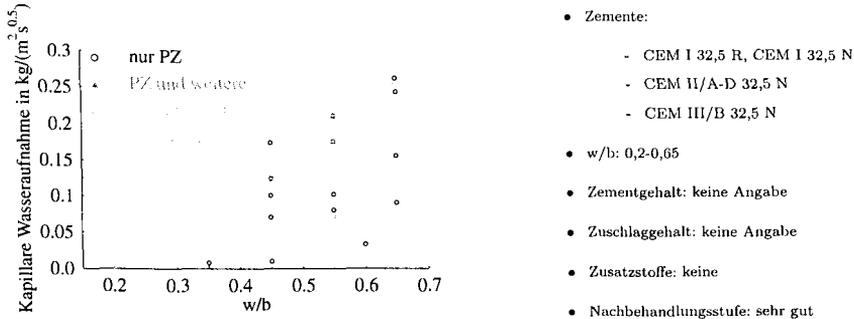


Abb. 4.34.: Kapillare Wasseraufnahme von Zementstein verschiedener Zusammensetzung. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [75] [92].

Vergleichsweise liegen für Zementsteine wenig Daten zur kapillaren Wasseraufnahme vor, so dass keine statistische Auswertung möglich ist. Betrachtet werden Daten für Zementsteine, die mit Portlandzement, Portlandsilicastaubzement und Hochofenzement hergestellt wurden. Dabei umfasste der  $w/b$ -Wert einen Bereich von 0,35–0,65. Die für diese Zusammensetzung ermittelten Werte enthält die Abbildung 4.34. Aus ihr ist der Trend der Zunahme der kapillaren Wasseraufnahme mit zunehmendem  $w/b$ -Wert ersichtlich. Zusätzlich sind in dieser Abbildung Daten von Messungen aufgenommen, bei denen die Probekörper eine Restfeuchte enthalten. Die Probekörper wurden bei 66-97 % relativer Luftfeuchte konditioniert. Deutlich ist die Verringerung der Wasseraufnahme von teilweise gesättigten Kapillaren zu erkennen.

### 4.5. Sorptionsisotherme

Sorptionsisothermen dienen zur Bestimmung der hygroskopischen Feuchte-speichereigenschaften bis zu rel. Luftfeuchten von 95 %. Sie beschreiben die vom Adsorbens (Zementstein) aufgenommene Stoffmenge in Abhängigkeit des relativen Druckes des Adsorptivs bei konstanter Temperatur. Dabei wird zwischen Desorptions- und Adsorptionsisotherme unterschieden. Letztere beschreibt das Messverfahren, dass bei dem Adsorptiv-freien Zustand beginnt und bei Sättigung des Adsorbens mit dem Adsorptiv endet. Die Desorption hingegen beschreibt das Verhalten bei sinkendem relativen Druck des Adsorptivs, wobei vom gesättigten Probekörper ausgegangen wird. Bei Baustoffen ist die Wasseraufnahme aus der Luft ein viel untersuchtes Sorptionsphä-

nomen. Sie stellt eine Kombination aus Adsorption, Kapillarkondensation und Füllung von Mikroporen dar. Der maßgebliche Mechanismus hängt von der Porenstruktur und der Luftfeuchte ab. Näheres dazu ist in der Arbeit [129] nachzulesen. Die Bestimmung der Sorptionsisotherme erfolgt im allgem. nach dem Exsikkator-Verfahren oder dem Klimakammerverfahren (siehe DIN EN ISO 12571 [130] DIN EN ISO 12570 [131]). Beide Verfahren beruhen auf der Ermittlung der Gleichgewichtsfeuchte nach Lagerung bei konstanter Temperatur und Luftfeuchte. Im Exsikkatorverfahren wird die Feuchte über gesättigte Lösungen eingestellt. Die Gleichgewichtsfeuchte kann durch Adsorption oder Desorption von Wasserdampf erreicht werden, wobei Adsorptionsisothermen unterhalb der Desorptionsisothermen liegen. Verantwortlich dafür ist die Kapillarkondensation und das Vorhandensein sogenannter Flaschenhalsporen. Vor der Messung der Adsorptionsisotherme muss die Probe getrocknet werden. Die Normen schlagen eine Trocknung bei 105 °C vor, wobei die Porenstruktur bei diesen Temperaturen merklich beeinflusst wird. Die Zeit bis zum Erreichen der Gleichgewichtsfeuchten kann bis zu einem Jahr betragen. Problematisch sind deshalb Messungen bei Proben mit niedrigem Hydratationsgrad oder Messungen bei der Proben mit  $CO_2$  exponiert werden, da es während der Messzeit zur Abdichtung der Proben kommen kann.

Wie in der Arbeit von Espinosa [129] vorgeschlagen, wird eine normierte Probenfeuchte verwendet, wobei der Feuchtgehalt der Probe auf den Anteil des hydratisierten Zementsteins bezogen wird. Diese Normierung basiert auf der Erkenntnis, dass die Sorptionsfeuchte im hygrokopischen Bereich stark von der Gelporosität abhängig ist. Diese wird durch den Hydratationsgrad und den Zementgehalt beeinflusst. Die normierten Werte zeigen eine geringe Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert so dass folgend keine Klassenbildung hinsichtlich dieses Parameters stattfindet. Darüber hinaus macht der Bezug zum Zementstein eine Klassifizierung in Beton-Mörtel-Zementstein hinfällig, da die Streuungen zwischen den Messungen einzelner Autoren eine Betrachtung der zusätzlichen Porosität infolge der Kontaktzone Zementstein-Gesteinskörnung nicht zulassen. Zur Normierung muss der Hydratationsgrad der einzelnen Proben bekannt sein. Diese Angabe ist jedoch selten den Arbeiten zu entnehmen. Alle betrachteten Proben wurden sehr gut nachbehandelt und besaßen ein Alter von mindestens 28 Tagen. Daraufhin wird näherungsweise ein Hydratationsgrad von 0,85 angenommen, falls keine Angaben erhältlich waren. Im Bereich höherer Feuchten und im überhygrokopischen Bereich nimmt der Anteil der Kapillarporosität maßgeblich Einfluss auf den Verlauf der Sorptionsisotherme. Es zeigt sich mit Zunahme der Kapillarporosität eine erhöhte Sorptionsfeuchte. Demnach ist bei langen Hydratationsdauern

und niedrigen  $w/b$ -Werten mit geringen Gleichgewichtsfeuchten für höhere Umgebungsfeuchten, besonders deutlich im überhygroskopischen Bereich zu rechnen. Folglich ist unter diesen Bedingungen die Krümmung der Sorptionsisotherme bei Übergang des Speichermechanismus von der Adsorption auf die Kapillarkondensation geringer.

Es existieren mathematische Modelle zur Beschreibung der Sorptionsisotherme. Das sehr einfache Modell von Künzel [7] nähert die Feuchtespeicherfunktion wie folgt an:

$$w = w_f \frac{(b-1) \cdot \varphi}{b - \varphi} \quad (4.6)$$

mit

- $w$     Ausgleichswassergehalt in  $\text{kg}/\text{m}^3$
- $w_f$    maximale freie Wasseraufnahme in  $\text{kg}/\text{m}^3$
- $\varphi$     relative Luftfeuchte
- $b$      Faktor

Diese Funktion berücksichtigt die Begrenzung des Wassergehalts auf die maximale freie Wassersättigung bei 100 % r.F.. Jedoch gibt sie den beobachteten Verlauf zementgebundener Materialien im niederfeuchten Bereich nicht wieder. In diesem Bereich beschreibt die Funktion von Grunewald [132] den Verlauf der Sorptionsisotherme gut:

$$\Theta_L(\varphi) = \frac{\Theta_{hyg}}{\left(\frac{1}{1-\varphi_{hygr}}\right)^m - 1} \cdot \left[ \left(\frac{1}{1-\varphi}\right)^m - 1 \right]^n \quad (4.7)$$

mit

- $\Theta_L$    Feuchtegehalt in  $\text{m}^3/\text{m}^3$
- $\Theta_{hyg}$    hygroskopischer Feuchtegehalt in  $\text{m}^3/\text{m}^3$ ,  
gemessen bei  $\varphi_{hygr} = 95\text{-}97\%$  r.F.
- $n, m$    Faktoren

Nachteilig ist hier, dass keine physikalisch sinnvolle Begrenzung bei Feuchten von 100 % vorliegt. Im folgenden wird der erstgenannte sehr einfache

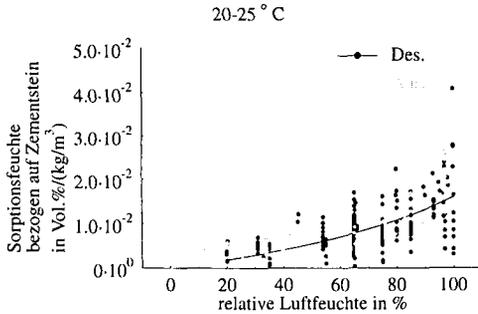
Ansatz von Künzel genutzt. Die Sorption wird neben der relativen Feuchte durch die Temperatur als weiteren äußeren Parameter beeinflusst. Mit zunehmender Messtemperatur ist mit erniedrigten Sorptionsfeuchten zu rechnen. Die Temperaturabhängigkeit ist jedoch gering, so dass Sorptionsisothermen für folgende Temperaturbereiche gemeinsam ausgewertet werden:

- 20-25 °C
- 35-50 °C
- 50-75 °C

Es wurden neben Messungen der Sorptionsisotherme mittels des Klimakammer- und des Exsikkatorverfahrens auch Untersuchungen zur Messung der Sorptionsfeuchte nach monatelanger Lagerung frisch entschalter Probekörper in konstanten Klimaten herangezogen. Die untersuchten Betone wurden mit Portlandzement und Hochofenzement hergestellt. Sie besaßen einen  $w/b$ -Bereich von 0,4-0,8 und wurden ohne Zusatzstoffe hergestellt. Der größte Teil der Daten für Mörtel stammt von portlandzement- und hochofenzementgebundenen Materialien, die einen  $w/b$ -Wert von 0,4–0,8 aufweisen. Auch diese Baustoffe wurden ohne Zusatzstoffe hergestellt. Messungen an Zementsteinen liegen vergleichsweise in einem geringen Umfang vor. Die Zementsteine wurden mit Portlandzement und  $w/b$ -Werten von 0,4–0,65 hergestellt. Die Messergebnisse bei 20-25 °C für die Desorption und Adsorption fasst die Abbildung 4.35 zusammen.

Offensichtlich liegen sehr große Streubreiten vor. Eine differenzierte Analyse hinsichtlich des  $w/b$ -Wertes für sehr gut nachbehandelte Probekörper und hinsichtlich der Baustoffart Beton, Mörtel oder Zementstein ergibt keine Verringerung der Streubreiten. Auch der Ausschluss von Daten aus der statistischen Analyse, die an mit Kohlendioxid exponierten Proben gewonnen wurden, ergibt keine Verringerung der Streubreite. Die größte Streubreite liegt für hohe relative Luftfeuchten vor. Zwischen Adsorptionsisotherme und Desorptionsisotherme kann kein signifikanter Unterschied der angepassten Daten festgestellt werden. Ergebnisse von Adsorptionsmessungen für mit Hochofenzement hergestellte Baustoffe zeigt die Abbildung 4.36.

Hier ist die gute Beschreibbarkeit der Sorption mittels Gleichung 4.6 erkenntlich. Aufgelistet sind die Werte der Anpassungsparameter in der Tabelle A.18 für alle Temperaturen und Zusammensetzungen. Die erhaltenden Standardabweichungen der beiden Parameter demonstrieren die große Streubreite zwischen den Ergebnissen verschiedener Arbeiten.



- Zemente:
  - CEM I 32,5 R, CEM I 32,5 N
  - CEM I 42,5 R, CEM I 42,5 R-HS, CEM I 52,5 R
- w/b: 0,4-0,8
- Zementgehalt:
  - Beton 248,9-502 kg/m<sup>3</sup>
  - Mörtel 316-715 kg/m<sup>3</sup>
  - Zementstein 1028-1216 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt :
  - Beton 1126-1970 kg/m<sup>3</sup>
  - Mörtel 1215-1644 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffart:
  - Beton Quarzmehl
- Zusatzstoffgehalt: keine Angabe
- alle Nachbehandlungsstufen

Abb. 4.35.: Sorptionsisotherme für portlandzementgebundene Betone, Mörtel und Zementsteine bei 20-25 °C ermittelt. Die Sorptionsfeuchte wurden auf den hydratisierten Zementstein bezogen. Dabei sind Messwerte aus Adsorptions- und Desorptionsmessungen getrennt dargestellt. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [115] [75] [92] [6] [80] [79] [77] [25] [72] [93] [81] [129].

Weitere Messungen wurden bei erhöhten Temperaturen an portlandzementgebundenen Baustoffen durchgeführt. Die Ergebnisse demonstriert die Abbildung C.24 für 35-50 °C und die Abbildung C.25 für 50-75 °C im Anhang. Erwartungsgemäß zeigt sich mit zunehmender Messtemperatur eine abnehmende Ausgleichsfeuchte. Ergebnisse der Anpassung an Gleichung 4.6 sind in Tabelle A.18 aufgelistet.

### 4.6. Mechanische Parameter

Es stehen eine Reihe mathematischer Beschreibungen zur Verfügung, die die Abhängigkeit der mechanischen Parameter wie Druckfestigkeit, Zugfestigkeit und Bruchdehnung vom wirksamen Alter beschreiben. Eine gute Übersicht und eine Zusammenstellung statistischer Daten ist z.B. in [58] zu finden. Die dort beschriebene Annahme der Lognormalverteilung der genannten mechanischen Parameter wird für diese Arbeit übernommen. Darüberhinaus werden

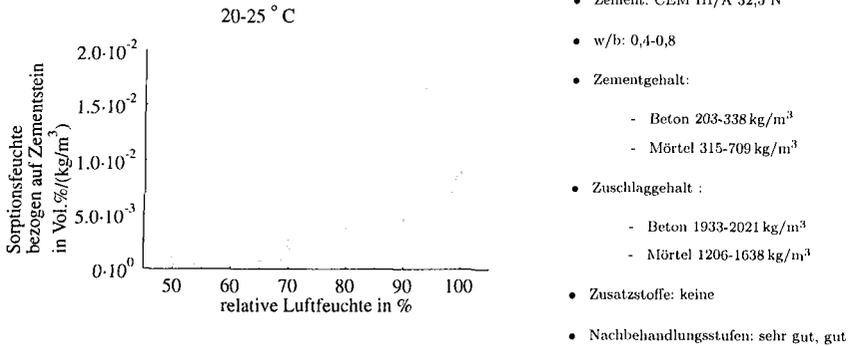


Abb. 4.36.: Sorptionsisotherme für hochofenzementgebundene Betone, Mörtel und Zementsteine bei 20-25 °C ermittelt. Die Sorptionsfeuchte wurden auf den hydratisierten Zementstein bezogen. Die Daten stammen aus der Arbeit [74].

die angegebenen Variationskoeffizienten (8,2–12,5 % für die Druckfestigkeit, 13 % für die Zugfestigkeit und 50 % für die Zug-Bruchdehnung) für Simulationen in dieser Arbeit eingesetzt.

## 4.7. Wärmetechnische Größen

Eine Übersicht über Messdaten und Näherungsverfahren zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit, der Wärmekapazität und der Wärmedehnzahl sowie statistische Kennwerte für Betone ist in [58] präsentiert. Angenommen wird in dieser Arbeit eine Lognormalverteilung mit einem Variationskoeffizient von 4 % für die genannten wärmetechnischen Größen. Diese Annahme sowie die Näherungsverfahren werden in dieser Arbeit auch für Zementsteine und Mörtel übernommen. Die Näherungsverfahren erfassen die Abhängigkeit der wärmetechnischen Größen von der Zusammensetzung und dem Hydratationsgrad.

## 4.8. Messungen im Rahmen dieser Arbeit

Eigene experimentelle Arbeiten umfassten die Bestimmung der maximalen freien Wasseraufnahme, der Trockenrohdichte, der Porengrößenverteilung und des  $K^+$ -Diffusionskoeffizienten für einen Zementstein. Diese Daten wurden im Rahmen einer Zusammenarbeit im Schwerpunktprogramm (SPP 1122) der DFG ermittelt und gehen in eine Simulationsberechnung ein. Näheres dazu

ist im Kapitel 6.2.1 beschrieben. Weiterhin wurden ergänzend zur Literaturstudie Daten zur Charakterisierung der Porosität für Mörtel verschiedener Zusammensetzung aufgenommen. Dazu gehören die kapillare Wasseraufnahme, die Trockenrohichte und die maximale freie Wasseraufnahme. Diese Untersuchungen sind Bestandteil einer Diplomarbeit [133], die am IBMB unter Leitung der Autorin durchgeführt wurde.

##### 4.8.1. Messungen am Zementstein

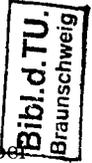
Der Zementstein wurde aus Portlandzement mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6 bei Raumtemperatur hergestellt. Die oxidische Zusammensetzung des Zementes ist aus der Tabelle A.34 abzulesen. Die Proben wurden nach einem Tag entschalt und lagerten anschließend 27 Tage unter Wasser bei Raumtemperatur.

Die Bestimmung der Diffusionskoeffizienten erfolgte instationär nach Einlagerung der Proben in einer KOH-Lösung (0,5 mol/L) und anschließender Bestimmung des zeitabhängigen Kaliumprofils der festen Probe. Dazu wurden die unter Wasser gelagerten Proben mit einem Tuch abgewischt und mit einem EP-Harz in 3 Arbeitsgängen abgedichtet. Nach Trocknung des Harzes wurden die prismatischen Probekörper in zwei Hälften geteilt, so dass Probekörper der Größe  $40 \times 40 \times 80$  mm vorlagen. Die Probekörper mit der frischen Schnittfläche wurden erneut 7 Tage unter Wasser gelagert und dann in die KOH-Lösung eingebracht. Diese Vorgehensweise wurde gewählt, um eine freie Wassersättigung annehmen zu können.

Die Diffusionskoeffizienten wurden rechnerisch durch Anpassung an das 2. Fick'sche Gesetz ermittelt. Dazu wurde das Programm Transreac in Verbindung mit der Monte-Carlo Simulation genutzt, wobei der Diffusionskoeffizient von  $K^+$  als gleichverteilte Basisvariable behandelt wurde. Bei dieser Simulation wurde angenommen, dass das Verhältnis der Diffusionskoeffizienten einzelner Ionen zum Diffusionskoeffizient des  $K^+$  in wässriger Lösung und in der Porenlösung gleich ist.

Zur Untersuchung des Kaliumprofils wurde ein ortsauflösendes Röntgen-Fluoreszenz-Analyse-Gerät der Firma Thermo Noran (Spectrace QuanX) genutzt, dessen Ortsauflösung 1 mm beträgt.

Das damit nach 45 Tagen Einlagerung experimentell bestimmte Durchschnitts-Profil und die berechneten Kaliumprofile für unterschiedliche Diffusionskoeffizienten zeigt die Abbildung 4.37. Zudem enthält sie die Messpunkte unterschiedlicher Messreihen, die von 3 Probekörper aufgenommen wurden. Es ist ersichtlich, dass die experimentellen Ergebnisse sehr große Streuungen aufweisen. Folglich ist das experimentell ermittelte Profil durch Diffusi-



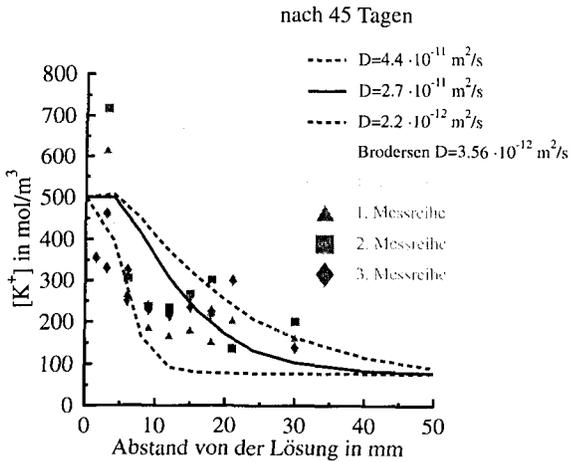


Abb. 4.37.: Bestimmung des Diffusionskoeffizienten von  $\text{K}^+$  anhand der in-stationären Immersionsmethode. Angegeben ist der von Brodersen [107] ermittelte Diffusionskoeffizient für ein Material ähnlicher Zusammensetzung, der sich auf die Diffusion in einer  $\text{NaCl}$ -Lösung bezieht.

onskoeffizienten im Bereich von  $D(\text{K}^+) = 2,2 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}^2$  und  $D(\text{K}^+) = 4,4 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}^2$  zu beschreiben. Der mittlere Diffusionskoeffizient beträgt  $D(\text{K}^+) = 2,7 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}^2$ . Die Auslaugungseffekte am Rand der Probe wurden auch von Brodersen [107] beobachtet.

Zur Bestimmung der Trockenrohdichte wurde die DIN EN 1015-10 [134] herangezogen, die die Bestimmung des Trockengewichts und des Volumens umfasst. Das Wasserverdrängungsverfahren wurde zur Volumenermittlung wassergesättigter Proben genutzt. Dazu wurden die Proben gemäß der genannten Norm bis zur Gewichtskonstanz unter Wasser gelagert und anschließend wurde das Unterwasser-, das Nass- und das Trockengewicht bestimmt. Abweichend von den Festlegungen der DIN EN 1015-10 erfolgte die Trocknung der Proben bei  $105 \text{ }^\circ\text{C}$  anstatt bei  $70 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$ . Diese Vorgehensweise wurde gewählt, um die Ergebnisse mit denen aus der Arbeit [6] vergleichen zu können. Die folgende Gleichung erläutert die Berechnung des Volumens der Probekörper:

$$V = \frac{m_{\text{sat}} - m_{\text{uw}}}{\rho_w} \cdot 100 \quad (4.8)$$

mit

- $V$  Volumen des Probekörpers in  $\text{dm}^3$
- $m_{\text{sat}}$  Masse der wassergesättigten Probe in kg
- $m_{\text{uw}}$  Unterwassergewicht in kg
- $\rho_w$  Dichte von Wasser in  $\text{kg}/\text{dm}^3$

Das so bestimmte Volumen wird zur Kalkulation der Trockenrohddichte (siehe Gleichung 4.9) und der maximalen freien Wasseraufnahme (siehe Gleichung 4.10) genutzt.

$$\rho_{\text{tr}} = \frac{m_{\text{tr}}}{V} \quad (4.9)$$

mit

- $\rho_{\text{tr}}$  Trockenrohddichte des Probekörpers in  $\text{kg}/\text{dm}^3$
- $m_{\text{tr}}$  Trockengewicht in kg
- $V$  Volumen des Probekörpers in  $\text{dm}^3$

$$w = \frac{(m_{\text{sat}} - m_{\text{tr}})/\rho_w}{V} \quad (4.10)$$

mit

- $w$  maximale freie Wasseraufnahme Vol.%
- $m_{\text{sat}}$  Masse der wassergesättigten Probe in kg
- $m_{\text{tr}}$  Trockengewicht in kg
- $\rho_w$  Dichte von Wasser in  $\text{kg}/\text{dm}^3$
- $V$  Volumen des Probekörpers in  $\text{dm}^3$

Die Trockenrohddichte und die maximale freie Wasseraufnahme wurde an jeweils 5 Proben bestimmt. Für die Trockenrohddichte wurde ein Wert von  $1,304 \pm 0,001 \text{ kg}/\text{dm}^3$  und für die maximale freie Wasseraufnahme ein Wert von  $51,5 \pm 0,4 \text{ Vol.}\%$  erhalten.

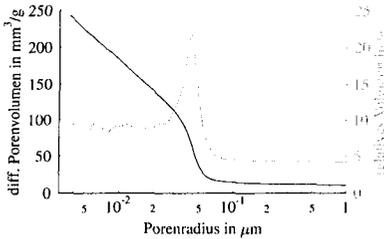


Abb. 4.38.: Repräsentative Porengrößenverteilung eines unter Wasser gelagerten Zementsteins mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6.

Die Porenradienverteilung und das kumulative Porenvolumen wurde mit Hilfe der Quecksilberdruckporosimetrie ermittelt. Verwendet wurde dazu ein Gerät der Firma Carlo Erba. Ein Quecksilberkontaktwinkel von  $140,0^\circ$  und eine Oberflächenspannung von  $0,48 \text{ N/m}$  wurden zur Berechnung der Porenradienverteilung genutzt. 5 im Vakuum getrocknete Proben wurden der Untersuchung unterzogen. Sie wiesen ein kumulatives Porenvolumen von  $239 \pm 16 \text{ mm}^3/\text{g}$  auf. Eine repräsentative Porenradienverteilung ist in der Abbildung 4.38 ersichtlich.

#### 4.8.2. Messungen am Mörtel

Es wurden Mörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,4-0,7 hergestellt. Dabei wurden jeweils ein Portlandzement (CEM I 32,5 R) (siehe Tabelle A.35) und ein Hochofenzement (CEM III/B 32,5 N NW/HS/NA siehe Tabelle A.33) verwendet. Als Gesteinskörnung wurde Normsand mit einem Größtkorn von 2 mm eingesetzt. Angestrebt wurde dafür ein konstanter Gehalt von  $1534,1 \text{ kg/m}^3$ . Die mittels des Vibrationstisches verdichteten Mörtelproben wurden unterschiedlichen Lagerungsbedingungen unterzogen. Die Proben wurden nach einem Tag entschalt und dann unter Wasser bzw. bei Normklima ( $20^\circ \text{C}$  und  $65\% \text{ r.L.F.}$ ) 27 Tage aufbewahrt. Weitere Angaben über die Mörtelzusammensetzung sind der Tabelle A.29 zu entnehmen. Die Frischmörteleigenschaften Ausbreitmaß, Rohdichte und Luftporengehalt wurden entsprechend der DIN EN 1015 Teil 3,6,7 [135, 136, 137] geprüft. Ergebnisse dazu enthält die Tabelle A.30.

Das Ausbreitmaß erhöht sich mit zunehmendem  $w/z$ -Wert, da der Wasseranteil und damit die Verarbeitbarkeit verbessert wird. Frischmörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,4 wiesen eine steife Konsistenz auf und Frischmörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,5-0,6 zeigten ein plastisches Verhalten. Zudem wurde eine weiche Konsistenz für Mörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,7 fest-

gestellt.

Die Rohdichte erwies sich als weniger sensitiv gegenüber dem  $w/z$ -Wert. Es wurden Rohdichten von  $2,2 \text{ kg/m}^3$  ermittelt. Aufgrund des steigenden Wassergehaltes wurden für Proben mit höheren  $w/z$ -Werten etwas niedrigere Rohdichten verzeichnet. Der Luftporengehalt nahm Werte im Bereich von 2,5-4 Vol.% an, wobei die bessere Verarbeitbarkeit von Mörtel mit höherem Wasseranteil einen kleineren Luftporengehalt bedingen.

Darüberhinaus wurden die erhärteten Mörtel hinsichtlich der kapillaren Wasseraufnahme, der Trockenrohichte und der maximalen freien Wasseraufnahme untersucht. Die dabei verwendete Probenanzahl pro Messreihe wurde auf 6 festgelegt, da dann eine statistische Auswertung möglich ist. Alle Messungen erfolgten bei einer Raumtemperatur von  $26 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$  unter Atmosphärendruck. Zur Ermittlung der kapillaren Wasseraufnahme wurden die Arbeitsanweisung aus der EN ISO 15148/EN 1015-18 [138, 139] befolgt. Die Proben wurden gemäß dieser Norm bei  $60 \text{ }^\circ\text{C}$  getrocknet und anschließend zur Abdichtung mit Silikon händisch beschichtet.

Die kapillar aufgenommene Wassermenge wurde gravimetrisch bis zu einer Zeitdauer von 24 h aufgenommen. Aus der pro Zeiteinheit aufgenommenen Wassermenge wurde der kapillare Wasseraufnahmekoeffizient nach Gleichung 4.11 bestimmt.

$$V_w = \frac{m}{A \cdot \sqrt{t}} \quad (4.11)$$

mit

- $V_w$  kapillarer Wasseraufnahmekoeffizient in  $\text{kg/m}^2/\sqrt{\text{h}}$
- $A$  wasseraufnehmende Fläche in  $\text{m}^2$
- $t$  Zeit in h
- $m$  kapillar aufgenommene Wassermasse in kg

Die gewonnenen Ergebnisse sind in der Tabelle A.31 aufgelistet.

Die Bestimmung der maximalen freien Wasseraufnahme und der Trockenrohichte erfolgte in Anlehnung an die DIN EN 1015-10 [134]. Die einzelnen Arbeitsschritte sind im Kapitel 4.8.1 beschrieben. Die Untersuchungsergebnisse der beiden Größen enthält die Tabelle A.32.

Die Abnahme des Wasseraufnahmekoeffizienten mit abnehmendem  $w/z$ -Wert ist mit einem erniedrigten Kapillarporenanteil zu begründen. Zudem

führen hohe Hydratationsgrade ebenfalls zur Verringerung der Kapillarporosität. Demnach zeigen Mörtel, die unter Wasser gelagert wurden, eine um die Hälfte verminderte Wasseraufnahme. Bei dieser Nachbehandlung liegt für Mörtel, unabhängig von der Zementart, ein sehr hoher Hydratationsgrad vor. Dadurch bedingt, unterscheiden sich die Wasseraufnahmekoeffizienten kaum für portlandzement- und hochofenzementgebundene Mörtel. Der letztgenannte Mörtel weist aufgrund der mineralogischen Zusammensetzung und der hohen Malfeinheit eine etwas niedrigere kapillare Wasseraufnahme auf. Bei Lagerung der Proben bei Normklima hingegen zeigt sich ein signifikanter Unterschied zwischen portlandzement- und hochofenzementgebundenen Mörtel. Die hochofenzementgebundenen Proben besitzen einen bis zu siebenfach erhöhten kapillaren Wasseraufnahmekoeffizienten. Ursächlich dafür ist der niedrige Hydratationsgrad des Hüttensandes zu nennen.

Wie erwartet nimmt die Trockenrohddichte mit steigendem  $w/z$ -Wert ab. Der Einfluss der Gesteinskörnung ist vernachlässigbar, da für alle Mörtel ein gleichbleibender Gesteinskörnungsgelbst angestrebt wurde. Zudem ist kein signifikanter Unterschied hinsichtlich der Lagerungsart festzustellen.

Die maximale freie Wasseraufnahme zeigt, wie die Trockenrohddichte, zunehmende Werte bei zunehmendem  $w/z$ -Wert der Mörtel. Es ist kein signifikanter Einfluss der Lagerungsbedingungen festzustellen. Festzuhalten bleibt hier eine geringe Erhöhung der kapillaren Wasseraufnahme bei Verwendung von Hochofenzement als Bindemittel.

#### **4.9. Eingangsdaten zur Berechnung des Korrosionsverhaltens verschiedener zementgebundener Materialien**

Für die Validierung des deterministischen Modells und des probabilistischen Modells werden in der Literatur beschriebene Korrosionsversuche herangezogen. Das zur Simulation erforderliche Datenmaterial wird vorzugsweise der Literatur entnommen bzw. muss geschätzt werden. Der in dieser Arbeit ausgewählte Umfang der Materialien ist in der Tabelle 4.2 aufgelistet. Es werden Betone, Mörtel und Zementsteine unterschiedlicher Zusammensetzung betrachtet. Der  $w/z$ -Wert erstreckt sich von 0,45-0,7 und die Zementmenge variiert von 375-500 kg/m<sup>3</sup>. Weiterhin wurden Versuche ausgewählt, die das Korrosionsverhalten von Portlandzementen, Hochofenzementen und Flugaschezementen hinsichtlich des lösenden und treibenden Angriffs thematisierten.

Der Eingangsdatensatz für die Simulation des Korrosionsverhaltens um-

Tab. 4.2.: Übersicht der für die Validierung herangezogenen Korrosionsversuche. Die Versuche wurden der Literatur entnommen.

Bezeichnung:

1. Material: B-Beton, M-Mörtel, Z-Zementstein

2.  $w/b$ -Wert

3. Zementart: PZ-Portlandzement, HOZ-Hochofenzement, FAZ-Flugaschezement

4. Zementgehalt in  $\text{kg}/\text{m}^3$

Probenbezeichnung	angreifendes Medium	Literaturverweis	Kapitel
M-0.45-PZ-500	Salpetersäure	[140]	6
	Schwefelsäure	[140]	6
M-0.45-HOZ-500	Salpetersäure	[140]	6
	Schwefelsäure	[140]	6
	Natriumsulfatlösung	[140]	5
M-0.6-PZ-470	Natriumsulfatlösung	[6]	5
Z-0.6-PZ-1084	Salpetersäure	[141]	6
B-0.5-PZ-400	Salzsäure	[38]	6
B-0.5-FAZ-375	Ammoniumchloridlösung	[142]	7

fasst die Phasenzusammensetzung des unkorrodierten Materials und die dazugehörigen thermodynamischen Daten der einzelnen Phasen zur Berechnung der chemischen Reaktionen. Darüber hinaus werden Transportparameter sowie Porositätskennwerte für die Modellierung der Transporte genutzt. Zusätzlich sind die Streuungen dieser Kennwerte, die als Eingangsparameter für die Monte-Carlo Simulation verwendet werden, aufzulisten. Die Daten für jedes Material sind im Anhang B zusammengestellt.

#### 4.9.1. Thermodynamischer Eingangsdatensatz

Zur Simulation des thermodynamisch stabilen Phasenbestandes wurde auf den in [4, 5, 6] verwendeten thermodynamischen Datensatz zurückgegriffen. Gründe dafür sind im Kapitel 3.1.4 bereits erläutert. Eine Liste der verwendeten Spezies findet sich im Anhang B.1 wieder.

Bei der Simulation der Phasenzusammensetzung von Hochofenzementen und Flugaschezementen müssen weitere feste Phasen herangezogen werden. Bennet et al. [143] schlagen zur thermodynamischen Modellierung dieser Zemente die folgenden festen Phasen vor:

Phase	chem. Zusammensetzung
Portlandit	$Ca(OH)_2$
Gips	$CaSO_4 \cdot 2H_2O$
Bruzit	$Mg(OH)_2$
$SiO_2(amorph)$	$SiO_2$
Gibbsit	$Al(OH)_3$
Hydrogranat	$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 6H_2O$
$C - S - H$ -Phasen	$nCaO \cdot SiO_2 \cdot mH_2O$
Hydrotalkit	$4MgO \cdot Al_2O_3 \cdot 10H_2O$
Ettringit	$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 3CaSO_4 \cdot 32H_2O$
Strätlingit	$2CaO \cdot Al_2O_3 \cdot SiO_2 \cdot 8H_2O$
Mischkristallreihe:	
Hydrogranat - Grossular	$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot xSiO_2 \cdot (6 - 2x)H_2O$
(Grossular)	$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Al_2O_3 \cdot 3SiO_2$

Mit Hilfe dieser Phasen konnte die Zusammensetzung der Porenflüssigkeit eines Flugaschezementes und eines Hochofenzementes nachvollzogen werden. Es ist jedoch anzumerken, dass röntgenographisch nur Portlandit, Ettringit, Gips und Hydrotalkit nachgewiesen wurde, obwohl Bruzit mittels der genannten Methode detektiert werden könnte [56]. Trotzdem wird in dieser Arbeit das thermodynamische Modell von Bennet et al. [143] weiter verfolgt, da mittels der Röntgenpulverdiffraktometrie nur kristalline Phasen beobachtet werden können und eine Stabilisierung von amorphem  $Mg(OH)_2$  denkbar ist. Thermodynamische Daten für die Minerale Portlandit, Gips, Bruzit,  $SiO_2(amorph)$ , Gibbsit, Hydrogranat,  $C - S - H$ -Phasen und Ettringit sind im vorhandenen Datensatz bereits enthalten. Die Kennwerte für die restlichen festen Phasen müssen anderen Arbeiten entnommen werden. Wie im Kapitel 3.1.4 erläutert, müsste ein gesondertes Verfahren zur Extraktion von konsistenten Datensätzen ausgeführt werden, was in dieser Arbeit nicht geleistet wird.

Ein vollständiger thermodynamischer Datensatz für das Mineral Grossular wird aus der Arbeit von Gottschalk [144] entnommen.

Für die Modellierung der Mischkristallreihe Hydrogranat - Grossular wurde das ideale Mischungsgesetz verwendet.

Eine Gibbs-Energie von  $-5710,28 \text{ kJ/mol}$  für Strätlingit wurde aus der Löslichkeitskonstanten ( $49,16 \pm 0,8$ ) [143] berechnet. Kuzel [145] klärte die Kristallstruktur des genannten Silikats auf. Mit den Angaben aus diesem Bericht wurde ein Molvolumen von  $2,15 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{mol}$  ermittelt.

Hydrotalkite besitzen einen variablen Zusammensetzungsbereich:

$M(II)_{1-x}Al_x(OH)_2(CO_3)_{x/2} \cdot mH_2O$  mit  $M(II) : Mg, Co, Ni, Zn$  und  $(0, 2 <$

$x < 0,4$ ).

Zur Klärung des für die Hydratationsprodukte von Hochofenzementen relevanten Zusammensetzungsbereichs wurden zahlreiche Arbeiten durchgeführt. Zusammenfassend gibt Taylor [56] ein  $Mg/Al$ -Verhältniss von 2:1 bis 2,5:1 an. Unter Berücksichtigung des niedrigen im Zementstein herrschenden  $CO_2$ -Partialdruck ist darüber hinaus der  $OH$ -Hydrotalkit ( $4MgO \cdot Al_2O_3 \cdot 10H_2O$ ) stabil. Für diese Phase liegen jedoch keine gesicherten thermodynamischen Daten vor, während für die  $CO_2$ -Hydrotalkite thermodynamisch vollständig beschriebene Datensätze existieren (z.B. [146]). Aus den angegebenen Löslichkeitsprodukten von 56,02 [147] und von 73,78 [143] für den  $OH$ -Hydrotalkit wurde eine Gibbs-Energie von  $-6101,05 \text{ kJ/mol}$  und von  $-6101,73 \text{ kJ/mol}$  abgeleitet. Folgend wird der Mittelwert für die thermodynamische Modellierung genutzt. Die kristallographische Struktur eines natürlichen Hydrotalkits wurde von Allmann et al. [148] bestimmt. Hydrotalkit ist aus positiv geladenen Bruzit-ähnlichen Schichten aus  $Mg(OH)_2$  und  $Al(OH)_3$  aufgebaut. Zwischen den Schichten befinden sich Wassermoleküle und  $CO_3^{2-}$ -Ionen. Das Volumen der Elementarzelle des von Allmann et al. untersuchten natürlichen Minerals ( $((Mg_4Al_2)(OH)_{12}(CO_3)(H_2O)_3)_{0,5}$ ) beträgt  $184,2 \text{ \AA}^3$ . Die oben angegebene Zusammensetzung stellt etwa die fünffache Formeleinheit dar. Folglich sollten die Volumina der Elementarzellen im gleichen Verhältnis stehen und es wird von einem molaren Volumen von  $5,53 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{mol}$  ausgegangen.

#### 4.9.2. Mineralogische Zusammensetzung

Für die Berechnungen des anfänglich thermodynamisch stabilen Phasenbestandes ist die Konzentration der nicht hydratisierten Phasen nötig. Die Klinkerphasenzusammensetzung ergibt sich aus der oxidischen Zusammensetzung des Portlandzementes unter Anwendung der Bogue-Berechnung [56]. Dabei wird eine unvollständige Hydratation der einzelnen Klinkerphasen mit berücksichtigt, indem jeweils der Gehalt der Klinkerphasen entsprechend ihres Hydratationsgrades verringert wird. Ein Modell zur Abschätzung des dafür nötigen Hydratationsgrades wird im Kapitel 4.9.2.1 behandelt und die Modellierung der Phasenzusammensetzung von Hüttensand und Flugasche wird in den Kapiteln (4.9.2.2, 4.9.2.3) vorgestellt.

Ferner wird angenommen, dass der gesamte Sulfatgehalt als Anhydrit vorliegt und der gesamte  $Na$ - und  $K$ -Gehalt in die Phasen  $Na_2O$ - bzw.  $K_2O$  eingebunden ist.

Alle Konzentrationen werden in einem abschließenden Schritt entsprechend dem Zementgehalt des betrachteten Materials skaliert. Zusammenfassend ent-

halten die Tabellen B.6 und B.7 den angenommenen Ausgangsphasenbestand.

Weiterhin sind hinsichtlich der Monte-Carlo Simulation statistische Kenn-  
daten der Ausgangsphasenzusammensetzung von Interesse. Dafür wird die  
oxidische Zusammensetzung für Portlandzementklinker, Hüttensand und Flug-  
asche den Arbeiten [56, 149, 150] entnommen. Zudem wird angenommen, dass  
die angegebene Varianz vom Mittelwert unabhängig ist und daraus wurde für  
das zu betrachtende Ausgangsmaterial die Standardabweichung der einzelnen  
Oxide bestimmt. Danach wurden die statistischen Kennwerte der einzelnen  
Phasen berechnet.

#### 4.9.2.1. Abschätzung des Hydratationsgrades

Meist ist weder der Hydratationsgrad der einzelnen Klinkerphasen noch der  
Gesamthydratationsgrad der für diese Arbeit relevanten Materialien in der Li-  
teratur angegeben. Diese Werte müssen demzufolge geschätzt werden. Dafür  
werden experimentelle Arbeiten über die Entwicklung des Hydratationsgrades  
in Abhängigkeit von der Zeit und von der Lagerung unterschiedlich zusam-  
mengesetzter Proben herangezogen. Nachprüfbar ist die folgend beschriebene  
Vorgehensweise beispielsweise anhand des röntgenographisch zugänglichen  
Portlanditgehaltes.

Der Gesamthydratationsgrad wird in einigen Arbeiten thematisiert (z.B.  
[151, 56, 152]), während der Hydratationsgrad der einzelnen Klinkerphasen  
nur von wenigen Autoren (z.B. [6]) ermittelt wurde. In den genannten Ar-  
beiten wird der Hydratationsgrad anhand der nicht hydratisierten Phasen  
bestimmt. Weitere indirekte Methoden zur Ermittlung des Hydratationsgra-  
des stützen sich auf die Entwicklung der Druckfestigkeit oder der Menge des  
chemisch gebundenen Wassers und werden aufgrund der Vergleichbarkeit der  
Werte nicht weiter berücksichtigt. Feng et al. [151] verglichen den Hydrat-  
ationsgrad der Zementklinker in Hochofenzementen und Portlandzementen  
( $w/z=0,4$ ). Untersuchungen zur Hydratation von unter Wasser gelagerten  
Zementsteinproben mit einem  $w/z$ -Wert von 0.25-0.6 führten Igarashi et al.  
[152] durch. Beide Arbeiten berücksichtigen auch die Zugabe von Flugasche  
und Hüttensand. Es wurde dabei eine beschleunigte Hydratation der Zement-  
klinker im Hochofenzement von etwa 15 % nach 28 Tagen festgestellt. Dies  
wird mit einem in der Anfangsphase der Hydratation erhöhtem  $w/z$ -Wert und  
einer zusätzlichen puzzolanischen Reaktion zwischen Hüttensand und Port-  
landit begründet. Die von den genannten Autoren gewonnenen Ergebnisse  
zum zeitabhängigen Hydratationsgrad können durch die Jonasson-Funktion

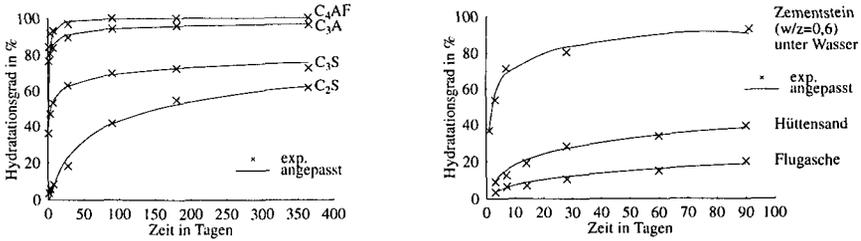


Abb. 4.39.: Vergleich des experimentell bestimmten und des berechneten Hydratationsgrades der Klinkerminerale [56], eines unter Wasser gelagerten Zementsteins ( $w/z = 0.6$ ) [152], eines Hüttensandes und einer Flugasche [151].

[153] beschrieben werden:

$$\alpha = \exp\left[-\left(\frac{b}{t}\right)^c\right] \tag{4.12}$$

mit

- $\alpha$  Hydratationsgrad in %
- $t$  Zeit in d
- $b, c$  Freiwerte

Die Freiwerte  $b, c$  sind spezifisch für eine Zementsteinzusammensetzung bzw. Lagerungsart. Sie wurden für die in den Arbeiten [151, 56, 152] behandelten Zementsteinzusammensetzung bestimmt und sind in der Tabelle B.2 aufgelistet. Die gute Beschreibbarkeit des zeitlichen Verlaufs der Hydratation mittels der Jonasson-Funktion ist in der Abbildung 4.39 beispielhaft für die Klinkerphasen, einen Zementstein sowie für eine Flugasche und einen Hüttensand illustriert.

Folgend wird auf die so bestimmten Freiwerte näherungsweise zurückgegriffen. Dabei werden die Freiwerte ausgewählt, die an Materialien bestimmt wurden, die der Zusammensetzung und der Lagerung des zu betrachtenden Materials möglichst entsprechen. Schließlich wird aus dem bekannten Alter  $t$  unter Benutzung der ausgewählten Freiwerte  $b, c$  der Gesamthydratationsgrad  $\alpha$  nach der Gleichung 4.12 berechnet (siehe Tabelle B.4).

Aus diesem Gesamthydratationsgrad wurde der Einzelhydratationsgrad für die Klinkerphasen folgendermaßen abgeschätzt.

Aus Untersuchungen der Druckfestigkeit leiteten Lerch und Walz den Verlauf des Einzelhydratationsgrades ab. Dieser Verlauf kann wieder durch die Jonasson-Funktion beschrieben werden. Die hierzu ermittelten Parameter sind der Tabelle B.3 zu entnehmen.

Letztlich muss ein Zusammenhang von Gesamthydratationsgrad und Einzelhydratationsgrad aufgestellt werden, um für jede relevante Phase bei bekanntem Gesamthydratationsgrad ein Einzelhydratationsgrad berechnen zu können. Dieser Zusammenhang stellt sich wie folgt dar:

$$\alpha_{ges} = \left(1 - \frac{\sum_{i=1}^N \alpha_{Klinker,i} \cdot m_{Klinker,i}}{\sum_{i=1}^N m_{Klinker,i}}\right) \cdot 100 \quad (4.13)$$

mit

$\alpha_{ges}$	Gesamthydratationsgrad in %
$\alpha_{Klinker,i}$	Hydratationsgrad in % des Klinkers $i$
$m_{Klinker,i}$	Klinkeranteil in M.% des Klinkers $i$
$N$	Anzahl der Klinkerphasen $N = 4$

Damit können die Einzelhydratationsgrade für das zu betrachtende Material unter Wahrung der von Lerch und Walz angegebenen relativen Verhältnisse geschätzt werden.

Getestet wurde dieses Verfahren anhand der in einer Arbeit von Schmidt-Döhl [6] experimentell bestimmten Einzelhydratationsgrade. In der genannten Arbeit wird ein Gesamthydratationsgrad von 89 % r.L.F. angegeben, der sich auf Mörtel ( $w/z = 0,6$ ) bezieht, die 3 Monate bei 100 % r.L.F. gelagert und anschließend bis zur Gewichtskonstanz bei 89 % r.L.F. aufbewahrt wurden. Bei der Abschätzung des Gesamthydratationsgrades wurden die experimentellen Ergebnisse der unter Wasser gelagerten Proben mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6 (Tabelle B.2 unter Punkt 8) herangezogen. Es wird davon ausgegangen, dass die Hydratation maßgeblich in den ersten 3 Monaten bestimmt wird. Unter diesen Voraussetzungen und bei Verwendung der Gleichung 4.12 berechnet sich ein Gesamthydratationsgrad von 90 % r.L.F. für die 3 Monate alten Proben. Entsprechend dem oben erläuterten Verfahren ergeben sich die in der Tabelle 4.3 aufgeführten Einzelhydratationsgrade. Die geschätzten Hydratationsgrade zeigen eine ausreichende Genauigkeit und rechtfertigen diese Vorgehensweise.

Tab. 4.3.: Vergleich von experimentell bestimmten und geschätzten Hydratationsgraden in %. Die experimentell geschätzten Hydratationsgrade sind der Arbeit [6] entnommen.

Klinkermineral	exp.	geschätzt
$C_3S$	95	90
$C_2S$	74	86
$C_3A$	96	98
$C_4AF$	100	100

Zusätzlich wurde diese Vorgehensweise anhand des Portlanditgehalts eines hydratisierten Betons überprüft. Dieser wurde mittels der Differenz-Thermoanalyse (DTA) aus dem Gewichtsverlust bei etwa 420 °C mit 18,1 M.% bestimmt (siehe [38]). Der ermittelte Wert stimmt mit dem aus der Simulation des hydratisierten Phasenbestandes von 20,6 M.% gut überein. Folglich kann davon ausgegangen werden, dass der nicht-hydratisierte Phasenbestand gut angenähert wurde.

Das erläuterte Verfahren wurde für alle zu betrachtenden Materialien durchgeführt. Ergebnisse dazu sind in der Tabelle B.5 aufgelistet.

#### 4.9.2.2. Hüttensand

Bei der Berechnung der Klinkerzusammensetzung eines Hochofen- oder Hüttensandzementes muss die Element-Oxidzusammensetzung des Hüttensandes und des Portlandzementklinkers bekannt sein. Im Regelfall wird die Gesamt-Oxidzusammensetzung des Zementes und nicht die chemische Zusammensetzung der einzelnen Hauptbestandteile des Hochofen- oder Hüttensandzementes angegeben. Demzufolge müssen diese Angaben geschätzt werden.

Die Schätzung erfolgt unter der Bedingung, dass die oxidische Zusammensetzung des Hüttensandes und des Portlandzementklinkers innerhalb zulässiger Grenzen liegt und die geschätzte oxidische Zusammensetzung des Hüttensand- oder Hochofenzementes etwa der in der Literatur angegebenen gesamt-oxidischen Zusammensetzung entspricht. Die zulässigen Grenzen der Oxide  $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $Al_2O_3$ ,  $MgO$ ,  $Na_2O$ ,  $SO_3$ ,  $K_2O$  und  $Fe_2O_3$  für Hüttensand und Portlandzement sind aus [56] und [149] entnommen. Hier liegt ein Optimierungsproblem vor, welches unter Berücksichtigung von Nebenbedingungen gelöst werden muss. Gelöst wurde dieses Problem mittels eines quasi-Newton-Algorithmus, welcher der NAG-Bibliothek [154] entnommen wurde.

Bei der Ableitung der mineralogischen Zusammensetzung aus der oben beschriebenen Oxidzusammensetzung des Hüttensandes wird wie folgt vor-

gegangen:

Hüttensand- und Hochofenzemente besitzen einen erheblich höheren  $Mg$ -Gehalt als Portlandzemente. Sie enthalten glasige Bestandteile von Melilith, einer Mischkristallreihe aus Ackermanit ( $2CaO \cdot MgO \cdot 2SiO_2$ ) und Gehlenit ( $2CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ ), oder Merwinit ( $3CaO \cdot MgO \cdot 2SiO_2$ ). Im Kapitel 4.9.1 ist ein thermodynamisches Modell für Hüttensand- und Hochofenzemente bereits beschrieben. Die dort genannten festen Phasen ergeben sich aus der thermodynamischen Berechnung, indem die Elementoxide  $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $Al_2O_3$ ,  $MgO$  und  $Fe_2O_3$  entsprechend der chemischen Zusammensetzung und Wasser als Ausgangsphasenbestand eingesetzt werden.

Die darüberhinaus benötigte Phasenzusammensetzung des Portlandzementklinkers wird aus der Bogue Berechnung gewonnen.

#### 4.9.2.3. Steinkohleflugasche

Die oxidische Zusammensetzung von Flugaschen variiert in einer großen Bandbreite. Eine durchschnittliche Zusammensetzung von in der BRD verwendeten Steinkohleflugaschen wurde mit 40-55 %  $SiO_2$ , 23-35 %  $Al_2O_3$ , 1-8 %  $CaO$  und 5-17 %  $Fe_2O_3$  angegeben [150]. Flugasche besteht vornehmlich aus glasigen Bestandteilen und einem geringen Anteil an kristallinen Phasen wie Mullit, Quarz, Hämatit, Anhydrit und Magnetit. Nach der Hydratisierung wurden die kristallinen Phasen nach über 12 Monaten röntgenographisch noch nachgewiesen [56]. Demnach werden sie für die Berechnung der chemischen Zusammensetzung vernachlässigt. Nachgewiesene Hydratationsprodukte sind Monokarbonat,  $C - S - H$ -Phasen und Spuren an Kalzit und Ettringit. Die  $C - S - H$ -Phasen zeigen ein deutlich niedriges  $C/S$ -Verhältnis und sind demnach stärker kondensiert als die  $C - S - H$ -Phasen aus hydratisierten Portlandzementen. Eine weitere  $AFm$ -Phase wird vermutet. Sie besitzt wahrscheinlich eine Struktur ähnlich dem Katoit mit der chemische Zusammensetzung:  $C_{12}A_{13}FS_4H_{16}$  [56]. Über diese Phase liegen jedoch keine thermodynamischen Daten vor. Aus diesen Ergebnissen folgernd werden die glasigen Bestandteile näherungsweise als amorphes  $SiO_2$ , Korund ( $\gamma - Al_2O_3$ ) und Hämatit ( $\alpha - Fe_2O_3$ ) dargestellt. Andere Bestandteile werden vernachlässigt. Aus den Angaben der chemischen Zusammensetzung des Flugaschezementes wird unter Berücksichtigung der durchschnittlichen Zusammensetzung der Flugasche (s.o.) und des Gehalts an Flugasche die chemische Zusammensetzung des Portlandzementklinkers näherungsweise bestimmt. Daraus lässt sich mit Hilfe der Bogue-Berechnung wie oben beschrieben die Klinkerphasenzusammensetzung bestimmen.

### 4.9.3. Transportparameter, Porositätskennwerte, mechanische Kennwerte

Die Transportparameter und die Porositätskennwerte der betrachteten Materialien werden vorzugsweise aus den Angaben der Literatur entnommen. Enthält die entsprechende Literaturquelle die benötigten Informationen nicht, müssen Eingangsdaten geschätzt werden. Dazu werden die in den Kapiteln 4.3, 4.4, 4.5, 4.6, 4.7, 4.8 aufgenommenen Daten herangezogen, wobei Ergebnisse von Messungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, vorgezogen werden.

### 4.10. Zusammenfassung

Die Simulation des Korrosionsverhaltens von Bauwerkstoffen mit dem Modell Transreac basiert auf zahlreichen materialspezifischen und materialunabhängigen Größen. Zusätzlich werden für die zuverlässigkeitsorientierte Modellierung statistische Parameter benötigt. Die experimentelle Bestimmung aller benötigten Daten würde den zeitlichen Rahmen sprengen, der für die zuverlässigkeitsorientierte Beurteilung des Korrosionsverhaltens eines zementgebundenen Materials aufgewendet werden müsste. Damit das hier vorgestellte zuverlässigkeitsorientierte Beurteilungskonzept praktikabel bleibt, werden für definierte Rezepturen die genannten Materialkenndaten zur Verfügung gestellt. Grundlage dieser Kenndaten bildet eine umfangreiche strukturierte Datenbank, aus der auch statistische Kennwerte extrahiert wurden. Diese Datenbank stützt sich auf über 100 Veröffentlichungen und enthält etwa 9500 Angaben über

- Porositätskenndaten (wie Vakuum-Wasseraufnahme, kumulatives Porenvolumen usw.)
- Transportkenndaten (zu gelösten Teilchen, Gasen und Wasser)
- Sorptionsisotherme
- mechanische Größen
- wärmetechnische Größen.

Bei einem Vergleich der Angaben aus den verschiedenen Literaturquellen wurden sehr große Streubreiten festgestellt. Eine Ausnahme bilden die experimentellen Befunde zur Druckfestigkeit, da hierfür detaillierte Prüfvorschriften vorliegen. Die in der Literatur dokumentierten Messdaten zu Porositätskenndaten, Transportkenndaten oder zu den Sorptionsisothermen wurden

nicht nur mit verschiedenen Messmethoden sondern auch an unterschiedlich konditionierten Prüfkörpern sowie an Materialien mit ungleichem Hydratationsgrad bestimmt. Hier besteht für die Zukunft im Hinblick auf die zuverlässigkeitsorientierte Beurteilung der Dauerhaftigkeit noch Forschungs- und Handlungsbedarf, da die dafür nötigen statistischen Parameter nur die Inhomogenität des Baustoffes widerspiegeln sollen.

Abschließend werden Datensätze zusammengestellt, die die Grundlage für die folgenden Simulation des Korrosionsverhaltens infolge lösenden und treibenden Angriffs bilden. Dabei werden neben den Kennwerten zur Simulation der Transportprozesse auch Eingangsparameter zur Berechnung der chemischen Reaktionen behandelt. Insbesondere wird ein Modell zur Abschätzung des Hydratationsgrades vorgestellt.

## 5. Anwendung des Konzeptes auf den treibenden Angriff sulfathaltiger Wässer

### 5.1. Bedeutung für die Praxis und Korrosionsmechanismus

Eine Größe der Dauerhaftigkeit von Beton und Mörtel ist der Widerstand gegenüber einem Sulfatangriff. Sulfate kommen in fester Form (Gips, Anhydrit) und gelöst im Niederschlag, in Oberflächen- und Grundwässern sowie im Boden vor. Die Beurteilung des Angriffsgrades der gelösten Sulfate in natürlichen Wässern ist nach DIN 4030 [27] bzw. DIN 1045 [28] vorzunehmen. Zudem ist der maximale Sulfatgehalt in Industrie- und Abwässern im ATV Merkblatt 168 [30] geregelt.

Beim treibenden Angriff verursachen die nach dem Eindringen der Sulfate entstehenden Korrosionsprodukte Quellen bzw. Rissbildung und führen letztlich zum Festigkeitsverlust. Außer durch eine äußere Sulfatquelle kann die Schädigung auch infolge innerer Sulfatquellen wie dem Erstarrungsregler auf der Basis von  $CaSO_4$  und sulfatbelasteter Gesteinskörnungen auftreten. Bei der angesprochenen Thematik bleibt die Frage offen, wie sich die mit der Flugasche eingebrachten Sulfate und  $CaO$ - und  $Al_2O_3$ -Verbindungen hinsichtlich der Ettringitbildung im erhärteten Beton verhalten [155].

Der Korrosionsmechanismus ist z.Zt. nicht vollständig geklärt. Die Treiberscheinungen begründen sich auf die Bildung von Ettringit  $((CaO)_3(X_2O_3) \cdot CaSO_4 \cdot 32H_2O$  mit  $X = Al, Fe$ ) und von Gips ( $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ ). Diese Minerale besitzen gegenüber den Edukten ein beträchtlich größeres Volumen und zeigen ein erhöhtes Potential für den Einbau von Wasser in ihre Struktur. Folglich zieht die Bildung der genannten Minerale einen Expansionsdruck auf die bereits erstarrte Zementsteinmatrix nach sich und es entstehen bei Erreichen der Zugfestigkeit des Gefüges Risse, die oft erst nach dynamischer Belastung sichtbar werden [156]. Diese Schäden traten vermehrt in wärmebehandelten Betonen auf, die der freien Bewitterung ausgesetzt waren. Allerdings wurden auch Ettringitschäden an nicht wärmebehandelten Betonen nach mehrjähriger Nutzung in feuchter Umgebung im Zusammenhang mit der Alkali-Kieselsäure-Reaktion (AKS) und der Einwirkung von Frost und Tausalzmitteln festgestellt. Diese Einwirkungen und zusätzlich die Zwangs- oder Eigenspannungen aufgrund eines Temperatur- oder Feuchtegradienten

können eine Vorschädigung des Gefüges bewirken. Inwiefern diese Vorschädigung des Gefüges eine expandierende Wirkung der Ettringitbildung erst zuläßt oder ob eine Rissbildung durch die Ettringitbildung die genannten Schädigungsmechanismen erst nach sich zieht, ist bis heute nicht geklärt. Es existieren drei Theorien zur Erklärung des Schädigungsmechanismus im Zusammenhang mit der schädigenden Ettringitbildung: die Expansionstheorie, die Kristallwachstumstheorie und die Quelltheorie. Einen guten Überblick darüber gibt die Arbeit von Bollmann [155].

Ein weiteres zu nennendes Mineral im Zusammenhang mit dem Angriff sulfathaltiger Wässer ist der Thaumasit ( $CaSiO_3 \cdot CaSiO_4 \cdot CaCO_3 \cdot 15H_2O$ ). Die Bildung dieses Minerals im erhärteten Betongefüge ist mit einem Festigkeitsverlust verbunden, da die festigkeitsbildenden  $C - S - H$ -Phasen als Edukt bei der Reaktion zum Thaumasit fungieren. Diese Reaktion tritt vornehmlich bei Temperaturen von  $<10^\circ C$  auf, worüber ausführlich in [156] berichtet wird.

Die Beurteilung des Widerstandes von Zementen hinsichtlich ihres Sulfatwiderstandes basiert auf zeitraffenden Experimenten. Dabei werden die Probekörper bei konstanter Temperatur in hochkonzentrierter Sulfatlösung, meist Natriumsulfatlösung, eingesetzt und anschließend die durch Treiben verursachten Dehnungen ermittelt (Verfahren nach Wittekindt [157]). Zusätzlich wird auch die Schädigung der Matrix durch die Prüfung der einaxialen Zugfestigkeit erfasst (Koch-Steinegger-Verfahren [158]). Problematisch sind diese Tests im Hinblick auf die hohe Sulfatbelastung zu sehen, denn hierbei tritt neben dem Ettringittreiben das Gipstreiben auf. Gipstreibschäden an Betonen wurden jedoch aufgrund der zu erwartenden Sulfatkonzentration in der Praxis nicht beobachtet. Ein weiteres Verfahren das Mulenga-Nobst-Stark-Verfahren [159], berücksichtigt die Thaumasitbildung bei niedrigeren Temperaturen.

Ein Ziel dieser Arbeit ist es ein Konzept zur Beurteilung des treibenden Angriffes auf probabilistischer Grundlage auszuarbeiten. Dazu sind abgesicherte Stoffgesetze zu verwenden und auf Grundlage der Zuverlässigkeitstheorie ist die Versagenswahrscheinlichkeit eines Baustoffes unter quantifizierten Belastungen zu berechnen.

Prognosen zum Korrosionsverhalten eines Mörtels in einer Natriumsulfatlösung mit Hilfe des Simulationsmodells Transreac wurden bereits in [4, 5, 6] veröffentlicht. Es wurden dazu Laborversuche betrachtet, die über einen Zeitraum von 300 Tagen durchgeführt wurden. Eine zuverlässigkeitsorientierte Betrachtung muss auf Stoffgesetzen beruhen, die das Korrosionsverhalten von Materialien für die geforderte Lebensdauer voraussagen können. Folg-

lich muss die Validierung des verwendeten Modells auch an Langzeitstudien erfolgen. Eine solche Langzeitstudie wurde vom U.S. Bureau of Reclamation (USBR) in Denver, Colorado, durchgeführt. Sie befasste sich mit der Einlagerung von Mörtelprismen in 2,1 %  $Na_2SO_4$ -Lösung bei freier Witterung bis zu 40 Jahren [1, 160, 161]. Eine weitere in Deutschland durchgeführte Langzeitstudie thematisierte die Exposition von Mörtelprismen in Sulfatlösungen [162]. Die Exposition selbst fand unter Laborbedingungen statt und umfasste einen Beobachtungszeitraum von 6 Jahren. Hierbei wurde die Zusammensetzung der Mörtelprismen, die Temperatur und die Konzentrationen der Sulfatlösung variiert.

Eine Zuverlässigkeitsanalyse für portlandzementgebundene Mörtel auf der Grundlage eines empirischen Modells wurde von Monteiro et al. [1] präsentiert. In diesem Kapitel erfolgt die zuverlässigkeitsorientierte Betrachtung von Mörtel, die mit sulfathaltigen Lösungen exponiert wurden. Grundlage dieser Betrachtung ist das Modell Transreac, welches im Gegensatz zum empirischen Modell nicht auf eine bestimmte Mörtelzusammensetzung oder eine bestimmte Sulfatbelastung beschränkt ist.

Zunächst erfolgt die Validierung des stochastischen Modells anhand eines Laborversuches, indem experimentell ermittelte mit berechneten Streuungen verglichen werden.

Anschließend wird die Monte-Carlo Simulation zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit von Mörtel in Natriumsulfatlösungen herangezogen. Ergebnisse hierzu werden mit den Forderungen relevanter Regelwerke verglichen. Demonstriert wird danach eine Sensitivitätsanalyse, bei der der Einfluss der Eingangsparameter auf das Simulationsergebnis quantifiziert wird.

### 5.2. Validierung des deterministischen Modells

Zur Validierung des deterministischen Modells Transreac wird ein portlandzementgebundener Mörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6 und ein hochofenzementgebundener Mörtel, der einen  $w/z$ -Wert von 0,45 aufweist, herangezogen. Die zur Simulation benötigten Daten sind im Kapitel B aufgelistet, wobei Daten für den portlandzementgebundenen Mörtel unter der Bezeichnung **M-0.6-PZ-470** und Daten für den hochofenzementgebundenen Mörtel unter der Bezeichnung **M-0.45-HOZ-500** ersichtlich sind. Betrachtet wird im Folgenden die durch eine 2,1%ige Natriumsulfatlösung hervorgerufene Dehnung.

Die Abbildung 5.1 zeigt die berechneten Treibdehnungen der genannten Mörtel für einen Zeitraum von 30 Jahren. Zum Vergleich enthält diese Abbil-

dung eine Prognose der Treibdehnung für ähnlich zusammengesetzte Mörtel [160] sowie Ergebnisse experimenteller Untersuchungen, die in [162] dokumentiert sind. Das Prognosemodell wurde von Monteiro et al. [160] vorgeschlagen und beruht auf einem empirischen Ansatz, der auf statistischen Analysen der vom USBR durchgeführten Langzeitversuche basiert.

Monteiro et al. arbeiteten zwei Ansätze für Portlandzementmörtel unterschiedlicher Zusammensetzung heraus. Ein Ansatz gilt für Mörtel, die einen geringen  $C_3A$ -Gehalt von  $< 8$  Gew.% besitzen und ein weiterer Ansatz existiert für Mörtel, die sehr hohe Aluminatkonzentrationen ( $> 10$  Gew.%) aufweisen. Mörtel mit einem  $C_3A$ -Gehalt von  $8 - 10$  Gew.% finden in diesem Modell keine Berücksichtigung. Die Treibdehnungen sind neben dem  $C_3A$ -Gehalt auch vom  $w/z$ -Wert abhängig. Diese Abhängigkeiten werden in den beiden Prognosemodellen wie folgt berücksichtigt:

$$EXP = 0,0246 + 0,0180(t \cdot w) + 0,00016(t \cdot C_3A) \quad (5.1)$$

$$\text{für } C_3A < 8 \text{ Gew.}\% \quad (5.2)$$

$$\ln(EXP) = -3,753 + 0,930t + 0,0997 \ln(t \cdot C_3A) \quad (5.3)$$

$$\text{für } C_3A > 10 \text{ Gew.}\% \quad (5.4)$$

mit

$EXP$	prozentuale lineare Treibdehnung
$t$	Zeit in Jahren
$w$	$w/z$ -Wert
$C_3A$	$C_3A$ -Gehalt in Gew.%

Der untersuchte Portlandzementmörtel weist einen  $C_3A$ -Gehalt von 9 Gew.% auf. Aus diesem Grund sind die Prognosen beider Modelle in der Abbildung 5.1 (links) mit aufgenommen. Die mit Hilfe von Transreac simulierte Treibdehnung liegt erwartungsgemäß zwischen den Ergebnissen der zwei erläuterten Prognosemodelle.

Die experimentellen Ergebnisse für einen hochofenzementgebundenen Mörtel wurden aus der Arbeit von Ludwig und Därr [162] entnommen und sind in der Abbildung 5.1 (rechts) eingezeichnet. Diese Ergebnisse beziehen sich auf einen Mörtel, der mit einem Hochofenzement mit einer 28-Tage Druckfestigkeit von  $32,5 \text{ N/mm}^2$  hergestellt wurde und in der Literaturquelle mit H I bezeichnet ist. Diese Mörtel wurden mit einem  $w/z$ -Wert von 0,5 hergestellt

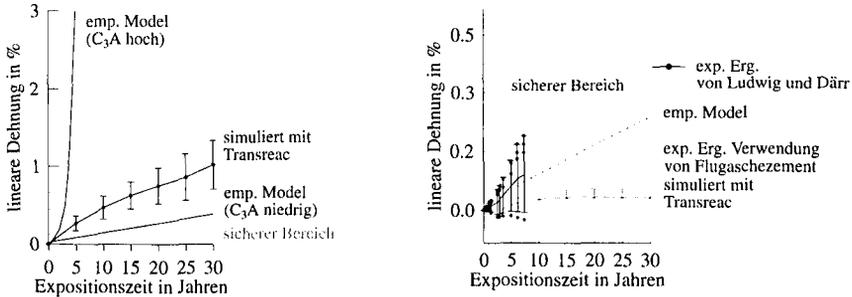


Abb. 5.1.: Lineare Dehnung des portlandzementgebundenen Mörtels (links) und des hochofenzementgebundenen Mörtel (rechts) als Funktion der Expositionszeit. Als Vergleich sind Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen aus unterschiedlichen Literaturquellen eingezeichnet. Zusätzlich sind die Ergebnisse der Monte-Carlo Simulation als Fehlerbalken sowie die maximal zulässige Dehnung dargestellt. Die Fehlerbalken umfassen das 33%- und 66%-Quantil. Teile dieser Abbildung sind bereits in [163] veröffentlicht.

und erfuhren anschließend eine 14-tägige Nachbehandlung. Die erläuterte Zusammensetzung und Nachbehandlung entspricht etwa dem für die Simulation herangezogenen hochofenzementgebundenen Mörtel **M-0.45-HOZ-500**. In der Abbildung 5.1 (rechts) sind die hohen Streuungen der von Ludwig und Därr veröffentlichten Daten zur linearen Dehnung offensichtlich. Die beobachteten negativen Dehnungen sind als Messstreuung zu interpretieren, da zur Trennung der Treibdehnung von der Quelldehnung infolge der Wasserlagerung letztere durch Nullproben ermittelt wurde und von der gemessenen Gesamt-Dehnung der in der Sulfatlösung gelagerten Proben abgezogen wurde. Zusätzlich ist in der Abbildung 5.1 (rechts) das empirische Modell von Monteiro et al. für kleine  $C_3A$ -Konzentrationen dargestellt. Weiterhin enthält diese Abbildung das Dehnungsverhalten von Zementmörtel mit Flugasche, da die Treibdehnungen dieser Mörtel und der hochofenzementgebundenen Mörtel in ähnlichen Größenordnungen liegen können. Die Angaben für den flugaschezementgebundenen Mörtel entstammen der Arbeit von Monteiro et al. [161].

Bei einem Vergleich der in der Literatur veröffentlichten Daten mit den simulierten Treibdehnungen ist festzustellen, dass bei der Simulation mit Hilfe von Transreac die Treibdehnungen unterschätzt werden. Es ist aber zu be-

achten, dass die simulierten Werte im Bereich der von Ludwig und Därr [162] angegebenen Messstreuungen liegen. Zudem sagt das Modell von Monteiro für sehr niedrige  $C_3A$ -Gehalte ein unerwartetes, mit der Zeit stetiges Ansteigen der Treibdehnung voraus. Im Gegensatz dazu zeigen Mörtel, die mit Flugaschezement gebundenen sind, eine maximale Enddehnung. Dieses Verhalten ist auch für hochofenzementgebundene Mörtel zu erwarten und wurde prognostiziert.

In der Abbildung 5.1 ist die maximal erlaubte Dehnung (siehe dazu Kapitel 5.4) eingezeichnet. Hochofenzementgebundene Mörtel der hier betrachteten Zusammensetzung sind für den Einsatz in aggressiver sulfathaltiger Umgebung geeignet. Dies belegen auch von 1955-2002 durchgeführte Untersuchungen [164] über das Verhalten von Betonen in sulfathaltigem Wasser. Dagegen ist entsprechend den gültigen Regelwerken ein Mörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6 und mit einem Zement ohne hohen Sulfatwiderstand für den Einsatz in Wässern mit hoher Sulfatbelastung nicht zu verwenden. Die mit Hilfe von Transreac berechneten Dehnungen spiegeln diese Erfahrungen der experimentellen Untersuchungen und die daraus entstandenen Regelwerke wider.

### 5.3. Validierung des stochastischen Modells

Die Validierung des stochastischen Modells wurde anhand eines Laborversuches durchgeführt. Die experimentellen Ergebnisse stammen aus einer Arbeit von Schmidt-Döhl [6]. Hier soll kurz auf die Durchführung des Experiments eingegangen werden: Es wurden 9 hydratisierte Mörtelproben mit einer Höhe von 100 mm und einem Durchmesser von 30 mm zur Untersuchung einer Gips- bzw. Ettringitbildung in eine hochkonzentrierte Natriumsulfatlösung (44g/L) eingelagert (siehe Abbildung 5.2).

Für diese Versuche wurde ein portlandzementgebundener Mörtel ( $w/z = 0,6$ ; 470,6 kg/m<sup>3</sup> Zementanteil) verwendet. Als Zuschlag diente reiner Quarzsand. Vor der Beaufschlagung der Mörtelproben mit Natriumsulfatlösung wurden die Probekörper 3 Monate bei 100 % r.L.F. und anschließend bei 75 % r.L.F. bis zur Gleichgewichtseinstellung gelagert. Danach wurden die Ausgangsparameter für die Simulationsberechnung am unkorrodierten Material ermittelt.

Aufgrund der mangelnden Anzahl experimenteller Ergebnisse wurde angenommen, dass eine Normalverteilung aller Basisvariablen vorliegt. In den Tabellen des Kapitels B sind die für die Simulation erforderlichen Ausgangs-

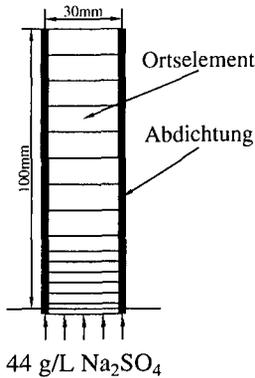


Abb. 5.2.: Aufbau des Korrosionsversuches

daten für den Mörtel mit der Bezeichnung **M-0.6-PZ-470** aufgelistet.

Nach 39, 154 und 303 Tagen wurden jeweils drei Proben aus der hochkonzentrierten  $\text{Na}_2\text{SO}_4$ -Lösung entnommen und chemisch/mineralogisch sowie mikrostrukturell charakterisiert. Im folgenden soll das Ergebnis der Monte-Carlo Simulation anhand des örtlichen Verlaufs der gebildeten Menge an Ettringit und der daraus resultierenden Dehnung der Probe demonstriert werden.

Die Anzahl der Realisierungen der Monte-Carlo Simulationen wurde auf 250 festgesetzt (siehe Kapitel 3.2.4). Den Verlauf der Ettringitbildung nach 303 Tagen Lagerung in der hochkonzentrierten  $\text{Na}_2\text{SO}_4$ -Lösung zeigt die Abbildung 5.3. Aufgetragen sind die experimentell bestimmten Konzentrationen sowie die Mittelwerte der Simulation. Zusätzlich sind die Ergebnissen der Monte-Carlo Simulation als Fehlerbalken mit in die Abbildung aufgenommen. Sie stellen die geschätzten Standardabweichungen dar. Es ist zu erkennen, dass das in Transreac zugrunde liegende Modell den experimentell ermittelten Verlauf der Ettringitkonzentration gut widerspiegelt. Darüberhinaus konnte die Bildung von Gips, der experimentell nach 303 Tagen nachgewiesen wurde, ebenfalls mit Hilfe von Transreac prognostiziert werden.

Aus den Ergebnissen der Monte-Carlo Simulation ist ein Anstieg der zu erwartenden Streuung der Ettringitkonzentration ab etwa 75 mm Abstand vom unkorrodierten Probenende abzuleiten. Dieses wurde experimentell bestätigt. Zudem stimmt das simulierte Streuungsband mit den experimentell beobachteten Streuungen des Ettringitgehalts überein. Lediglich bei einem Abstand von 90 mm vom unkorrodierten Probenende ist das simulierte Streuungsband

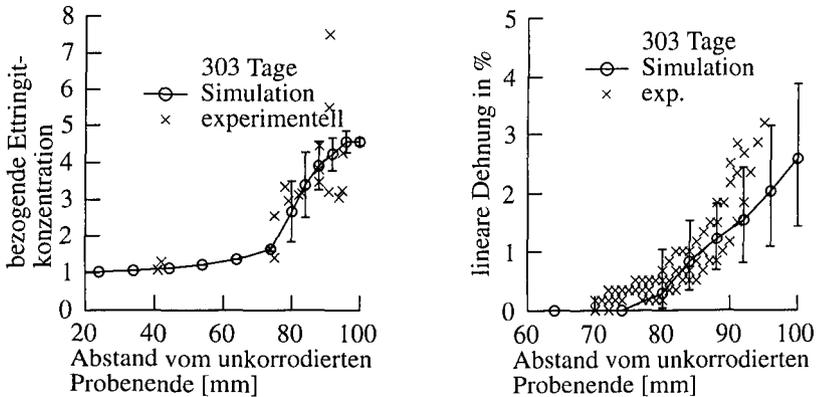


Abb. 5.3.: Verlauf der Ettringitbildung und der Dehnung nach 303 Tagen Lagerung in einer hochkonzentrierten Natriumsulfatlösung. Es sind jeweils die experimentell ermittelten (aus [6]) und simulierten Daten dargestellt. Der eingezeichnete Fehler der simulierten Werte ergab sich aus der Standardabweichung der Monte-Carlo Simulation. Sie umfassen das 33%- und 66%-Quantil.

zu schmal.

Die Entwicklung der linearen Dehnung infolge der Ettringitbildung zeigt ebenfalls die Abbildung 5.3 vergleichend für die experimentell gemessenen und die simulierten Werte.

Auch hier konnten die Simulationsergebnisse den experimentell beobachteten Verlauf wiedergeben. Weiterhin stimmt das aus der Monte-Carlo Simulation erhaltene Streuungsband mit den experimentellen Beobachtungen weitgehend überein.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das entwickelte stochastische Modell die experimentellen Beobachtungen gut wiedergeben kann.

## 5.4. Definition des Grenzzustandes

Für die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit muss zunächst ein Versagenskriterium definiert werden. Innerhalb dieser Arbeit wird eine maximale Dehnung von 0,5% des Mörtels festgelegt. Diese Definition wurde bereits von Monteiro et al. [1, 160] bei der statistischen Auswertung der vom USBR durchgeführten Untersuchungen verwendet.

## 5.5. Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

In der Abbildung 5.4 ist die Versagenswahrscheinlichkeit des portlandzement- und des hochofenzementgebundenen Mörtels in Abhängigkeit von der Einlagerungszeit in eine 2,1%ige Natriumsulfatlösung dargestellt. Bereits nach 5 Jahren liegt die Versagenswahrscheinlichkeit des portlandzementgebundenen Mörtels oberhalb der maximal erlaubten Versagenswahrscheinlichkeit. Dies entspricht praktischen Erfahrungen und manifestierten Richtlinien, da ein Mörtel mit einem w/z-Wert von 0,6 und einem  $C_3A$ -Gehalt des Zementes von 9 Gew. % nicht für den Einsatz in sulfathaltigen Wässern geeignet ist. Die gewählte maximal erlaubte Versagenswahrscheinlichkeit bezieht sich auf die Expositions klasse XA3, obwohl die betrachtete Konzentration höher als der für diese Expositions klasse angegebene Grenzwert ist, da den Regelwerken keine Angaben für höhere Konzentrationen zu entnehmen sind. Ein derart hohe Konzentration wurde gewählt, um die simulierten Ergebnisse mit denen des Experimentes vergleichen zu können (siehe Kapitel 5.2).

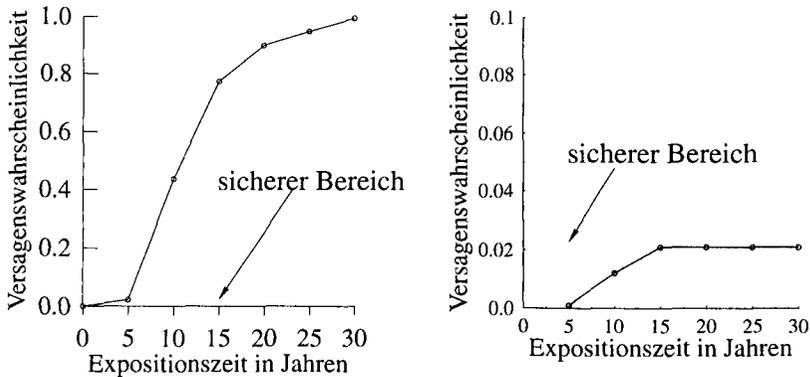


Abb. 5.4.: Versagenswahrscheinlichkeit des portlandzementgebundenen Mörtels (links) und des hochofenzementgebundenen Mörtels (rechts) als Funktion der Expositionszeit. Teile dieser Abbildung wurden bereits in [163] veröffentlicht.

Erwartungsgemäß liegt die Versagenswahrscheinlichkeit des hochofenzementgebundenen Mörtels unterhalb der maximal erlaubten Versagenswahrscheinlichkeit. Auch dies entspricht den praktischen Erfahrungen. Entsprechend der DIN 1045 [28] ist für den Einsatz zementgebundener Materialien

in einer Umgebung, die entsprechend der Expositionsklasse XA3 einzustufen ist, ein maximaler  $w/z$ -Wert von 0,45 und ein sulfatbeständiger Zement, wie der hier beschriebene CEM III/B 32,5 NW, zu wählen. Weiterhin ist ein Mindestzementgehalt von  $320 \text{ kg/m}^3$  einzuhalten, der vom angesprochenen Mörtel erfüllt wird.

## 5.6. Sensitivitätsanalyse

Die Sensitivitätsanalyse beruht auf der Auswertung der Treibdehnungen in Abhängigkeit einzelner Eingangsparameter, die für die Simulation mit Transreac genutzt werden. Als Beispiel wurde hierfür der bereits besprochene Auslagerungsversuch eines portlandzementgebundenen Mörtels in einer hochkonzentrierten Natriumsulfatlösung ( $44 \text{ g/L}$ ) genutzt. Es werden Basisvariablen in Betracht gezogen, die das ungeschädigte Material charakterisieren. Dazu gehören Daten zur Beschreibung der Porosität, Transportkenngrößen und mechanische Kennwerte. Der quantitative Beitrag einzelner Basisvariablen zum Erwartungswert der Treibdehnung enthält die Abbildung 5.5.

Daraus ist zu entnehmen, dass folgende Basisvariablen einen signifikanten Einfluss auf das Simulationsergebnis liefern:

- Vakuumwasseraufnahme ( $\alpha_E = -0,322$ )
- kumulatives Porenvolumen ( $\alpha_E = -0,282$ )
- maximale freie Wasseraufnahme ( $\alpha_E = -0,228$ )
- Trockenrohddichte ( $\alpha_E = -0,082$ )
- Diffusionskoeffizienten
  - $\text{SO}_4^{2-}$  ( $\alpha_E = -0,051$ )
  - $\text{Na}^+$  ( $\alpha_E = -0,004$ )
  - $\text{OH}^-$  ( $\alpha_E = -0,0018$ )
- Zugbruchdehnung ( $\alpha_E = 0,013$ )

Der große Einfluss der Basisvariablen Vakuumwasseraufnahme, kumulatives Porenvolumen, Trockenrohddichte und freie Wasseraufnahme ist darauf zurückzuführen, dass diese Variablen zur Korrektur der Transportparameter infolge eines treibenden Angriffes herangezogen werden. Zu diesen Transportparametern gehören u.a. die Diffusionskoeffizienten, die den Fortschritt

der Korrosion entscheidend beeinflussen. Sie werden unter Hinzunahme der Vakuumwasseraufnahme, dem kumulativen Porenvolumen und der Trockenrohddichte nach Erkennung von Treiberscheinungen korrigiert.

Die Zugbruchdehnung wird für die Simulation von Rissen benötigt. Aufgrund der Treibdehnung kommt es zur Überschreitung der maximalen Zugbruchdehnung, und Risse entstehen. Sie werden innerhalb der Simulation durch eine verschmierte Betrachtungsweise berücksichtigt, indem ein zusätzlicher Transportprozess der korrosiven Flüssigkeit durch die neue Grenzfläche berechnet wird. Dieser zusätzliche Transportprozess findet nur zwischen dem gerissenen Element und dem Nachbarelement statt.

Weiterhin ist der Sensitivitätsanalyse zu entnehmen, dass die Basisvariablen

- Wasserdampfdiffusionskoeffizient
- Diffusionskoeffizienten von  $K^+$ ,  $Ca^{2+}$ ,  $H^+$
- Gleichgewichtsfeuchten bei verschiedenen rel. Luftfeuchten
- kapillare Wasseraufnahme

keinen signifikanten Einfluss auf den Erwartungswert der Treibdehnungen ausüben. Die Wasserdampfdiffusion geht nicht entscheidend in die Simulation ein, da nach kurzer Zeit eine Wassersättigung der Proben stattfindet.

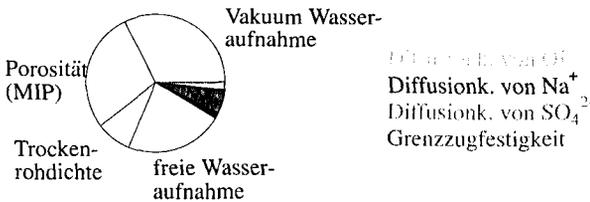


Abb. 5.5.: Normalisierte Wichtungsfaktoren.

Herauszustellen ist, dass die Porosität die Materialeigenschaft ist, die das Simulationsergebnis entscheidend beeinflusst. Wichtige Kennwerte, die die Porosität beschreiben, sind die Vakuumwasseraufnahme, das kumulative Porenvolumen, die freie Wasseraufnahme und die Trockenrohddichte. Sie stellen einfach experimentell zugängliche Größen dar und können folglich zur Qualitätsüberwachung herangezogen werden. Demgegenüber beeinflussen die ex-

perimentell aufwendig zu bestimmenden Diffusionskoeffizienten nur in einem geringen Maß das Simulationsergebnis und können demnach für künftige Simulationen grob geschätzt werden.

## 5.7. Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird zunächst die Leistungsfähigkeit des Modells von Transreac überprüft. Es wurden experimentell ermittelte Treibdehnungen von Mörtel infolge des Angriffs von Natriumsulfatlösungen mit den berechneten Dehnungen verglichen. Hierbei wurde ein portlandzementgebundener Mörtel mit einem hohen  $w/z$ -Wert von 0,6 und ein hochofenzementgebundener Mörtel mit einem niedrigen  $w/z$ -Wert von 0,45 herangezogen. Die berechneten Dehnungen liegen innerhalb der Fehlergrenzen der experimentell bei Laborversuchen und Freilandversuchen bestimmten Dehnungen. Weiterhin ist festzustellen, dass das Modell Transreac für eine Langzeitprognose geeignet ist. Für diese Überprüfung wurden Freilandversuche, die bis zu einer Dauer von 30 Jahren durchgeführt wurden, betrachtet. Herauszustellen ist, dass die Simulation für den hochofenzementgebundenen Mörtel auf geschätzten Eingangsparametern basiert. Innerhalb der Fehlergrenzen konnten die experimentell ermittelten Dehnungen dennoch nachvollzogen werden. Zusätzlich wurde das Langzeitkorrosionsverhalten eines portlandzementgebundenen Mörtels prognostiziert. Auch für diesen Mörtel stimmen Experiment und Simulation überein.

Zudem wurde in diesem Kapitel gezeigt, dass durch die Einbindung des Kernalgorithmus von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation experimentell bestimmte Streuungen gut wiedergegeben werden können.

Diese guten Ergebnisse rechtfertigen das Simulationsmodell Transreac in Verbindung mit der Monte-Carlo Methode für eine wahrscheinlichkeitstheoretische Betrachtungsweise der Dauerhaftigkeit im Hinblick auf den Angriff von Sulfatlösungen einzusetzen. Zudem zeigen die Berechnungsergebnisse des hochofenzementgebundenen Mörtels die Möglichkeit auf, das zuverlässigkeitsorientierte Beurteilungskonzept auf Materialien anzuwenden, deren Kennwerte aus der im Kapitel 4 vorgestellten Datenbank extrahiert wurden. Damit ist das Beurteilungskonzept praktikabel anwendbar, da dadurch der Zeitaufwand zur Ermittlung der Eingangsdaten erheblich reduziert wird.

Demonstriert wurde die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit der beiden genannten Mörtel, die in einer Natriumsulfatlösung korrodierten. Die dabei betrachtete Beaufschlagungslast entsprach einer doppelt so hohen Konzentration wie der Grenzwert für die Expositionsklasse XA3. Die erhal-

tenen Berechnungsergebnisse sind konform mit den Erfahrungen aus der Praxis. Zusätzlich wurde eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Aus ihr sind die Basisvariablen zu entnehmen, die das Simulationsergebnis entscheidend beeinflussen und zur Qualitätsüberwachung herangezogen werden können. Als Basisvariablen sind die Vakuumwasseraufnahme, das kumulative Porenvolumen, die freie Wasseraufnahme und die Trockenrohddichte zu nennen.

## 6. Anwendung des Konzeptes auf den lösenden Angriff mineralsaurer Wässer

### 6.1. Bedeutung für die Praxis

Korrosion von Betonbauwerken infolge des lösenden Angriffs wurde in Bereichen der Landwirtschaft, der Lebensmittelindustrie, der chemischen Industrie sowie in Kläranlagen und in der Abwasserkanalisation beobachtet.

Eine Umfrage zum Zustand der Kanalisation wurde 2001 in Deutschland durchgeführt [165]. Hierbei gaben die Teilnehmer an, dass 40,1% der erfassten Kanallänge aus Beton/Stahlbeton gefertigt sind und 7% der dort anfallenden Kanalschäden der Korrosion zuzuschreiben sind. Die geschätzten Sanierungskosten von 45 Mrd. Euro für die Zustandsklassen Z0 (sofortiger Handlungsbedarf) und Z1 (kurzfristiger Handlungsbedarf) zeigen die volkswirtschaftliche Bedeutung der Kenntnis der Dauerhaftigkeit für zementgebundene Materialien. Als problematisch haben sich in der Praxis die Folgen der Bildung von Schwefelsäure oder Salpetersäure durch Mikroorganismen herausgestellt. Diesbezüglich sind die Korrosionsschäden in teilgefüllten Abwassertransportleitungen, die infolge der biogenen Schwefelsäure Korrosion (BKS) auftreten ([166]), zu nennen.

Voraussetzung der angesprochenen BKS ist das Entstehen von  $H_2S$  aus schwefelhaltigen Verbindungen des Abwassers und die Emission dieser Substanz in die Gasatmosphäre des Kanals. An der gegenüber dem Luftraum kühleren Kanalwandung schlägt sich  $H_2S$  oberhalb des Wasserspiegels nieder und wird mikrobiologisch zu Schwefelsäure oxidiert. Dadurch können  $pH$  – Werte  $< 2$  an der Kanalwandung auftreten und somit ein Abbau der in diesem Bereich thermodynamisch instabilen Phasen des Zementsteins oder der Gesteinskörnung zur Folge haben. Zunächst lösen sich Alkalien und Erdalkalien aus der Zementsteinmatrix heraus und die Hydrolyse der Hydratphasen des Zementsteins verursacht die Bildung der Produkte  $Fe$ - und  $Al$ -Hydroxid Verbindungen und Gips. Letztlich erfolgt der Abbau der  $C - S - H$ -Phasen zum amorphen  $SiO_2$  und zieht einen starken Abbau der Festigkeit nach sich.

Dem wird konstruktiv durch ein ausreichendes Gefälle der Abwasserleitung, eine ausreichende Belüftung, die Vermeidung von Turbulenzen u.a. konstruktiven Maßnahmen entgegengewirkt. Zusätzlich gelten die im Merkblatt ATV-

M168 [30] festgelegten Grenzwerte schädigender Stoffe im Abwasser sowie die in der DIN 1045-Teil 2 [28] geregelten Anforderungen an den Beton in Abhängigkeit des Angriffsgrades der Umgebung. Die Säurebeständigkeit von Mörtel für den Sielbau ist darüber hinaus nach der Richtlinie [167] zu beurteilen. Gemäß dieser Richtlinie sind Einlagerungsversuche in Schwefelsäure mit einem pH-Wert von 0 bzw. 1 und eine anschließende Bestimmung der Restdruckfestigkeit sowie die Ermittlung der visuellen Schädigungstiefe durchzuführen.

Die geregelten Grenzwerte hinsichtlich des lösenden Angriffs basieren auf einem umfangreichen Erfahrungsschatz mit Bauwerken in chemisch angreifenden Umgebungen sowie auf zahlreichen Einlagerungsversuchen im Labor. Zu den letztgenannten Versuchen sind Arbeiten erschienen, die das Verhalten von Zementstein, Mörtel und Beton in mineral-sauren Lösungen [140, 38, 168, 71, 6, 141] thematisieren. Die Versuche unterscheiden sich in der Expositionszeit, der Konzentration der angreifenden Lösung und der Vorbehandlung der Proben. Darüber hinaus wurde der Einfluss der korrosionsgeschwindigkeitsreduzierenden Deckschicht aus  $SiO_2$  durch vergleichende Beobachtung des Korrosionsverlaufs mit und ohne mechanische Abrasion der Probekörper erhellt.

In dieser Arbeit soll ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden Angriff vorgestellt werden. Grundlage dieses Konzepts sind gesicherte Materialgesetze. Dementsprechend erfolgt zunächst die Validierung des deterministischen Modells Transreac anhand einiger Laborversuche. Fokussiert wird dabei der Angriff einer salpetersauren, einer salzsauren sowie einer schwefelsauren Lösung auf Zementstein, Mörtel und Beton. Zusätzlich wird die Aussagekraft des probabilistischen Modells durch einen Vergleich von experimentell ermittelten und simulierten Streuungen der Korrosionstiefe eines in einer salpetersauren Lösung exponierten Zementsteins überprüft. Nach der Festlegung des Grenz-zustandes wird die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit eines hoch-ofenzementgebundenen Mörtels mit einem niedrigen  $w/z$ -Wert von 0,45 und eines portlandzementgebundenen Mörtels mit einem hohen  $w/z$ -Wert von 0,7 demonstriert. Dieses Kapitel wird mit einer Sensitivitätsanalyse abgeschlossen.

### 6.2. Validierung des deterministischen Modells

Die Überprüfung des Simulationsmodells Transreac umfasst das Korrosionsverhalten von Zementstein, Mörtel und Beton.

Für die Validierung des Angriffs einer salpetersauren Lösung auf einen Zementstein wurde ein Versuch herangezogen, der im Rahmen des Schwerpunktprogramms SPP 1122 der DFG durchgeführt wurde.

Grabau [140] untersuchte das Verhalten von Zementstein und Mörtel in sauren Lösungen. Ausgewählt wurden davon für die Validierung des deterministischen Modells Korrosionsversuche an Mörtel in salpetersaurer und schwefelsaurer Lösung mit verschiedenen  $pH$ -Werten. Darüber hinaus wurden Langzeitkorrosionsexperimente an Betonen in salzsaurer Lösung genutzt, über die in einer Arbeit von Herold [38] berichtet wird.

### 6.2.1. Korrosionsverhalten eines Zementsteins

Die Hamburger Forschergruppe unter der Leitung von Prof. Dr. Franke führte den Korrosionsversuch durch und stellte die Untersuchungsergebnisse und Probekörper für diese Arbeit freundlicherweise zur Verfügung. Es wurden Zementsteinproben ( $w/z = 0,6$ ) mit einem Portlandzement hergestellt, 28 Tage unter Wasser gelagert und anschließend bei  $20^\circ\text{C}$  mit einer 30 %-igen  $\text{HNO}_3$  Lösung 2000 Stunden beaufschlagt. Der Korrosionsverlauf wurde mit Hilfe der ortsauflösenden Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA) beobachtet. Infrarotspektroskopische (IR) Untersuchungen der festen Phasen sowie die Messung der Porosität mittels eines Harztränkungsverfahrens [141] brachten zudem weitere Einblicke in den Korrosionsmechanismus. Darüber hinaus wurde im Rahmen dieser Arbeit der kristalline Phasenbestand mit Hilfe der Röntgenpulverdiffraktometrie festgestellt. Diese Untersuchungen sind in der Abbildung 6.1 zusammengefasst.

Aufgrund der angegebenen Versuchsdurchführung wurde von einer Wassersättigung der Proben ausgegangen. Weiterhin wurde die Simulation ohne Berücksichtigung von mechanischem Abrieb durchgeführt. In den Tabellen des Kapitels B sind die für die Simulation erforderlichen Ausgangsdaten für den unkorrodierten Zementstein mit der Bezeichnung **Z-0.6-PZ-1084** aufgelistet.

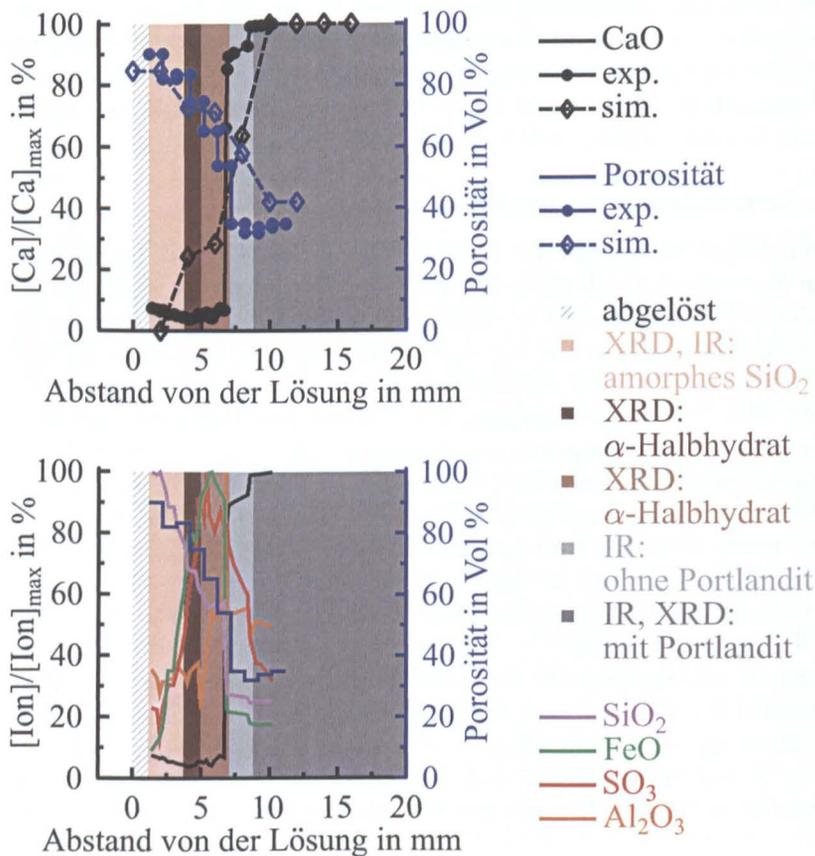


Abb. 6.1.: Vergleich des experimentell bestimmten und des berechneten Verlaufs der Porosität und der herausgelösten Kalziummenge (oben) und (unten) die Ergebnisse der röntgenanalytischen Untersuchungen (aus eigenen Arbeiten), der IR-Spektroskopie (aus [141, 169]) und der ortsauflösenden RFA (aus [141]).

Ein Vergleich des gemessenen und des prognostizierten ortsabhängigen Verlaufs der Porosität zeigt die Abbildung 6.1 (oben). Die Porosität wurde mittels einer Harztränkungsmethode bestimmt, bei der die Proben unter Vakuum mit Harz getränkt und die eingedrungene Harzmasse durch Trocknung im Ofen bestimmt wurde [141]. Das Simulationsprogramm Transreac aktualisiert die Porosität, die aus der Vakuumwasseraufnahme bzw. aus der Quecksilberdruckporosimetrie resultiert. Die mittels der drei genannten Methoden erhaltene Porosität ist aufgrund der unterschiedlichen Viskosität der aufzunehmenden Flüssigkeit und der Versuchsdurchführung nicht vergleichbar. Vergleichbar sind jedoch die relativen Änderungen, die in der Abbildung 6.1 dargestellt sind. Es ist ersichtlich, dass der experimentell bestimmte Verlauf der Porosität gut wiedergegeben werden kann. Zusätzlich zur Porosität wurde die chemische Zusammensetzung des korrodierten Probekörpers mit Hilfe der RFA ortsabhängig detektiert. Speziell anhand des Verlaufs der Kalziumkonzentration ist die Korrosionsfront deutlich erkennbar. Die Berechnungsergebnisse dieser aussagekräftigen Konzentration stimmen gut mit den experimentell bestimmten Werten überein. Dargestellt ist dieses gute Ergebnis in der Abbildung 6.1, wobei die Kalziummenge auf die Kalziummenge des nicht korrodierten Materials bezogen wurde. Überdies konnten die aus den angewendeten Methoden zur Untersuchung des Phasenbestandes gewonnenen Erkenntnisse ebenfalls mit Hilfe der Simulation nachvollzogen werden.

### 6.2.2. Korrosionsverhalten von Mörtel

Die Arbeit von Grabau [140] beschäftigt sich u.a. mit dem Verhalten von portlandzementgebundenen (CEM I 42,5 R-HS/NA) und hochofenzementgebundenen Mörtel (CEM III/B 32,5 NW) in sauren Lösungen. Die betrachteten Mörtel wurden mit einem  $w/z$ -Wert von 0,45 und Quarzzuschlag hergestellt. Nach dem Ausschalen wurden die Mörtelproben bis zum 7. Tag unter Wasser gelagert und anschließend bis zu einem Alter von 56 Tagen bei 100 % Feuchte bei Raumtemperatur belassen. Die Probekörper wurden dann in Salpetersäure bzw. Schwefelsäure bei konstantem  $pH$ -Wert exponiert. Dabei wurde die Einlagerungsdauer auf 21 Tage bei  $pH = 0$  und auf 70 Tage bei  $pH = 1, 2$  und  $4$  festgelegt. Die Korrosionstiefe wurde visuell, aus dem Massenverlust und aus der Querschnittsverminderung, die anhand der Druckfestigkeit festgestellt wurde, ermittelt. Daneben diente das Auslagerverhalten der  $Ca$ -Verbindungen als Kriterium für die Korrosionstiefe. In der Abbildung 6.2 sind die ermittelten Korrosionstiefen für die genannten Messverfahren zusammengestellt. Da in diesem Abschnitt die Leistungsfähigkeit

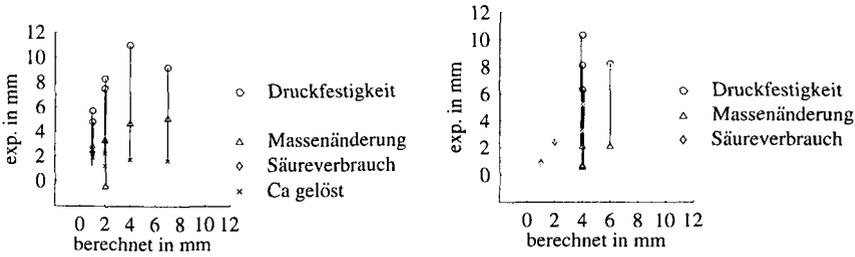


Abb. 6.2.: Vergleich der experimentell beobachteten und berechneten Korrosionstiefe bei 21 – 70-tägiger Einlagerung in Schwefelsäure (links) und Salpetersäure (rechts) ( $pH = 0, 1, 2, 4$ ). Die experimentellen Befunde stammen aus einer Arbeit von Grabau [140].

des verwendeten Simulationsmodells demonstriert wird, sind Abhängigkeiten vom  $pH$ -Wert und der Einlagerungsdauer nicht von zentraler Bedeutung und werden in dieser Abbildung nicht gesondert ausgewiesen. Festzuhalten sind maximale Abweichungen von 5 mm bei Betrachtung der Ergebnisse, die aus den unterschiedlichen Messverfahren resultieren. Von den unterschiedlichen Messverfahren favorisiert Grabau im Fall der salpetersauren Lösung die Korrosionstiefe, die durch Beobachtung der ausgelaugten  $Ca$ -Menge berechnet wurde.

Zur Gegenüberstellung wurde die Korrosionstiefe mit Hilfe von Transreac berechnet. Dabei stützt sich die Definition der Korrosionstiefe auf die Ausführungen im Kapitel 6.4. Die für die Simulation benötigten Ausgangsparameter für den portlandzementgebundenen Mörtel mit der Bezeichnung **M-0.45-PZ-500** und für den hochofenzementgebundenen Mörtel mit der Bezeichnung **M-0.45-HOZ-500** sind den Tabellen des Kapitels B zu entnehmen.

Die Leistungsfähigkeit des Simulationsmodells demonstriert die Abbildung 6.2, die die berechneten Korrosionstiefen mit den experimentell bestimmten Korrosionstiefen vergleicht. Im Rahmen der experimentellen Abweichungen stimmen die gemessenen mit den berechneten Korrosionstiefen überein. Darüber hinaus liegen die prognostizierten Korrosionstiefen im Falle des schwefelsauren Angriffs im Bereich der visuell ermittelten Korrosionstiefen bzw. im Falle des salpetersauren Angriffs im Bereich der Korrosionstiefen, die mit Hilfe der ausgelaugten  $Ca$ -Menge bestimmt wurden. Beide Messmethoden eignen sich laut Grabau besonders gut zur Bestimmung der Korrosionstiefe.

Für die Berechnung des Korrosionsverhaltens der Mörtel in schwefelsaurer Lösung wurde das Simulationsmodell Transreac modifiziert. Gründe dafür

stützten sich auf die in der Literatur veröffentlichten experimentellen Befunde und die guten Simulationsergebnisse mit dem modifizierten Modell.

Untersuchungen zur Korrosion in schwefelsauren Wässern wurden von verschiedenen Autoren durchgeführt [140, 38, 71, 141]. Sie kamen bei einem Vergleich der Korrosionstiefen für den Angriff von schwefelsauren Lösungen und anderen mineralisauren Lösungen zu unterschiedlichen Ergebnissen.

Nelskamp [71] konnte keinen Einfluss der Säureart ( $pH = 2$  bzw.  $pH = 5$ ) auf den Massenverlust nach 12 Monaten feststellen.

Grabau [140] hingegen beobachtete nach 21 Tagen einen erheblich größeren Massen- und Druckfestigkeitsverlust an Mörtelproben ( $w/z = 0,45$ ), die in schwefelsaurer Lösung ( $pH = 0$ ) exponiert wurden, als an Proben, die in einer salpetersauren Lösung eingelagert wurden. Bei Erhöhung des  $pH$ -Wertes auf 1 ergaben sich hinsichtlich des Massenverlustes die gleichen Verhältnisse. Demgegenüber wurde ein größerer Druckfestigkeitsverlust von mit  $HNO_3$  beaufschlagten Proben verzeichnet. Zudem wurde aus dem Auslaugverhalten grundsätzlich auf eine niedrigere Korrosionstiefe bei Verwendung der Schwefelsäure geschlossen.

Versuche von Gunstinann [141] ergaben eine erheblich niedrigere visuell beobachtete Korrosionstiefe bei der Einlagerung in schwefelsaurem Wasser als bei Einlagerung in salpetersaurer Lösung mit einem  $pH$ -Wert von 1,5 nach 1000 Stunden. Darüber hinaus wurde die Porosität des korrodierten Zementsteins bestimmt. Nachgewiesen wurde eine erheblich geringere Porosität des Zementsteins bei der Exposition in schwefelsaurer Lösung als bei der Einlagerung in Salpetersäure.

Überdies wurde das Auslaugverhalten der  $Ca$ -Verbindungen in Abhängigkeit der Säurearten  $HCl$  und  $H_2SO_4$  von Herold [38] beleuchtet. Er stellte einen erheblich kleineren Austrag an  $Ca^{2+}$  bei Exposition der Zementsteinproben ( $w/z=0,5$ ) in Schwefelsäure als bei der Exposition in Salzsäure ( $pH = 1$  und  $pH = 3$ ) nach 2 Jahren fest.

Diese Untersuchungen belegen, dass sich bei der Einlagerung in niedrig konzentrierter Schwefelsäure das Porensystem verdichtet und sich die Korrosion verzögert. Demgegenüber tritt eine starke Zunahme der Schädigungstiefe bei hoher Sulfatbelastung auf. Dies ist auf die Treibdehnungen infolge der Gips- und Ettringitbildung zurückzuführen. Sie bewirken eine verstärkte Rissbildung und rufen einen direkten Zugang der korrosiven Lösung zum Probeninneren hervor.

Die lösenden Reaktionen als auch die Rissbildung werden mit dem Modell Transreac berücksichtigt (siehe dazu auch Kapitel 3.1). Jedoch wurden bei einem Angriff einer schwefelsauren Lösung auf Mörtel zu kleine Korrosions-

tiefen prognostiziert. Der abdichtende Effekt wird demnach überschätzt. Daraufhin wurde angenommen, dass bei Überschreitung der Zugbruchdehnung infolge der Treibdehnungen keine Verstopfung der Poren durch die Minerale Ettringit und Gips mehr stattfindet. Daraus resultieren größere Transportparameter, die nach dem Gabor'schen Modell über die Porosität modelliert werden und es wurden größere Korrosionstiefen berechnet, die mit den zuvor erläuterten experimentell Befunden besser übereinstimmen.

### 6.2.3. Korrosionsverhalten von Beton

Herold [38] untersuchte u.a. das Korrosionsverhalten von Beton, der aus Portlandzement hergestellt wurde. Die Proben ( $w/z=0,5$ ) wurden in  $HCl$ -Lösungen mit konstantem  $pH$ -Werten bis zu 3 Jahren unter nicht abrasiven Bedingungen gelagert. Die dabei auftretende Schädigung wurde anhand der extrahierten  $Ca$ -Menge sowie visuell beobachtet.

Durch die seitliche Abdichtung der Proben kann von einem 1-dimensionalen Transportprozess ausgegangen werden. Vereinfacht wurde mit einer konstanten chemischen Zusammensetzung der angreifenden Lösung ausgegangen, da nach Angaben von Herold die Lösungsreaktion nicht zurückgedrängt wird, weil die Lösungsmittelmenge im Verhältnis zur Probenoberfläche groß ist. Weiterhin wird aufgrund der beschriebenen Lagerungsbedingungen einer Wassersättigung der unkorrodierten Probekörper angenommen.

Die Definition der Korrosionstiefe stützt sich bei den Berechnungen auf die im Kapitel 6.4 beschriebenen Ausführungen und die für die Simulation benötigten Ausgangsparameter sind in den Tabellen des Kapitels B unter der Bezeichnung **B-0.5-PZ-400** aufgelistet.

Vergleichend dargestellt sind die Ergebnisse der Simulation und des Experiments in der Abbildung 6.3. Sie lässt erkennen, dass die experimentellen Befunde zur Korrosionstiefe der mit schwach salzsaurer Lösung ( $pH = 3$  und  $5$ ) beaufschlagten Betone mittels der Simulation gut wiedergegeben werden können. Dahingegen sind die prognostizierten Schädigungstiefen für einen Beton, der in stark salzsaurer Lösung mit einem  $pH$ -Wert von 1 exponiert wurde, zu klein. Sie betragen etwa die Hälfte der aus der ausgelaugten  $Ca$ -Menge bestimmten Schädigungstiefe.

## 6.3. Validierung des stochastischen Modells

Der im Kapitel 6.2.1 behandelte Versuch dient auch der Verifizierung des stochastischen Modells. Zunächst müssen die Streuungen zur experimentell

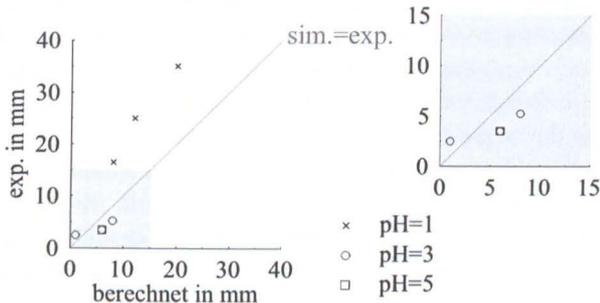
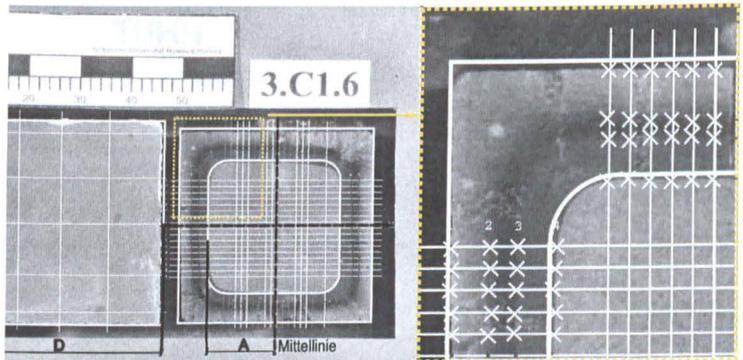


Abb. 6.3.: Vergleich der experimentell beobachteten und berechneten Korrosionstiefe nach 1-3-jährigem Angriff einer salzsaurer Lösung auf Beton. Die experimentellen Befunde stammen aus einer Arbeit von Herold [38]

beobachteten Korrosionstiefe aufgenommen werden. Hierbei wird der farbliche Unterschied zwischen korrodiertem (braun) und unkorrodiertem (grau) Material ausgenutzt. Es wurde ein Raster über eine photographische Aufnahme des unbehandelten und des korrodierten Probekörpers gelegt und die relativen Längenmasse, wie in der Abbildung 6.4 erläutert, bestimmt. Die Korrosionstiefe wurde nach der Skalierung dieser Ergebnisse auf die bekannten Maße des unkorrodierten Probekörpers erhalten.



$$\text{Korrosionstiefe } T = D/2 - A$$

Abb. 6.4.: Optische Ermittlung der Korrosionstiefe. Die Streuungen wurden anhand der Messergebnisse entlang der eingezeichneten Rasterlinien erfasst. Die Korrosionstiefe kann durch die deutlich erkennbaren Verfärbungen auf mehrere Grenzzustände bezogen werden.

Bei der Festlegung des Rasters wurden die abgerundeten Kanten vernachlässigt, da diese aus dem allseitigen Angriff der salpetersauren Lösung resultieren und bei der Simulation vereinfachend von einem eindimensionalen Experiment ausgegangen wird. Folglich ist die Korrosionstiefe aus Experiment und Simulation im Bereich der abgerundeten Kanten nicht vergleichbar. Erhalten wurde eine mittlere optisch bestimmte Korrosionstiefe von 7,0 mm und eine Standardabweichung von 0,3 mm. Mit Hilfe der Monte-Carlo Methode ergibt sich ein 50 %-Fraktile von 7,0 mm und ein mittlerer Interquantilabstand von 1,2 mm. Bei einem Vergleich der mittleren optisch bestimmten und des berechneten Erwartungswertes der Korrosionstiefe ist eine sehr gute Übereinstimmung festzustellen. Weiterhin ist die aus der Monte-Carlo Methode ermittelte Streuung erheblich größer als die optisch bestimmte Streuung. Eine Begründung findet diese Feststellung in den hohen geschätzten Streuungen der Basisvariablen (siehe Kapitel 4). Entgegen der Vorgehensweise bei dem treibenden Angriff (Kapitel 5) basieren die Streuungen nicht auf experimentellen Befunden, sondern wurden der im Kapitel 4 beschriebenen Datenbank entnommen. Demzufolge können die Ergebnisse der Monte-Carlo Simulation die experimentell bestimmten Werte nicht sehr genau wiedergeben. Es ist jedoch hinsichtlich der zuverlässigkeitsorientierten Analyse festzuhalten, dass die berechneten Streuungen größer als die optisch ermittelten Streuungen sind und damit sind die aus der Monte-Carlo Methode gewonnenen Ergebnisse im sicheren Bereich.

### 6.4. Korrosionsmechanismus und Definition des Grenzzustandes

Die Definition des Grenzzustandes wird aus den physikalischen und chemischen Vorgängen bei einem lösenden Angriff abgeleitet. Werden zementgebundene Materialien mineralischen Säuren ausgesetzt, bilden sich infolge der Hydrolysereaktionen der einzelnen Zementsteinphasen unterschiedlich zusammengesetzte korrodierte Schichten. Diese Schichten wurden von verschiedensten Autoren [140, 38, 6, 141] mineralogisch mittels der Rasterelektronenmikroskopie, der Infrarot Spektroskopie, der Röntgenbeugung und der Lichtmikroskopie charakterisiert. Weitere Erkenntnisse brachten Untersuchungen zur Veränderung der Porenstruktur mit Hilfe der Quecksilberdruckporosimetrie [38] und der Harztränkungsmethode [141]. Darüber hinaus wurde der zeitliche Verlauf der herausgelösten Menge von Ionen, vornehmlich  $Ca^{2+}$ ,  $Al^{3+}$ ,  $Na^+$ ,  $K^+$  und  $Fe^{3+}$ , festgestellt. Die experimentellen Befunde sind in der Ab-

bildung 6.1 (unten) für einen mit Salpetersäure beaufschlagten Zementstein dargestellt. Daraus ableitend lässt sich folgender Korrosionsmechanismus rekonstruieren und ein Grenzzustand festlegen.

Nach dem Säurekontakt werden die leichtlöslichen Alkalien  $Na^+$  und  $K^+$  von der Oberfläche her herausgelöst. Die Konzentration dieser Ionen in der Porenlösung reduziert sich und demzufolge sinkt der  $pH$ -Wert von  $> 13$  auf etwa 12,5 [38] ab. Nach weiterem Absinken des  $pH$ -Wertes infolge des fortwährenden Eindringens der aggressiven Flüssigkeit löst sich der in diesem Bereich thermodynamisch instabile Portlandit und die  $Ca^{2+}$ -Ionen diffundieren aus dem Festkörper in die Flüssigkeit. Hierbei erhöht sich die Porosität des Randbereiches, der Transport der aggressiven Lösung in den Festkörper wird verstärkt und der  $pH$ -Wert der Porenlösung verringert sich weiter. In diesem Milieu sind die  $Ca$ -reichen, kurz-kettigen  $C - S - H$ -Phasen thermodynamisch instabil und es findet eine Umwandlung in langkettige,  $Ca$ -ärmere  $C - S - H$ -Phasen statt. Dementsprechend steigt die  $Ca$ -Konzentration der Flüssigkeit stark an, da diese aus dem Festkörper diffundieren, und der  $pH$ -Wert der Porenlösung reduziert sich weiter. Diese Korrosionsfront zeichnet sich durch einen sehr starken Abfall der  $Ca$ -Konzentration aus und kann mittels ortsauffösender Röntgenfluoreszenzanalyse detektiert werden (siehe Abbildung 6.1). Neben dem Abbau der langkettigen  $C - S - H$ -Phasen findet eine Umwandlung der  $Aft$ - und  $AFm$ -Phasen in vermutlich amorphe Hydroxide und Oxide des Eisens und Aluminiums ([38, 6]) statt. Die genannten Eisenverbindungen führen zur Braunfärbung der korrodierten Schicht. Überdies konzentriert sich die  $Aft$ -Phase vor der dunkelbraunen Schicht vermutlich infolge der Rückdiffusion von Sulfat- und Aluminiumionen auf. Experimentell wurde dies durch Messung der Elementoxidverteilung [141, 169] und röntgenanalytischer Untersuchungen [6] bestätigt. Tritt weiterhin die aggressive Flüssigkeit in den bereits veränderten Zementstein, verkleinert sich der  $pH$ -Wert der Porenlösung weiter und die  $C - S - H$ -Phasen werden unter Kondensation der  $Si - O$ -Ketten zur Kieselsäure abgebaut. Dabei werden weitere  $Ca^{2+}$ -Ionen freigesetzt. Daneben findet eine Lösung der Eisen- bzw. Aluminium-Hydroxide statt. Diese Vorgänge bewirken eine starke Vergrößerung der Porosität.

Die letztlich gebildete kieselsäurereiche Schicht stellt eine wasserreiche Gelschicht dar, die die Oberfläche versiegelt und den Korrosionsfortschritt hemmt, da Ionen erst durch diese Schicht diffundieren müssen. Sowohl die kieselsäurereiche Restschicht als auch die eisenreiche, braune Schicht sind mechanisch sehr instabil. Das Material ist bis zu dieser Schicht völlig korrodiert und die darin liegende Bewehrung wäre sehr niedrigen  $pH$ -Werten ausgesetzt. Die

Ermittlung dieser Schichttiefe sollte demnach nicht als Grenzzustand dienen. Die eigentliche Korrosion beginnt mit dem Abbau des Portlandzements und danach anschließend mit der Umwandlung der kurzkettingen in die langkettingen  $C - S - H$ -Phasen. Solange Portlandzement als Feststoff vorliegt, verbleibt der  $pH$ -Wert der Porenlösung bei etwa 12,5. Die in dieser Schicht vorhandene Bewehrung würde vor Korrosion geschützt sein. Aus diesem Grund wird die Tiefe, bei der der Abbau des Portlandzements beginnt, als die zu betrachtende Korrosionstiefe festgelegt.

Eine zulässige Korrosionstiefe ist den bekannten Normen und Richtlinien für einen lösenden Angriff nicht festgelegt.

Aus der DIN 1045 ist zu entnehmen, dass beispielsweise Beton mit einem  $w/z$ -Wert von 0,5 und einem Mindestzementgehalt von  $270 \text{ kg/m}^3$  dauerhaft einem Angriff mineralsaurer Wässer mit einem  $pH$ -Wert von 4,5–5 widerstehen kann. Für einen derartig zusammengesetzten Beton gibt Herold [38] eine Korrosionstiefe nach 50 Jahren von 14–22 mm an, die folglich als eine zulässige Korrosionstiefe nach DIN 1045 anzusehen ist.

Weitere Quellen, in denen eine maximal zulässige Korrosionstiefe im Falle des lösenden Angriffes dokumentiert sind, sind die Arbeiten von Locher [170] bzw. Rechenberg und Sylla [142]. Aus den Ausführungen der erstgenannten Arbeit kann auf eine maximal zulässige Korrosionstiefe von 4 mm geschlossen werden, da Betonkörper nach 20 Jahren mit einer größeren Schädigung als nicht widerstandsfähig eingestuft wurden. Wird der Schädigungsverlauf extrapoliert würde sich eine maximale Schädigungstiefe von 10 mm nach 50 Jahren ergeben. Aus den Ausführungen von Rechenberg und Sylla ist auf eine akzeptierte Schädigungstiefe von 1 mm nach 50 Jahren zu schließen.

Die aus den Arbeiten von Locher bzw. Rechenberg und Sylla zu entnehmenden maximalen Schädigungstiefen sind gegenüber den aus der DIN 1045 zu schließenden zulässigen Schädigungstiefen geringer.

In der Arbeit von Gehlen [3] wird als maximal zulässige Schädigungstiefe für Stahlbetonbauwerke zur Vermeidung der Korrosion der Bewehrung durch Karbonatisierung die Betondeckung festgelegt. Dieses Konzept wird für diese Arbeit übernommen.

Eine Mindestbetondeckung ist jedoch der derzeit gültigen DIN 1045 für den chemischen Angriff nicht zu entnehmen. In der Ausgabe der DIN 1045 von 1988 [171] ist ein Mindestmaß von 4,0 cm für den starken chemischen Angriff (XA2) und 2,5–3,0 cm, je nach verwendetem Stabdurchmesser, für den schwachen chemischen Angriff (XA1) angegeben. Vereinfachend wird für die letztgenannte Expositionsklasse (XA1) eine maximale Korrosionstiefe von 3,0 cm und für die Expositionsklasse XA2 eine zulässige Schädigungstiefe von

4,0 cm festgelegt. Die angegebene Korrosionstiefe bezieht sich auf das Mindestmaß der Betondeckung, da im Nennmaß Verlegefehler u.a. berücksichtigt sind.

Hinsichtlich der maximal zulässigen Korrosionstiefe für Mörtel im Mauerwerk wird ein Wert von 3 cm festgelegt. Das nachträgliche Verfugen ist unter Baustellenbedingungen bis zur benannten Tiefe von 3 cm üblich; eine Korrosionstiefe bis 3 cm kann also aus handwerklicher Sicht akzeptiert werden.

## 6.5. Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

Die Anwendung des Sicherheitskonzeptes konzentriert sich auf den Angriff einer salpetersauren Lösung auf einen hochofenzementgebundenen Mörtel und auf einen portlandzementgebundenen Mörtel. Dabei wurde der  $w/z$ -Wert beim erstgenannten Baustoff auf 0,45 und beim zweitgenannten Mörtel auf 0,6 festgelegt. Die dazugehörigen Ausgangsdaten sind in den Tabellen des Kapitels B unter der Bezeichnung **M-0.45-HOZ-500** und **M-0.6-PZ-470** ersichtlich.

Entsprechend der Expositionsklasse XA1 wird der Angriff einer salpetersauren Lösung mit dem  $pH$ -Wert von 6,5 betrachtet. Für den hochofenzementgebundenen Mörtel wurde nach 50 Jahren eine Korrosionstiefe von 2,6–6,2 mm prognostiziert. Erwartungsgemäß ist demgegenüber die Korrosion des portlandzementgebundenen Mörtels mit dem hohen  $w/z$ -Wert von 0,6 weiter fortgeschritten. Die berechnete Korrosionstiefe beträgt 21,3–21,9 mm. Nach dem empirischen Modell von Herold [38] ist eine Korrosionstiefe von 17,3 mm für einen portlandzementgebundenen Beton mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6 zu erwarten, wenn eine 50-jährige Einwirkung einer sauren Lösung mit einem  $pH$ -Wert von 5 in Betracht gezogen wird. Die prognostizierte Korrosionstiefe sollte einen niedrigeren Wert annehmen, da der  $pH$ -Wert von 6,5 höher ist. Sie ist jedoch etwas größer, liegt dennoch nach Ansicht der Autorin in einem vernünftigen Rahmen.

Die Versagenswahrscheinlichkeit beträgt für beide Mörtel 0,0%. Demnach sind beide Mörtel für den Einsatz in leichtsauren Wässern ( $pH=6,5$ ) geeignet. Gemäß der DIN EN 206-1/ DIN 1045-2 [29, 28] ist beim Einwirken von sauren Wässern mit einem  $pH$ -Wert von 6,5 entsprechend der Expositionsklasse XA1 ein Beton mit einem Mindestzementgehalt von  $270 \text{ kg/m}^3$  und ein maximaler  $w/z$ -Wert von 0,6 einzuhalten. Prinzipiell sind diese Richtlinien auch auf Mörtel übertragbar, da bei der Verkleinerung des Größtkorns die Korrosionsbeständigkeit nur geringfügig erniedrigt wird. Untersuchungen hinsichtlich

dieser Problematik führte Herold [38] durch. Er beobachtete den Einfluss der Sieblinie auf die Korrosionsbeständigkeit von Betonen in salzsaurer Lösung und stellte beim Übergang des Größtkorns von 16 mm auf 8 mm fest, dass die Korrosionstiefe von Betonen mit einem  $w/z$ -Wert von 0,5 nur um 4-5 % zunimmt. Folglich ist zu erwarten, dass die Dauerhaftigkeit eines Mörtels mit einem  $w/z$ -Wert von 0,6 für die beschriebene Belastung gegeben ist. Zusammenfassend ist festzuhalten, dass das Berechnungsergebnis den Erfahrungen entspricht.

### 6.6. Sensitivitätsanalyse

Die berechnete Korrosionstiefe ist nicht in gleicher Masse von den einzelnen Basisvariablen abhängig. Eine quantitative Aussage darüber bietet die Sensitivitätsanalyse (siehe Kapitel 3.2.6). Beispielhaft wurde eine Sensitivitätsanalyse für den Angriff einer Salpetersäure auf einen Mörtel mit Portlandzement ( $w/z = 0.45$ ) durchgeführt. Dabei wurde von einer wassergesättigten Probe ausgegangen, um beispielsweise das Verhalten von Mörtel in gefüllten Abwasserkanälen zu betrachten. Es wurde der Einfluss von 58 Basisvariablen untersucht, die in folgende Gruppen unterteilt werden:

- Angriffsgrad der Lösung
- Temperatur
- chemische Zusammensetzung
- Transportparameter
- Feuchteverteilung
- Porosität.

Die benannten materialspezifischen Parameter beziehen sich auf das unkorrodierte Ausgangsmaterial.

Keine der Variablen ist als dominant entsprechend der Tabelle 3.3 zu bezeichnen. Ein großer Teil der Parameter beeinflusst die berechnete Korrosionstiefe nur sehr gering. Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse sind in der Abbildung 6.5 zusammengefasst, wobei nur Basisvariablen aufgeführt sind, deren Sensitivitätskoeffizient einen Wert größer 2 % aufweist.

Den größten Einfluss auf die Korrosionstiefe übt die Anfangsfeuchte aus, da unterhalb der freien Wassersättigung der Prozess des kapillaren Saugens

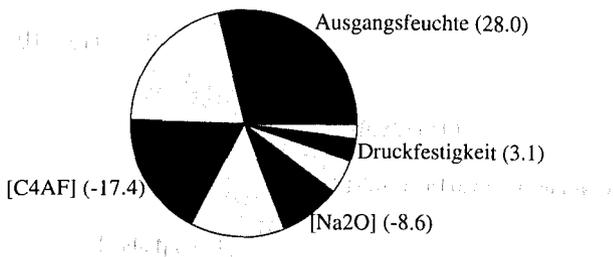


Abb. 6.5.: Einfluss der Basisvariablen auf den Gewichtsverlust. Die Werte in den Klammern beziehen sich auf den Wert des Sensitivitätskoeffizienten.

zunehmend an Bedeutung gewinnt und die Korrosion beschleunigt wird. Dieses Ergebnis erscheint zunächst widersprüchlich, da bei der Simulation von einem wassergesättigten Zustand ausgegangen wird und demnach kein kapillarer Transport stattfinden sollte. Im Rahmen der Monte-Carlo Simulation wurden die Ausgangsfeuchte und die maximale freie Wasseraufnahme als unabhängige Variablen behandelt. Diese Vorgehensweise wurde gewählt, da diese Situation durchaus, in einem mit Abwasser gefüllten Teil-Querschnitt eines Kanals indem geringfügig der Abwasserspiegel schwankt, denkbar ist.

Weiterhin hat die Konzentration der Angriffslösung einen großen Einfluss auf die Schädigung. Das negative Vorzeichen des Sensitivitätskoeffizienten bedeutet, dass mit zunehmender Konzentration eine Erhöhung der Korrosionstiefe zu erwarten ist. Diese Größe gehört der Einwirkseite an.

Parameter zur Charakterisierung der chemisch/mineralogischen Zusammensetzung des Mörtels zeigen ebenfalls einen großen Einfluss. Mit zunehmendem Gehalt an Kalziumverbindungen im Mörtel zeigt sich eine Erhöhung des Korrosionsfortschrittes. Für den Einsatz bei starkem chemischen Angriff sind Zemente zu verwenden, die einen geringen Kalzium-Gehalt besitzen. Zudem zeigen Untersuchungen [172] zur Abhängigkeit der Säurebeständigkeit zementgebundener Baustoffe eine Reduzierung der Korrosionstiefe bei Verwendung von Hochofenzementen. Eine Verbesserung der Säurebeständigkeit wird auch bei Zugabe von Mikrosilika, Nanosilika, Hüttensand oder Flugasche erreicht. Die Wirkung beruht neben der Verdichtung des Gefüges auf der portlandit-reduzierenden latenthdraulischen oder puzzulanischen Reaktion. Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse stehen damit im Einklang, da mit der Erhöhung des Kalzit- und des  $C_4AF$ -Gehaltes eine Erhöhung der Korrosionstiefe verbunden ist.

Entgegen der Erwartungen beeinflusst der Gehalt des Klinkerminerals  $C_3A$  die berechnete Korrosionstiefe nicht, da diese Substanz entsprechend der Bogue Berechnung nicht im gewählten Portlandzement (siehe Tabelle B.6) enthalten ist und gemäß der gewählten Vorgehensweise (siehe Kapitel 3.2.6) nicht berücksichtigt wird.

Die prognostizierte Korrosionstiefe ist im geringen Masse von den Diffusionskoeffizienten gelöster Ionen und den Porositätskennwerten abhängig. Bekanntermaßen ist bei der Erhöhung dieser Größen mit einer zunehmenden Korrosion zu rechnen, was das negative Vorzeichen des Sensitivitätskoeffizienten ausdrückt. Zu deuten ist die geringe Abhängigkeit der Korrosionstiefe damit, dass die Auflösung der Zementsteinmatrix oberflächenah stattfindet. Für den Korrosionsmechanismus des zu betrachtenden lösenden Angriffes ist vergleichsweise kein tiefes Eindringen der korrosivwirkenden Ionen erforderlich, wie es für den Korrosionsmechanismus des treibenden Angriffes nötig ist. Zudem sind die Zementsteinphasen bei relativ kleinen  $H^+$ -Konzentrationen von  $6 \cdot 10^{-13} - 7 \cdot 10^{-11}$  mol/L thermodynamisch instabil [50]. Dagegen sind im Falle des treibenden Angriffes erheblich höhere Konzentrationen von  $4 \cdot 10^{-10} - 1 \cdot 10^{-9}$  mol/L  $SO_4^{2-}$  zu überschreiten, um die schädigende Etringitbildung zu erreichen [50]. Folglich ist das Simulationsergebnis wenig sensitiv gegenüber der Variation des Diffusionskoeffizienten um 10 % (siehe Kapitel 3.2.6), da die für die Hydrolyse der Zementsteinphasen benötigte  $H^+$ -Konzentrationen in jedem Fall erreicht wird.

### 6.7. Zusammenfassung

Zunächst wird in diesem Kapitel das Prognosemodell Transreac hinsichtlich der Korrosion infolge des lösenden Angriffes mineralaurer Wässer überprüft. Herangezogen wurden dafür in der Literatur [140, 38, 141] beschriebene Versuche, die das Korrosionsverhalten von Zementstein, Mörtel und Beton in salpetersaurer, schwefelsaurer und salzsaurer Lösung behandeln. Nach vollzogen werden konnte im Falle des Angriffes einer salpetersauren Lösung auf einen Zementstein nicht nur die Korrosionstiefe sondern auch die Entwicklung der Porosität und die stattfindenden Phasenumwandlungen. Weiterhin zeigen die Berechnungsergebnisse der Korrosionstiefe von mit salpetersaurer und schwefelsaurer Lösung (pH=0,1,2,4) exponiertem Mörtel eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Befunden. Das Prognosemodell wurde zudem anhand von Korrosionsexperimenten an Betonen bestätigt, die mit salzsaurer Lösung im pH-Wert-Bereich von 3–5 beaufschlagt wurden.

Dagegen ist die simulierte Korrosionstiefe im Fall des Angriffes einer salzsauer Lösung mit einem  $pH$ -Wert von 1 zu gering. Zementgebundene Baustoffe werden jedoch für derartig starke Angriffe nicht eingesetzt.

Zusätzlich erfolgte eine Validierung des stochastischen Modells anhand der visuell ermittelten Korrosionstiefe für einen in salpetersaurer Lösung gelagerten Zementstein. Die berechneten Streuungen überschätzen die tatsächlich ermittelten Streuungen. Es ist jedoch hinsichtlich der zuverlässigkeitsorientierten Analyse festzuhalten, dass mit der Überschätzung der berechneten Streuungen die aus der Monte-Carlo Methode gewonnenen Ergebnisse im sicheren Bereich liegen.

Diese Ergebnisse zeigen, dass die Monte-Carlo Methode in Verbindung mit dem Simulationsmodell Transreac für eine zuverlässigkeitsorientierte Beurteilung der Dauerhaftigkeit zementgebundener Materialien hinsichtlich des lösenden Angriff mineralisaurer Wässer herangezogen werden kann.

Hervorzuheben ist, dass die Simulationsergebnisse hauptsächlich auf Kennwerten basieren, die aus Kennwerten von Materialien ähnlicher Zusammensetzung und Nachbehandlung entsprechend den Ausführungen des Kapitels 4 abgeleitet wurden. Somit ist das aufgestellte zuverlässigkeitsorientierte Konzept bei Nutzung der vorgestellten Datenbank ohne umfangreiche zeitintensive experimentelle Untersuchungen anwendbar.

Für die zuverlässigkeitsorientierte Betrachtungsweise ist zuvor die Definition des Grenzzustandes nötig, der auf der Grundlage des Korrosionsmechanismus abgeleitet wurde. Die Anwendung des probabilistischen Sicherheitskonzeptes wurde hinsichtlich eines lösenden Angriffes einer sauren Lösung auf Mörtel unterschiedlicher Zusammensetzung angewendet. Gewählt wurde dafür ein  $pH$ -Wert von 6,5 gemäß der Expositionsklasse XA1 und eine Lebensdauer von 50 Jahren. Die Ergebnisse entsprechen den Erfahrungen aus der Praxis.

Abgeschlossen wurde dieses Kapitel mit der Sensitivitätsanalyse, um den Einfluss der Eingangsparameter des Simulationsmodells herauszuarbeiten. Den größten Einfluss auf die Korrosionstiefe üben Parameter aus, die den kapillaren Saugprozess beeinflussen. Diese Parameter können im Rahmen einer Qualitätssicherung kontrolliert werden.

## 7. Anwendung des Konzeptes auf den lösendenden Angriff ammoniumhaltiger Wässer

### 7.1. Bedeutung für die Praxis und Korrosionsmechanismus

Die Problematik des Angriffs ammoniumhaltiger Wässer muss bei Bauten für Abwasseranlagen und für die Landwirtschaft sowie im Bereich des Deponiebaus berücksichtigt werden. Im Abwasser festzustellende Ammonium-Ionen sind auf den Abbau von Eiweißverbindungen und Harnstoff zurückzuführen. Besonders vor dem Belebungsbecken von Kläranlagen ist mit einem Angriff ammoniumhaltiger Wässer zu rechnen.

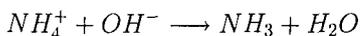
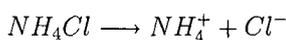
Ein Hauptbestandteil von Düngemitteln ist Ammoniumnitrat, so dass Silos, die zur Lagerung der Düngemittel genutzt werden, innerhalb der geplanten Lebensdauer dieser Verbindung widerstehen müssen. Gleiches gilt auch für Fundamente von Gewächshäusern.

Zur Vermeidung von Grundwasserverunreinigungen mit Nitrat muss Gülle sachgerecht in Behältern gelagert werden. Güllebehälter werden aus Stahlbeton gefertigt, und bei der Planung dieser ist der relativ hohe Ammoniumgehalt der Gülle zu berücksichtigen.

Sickerwässer enthalten erhöhte Konzentrationen an Ammonium, so dass Betonbauwerke für den Deponiebau wie Entwässerungs- und Ringschächte einen ausreichenden Schutz gegen lösenden Angriff ammoniumhaltiger Wässer aufweisen müssen.

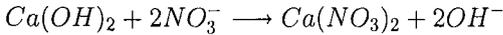
Ammoniumsalze, insbesondere Salze starker Säuren wie  $NH_4Cl$ ,  $NH_4NO_3$  und  $(NH_4)_2SO_4$  sind austauschfähige Salze, deren Anionen leichtlösliche Kalziumverbindungen bilden. Wässrige Lösungen dieser Salze wirken betonangreifend, wobei die schädigende Wirkung auf zwei Mechanismen beruht.

In basischen Lösungen reagieren Ammoniumsalze starker Säuren unter Verbrauch von Hydroxidionen zu Ammoniak:



Bei dieser Reaktion wird das in der Porenlösung befindliche Hydroxidion verbraucht und demzufolge wird die Porenlösung neutralisiert. Die Neutrali-

sation zieht ein Lösen der Hydratphasen nach sich, da sie thermodynamisch im  $pH$ -Wert neutralen Bereich instabil sind. Zusätzlich bildet das im Portlandit und Kalzit gebundene Kalzium mit dem Nitration das leichtlösliche Salz Kalziumnitrat:



Dieser Vorgang wird auch als Ionentausch bezeichnet. Das entstandene leichtlösliche Kalziumsalz wird aus der Zementsteinmatrix ausgeschwemmt und führt zusammen mit der Neutralisationsreaktion zum Abbau der Hydratphasen und letztlich zum Festigkeitsverlust des Baustoffes. Als Endprodukt sind amorphes  $SiO_2$  und amorphe  $Fe$ - und  $Al$ -Hydroxide oder -Oxidhydroxide zu nennen.

Das Merkblatt ATV-M 168 [30] regelt die Grenzwerte für Beanspruchungen von Beton im Kanalnetz durch kommunale Abwässer. Demnach ist ein ausreichender Betonwiderstand bei kurzzeitiger Beanspruchung mit 1000 mg/L  $NH_4 - N$  (560 mg/L  $NH_4^+$ ) und bei dauernder Beanspruchung mit 300 mg/L  $NH_4 - N$  (170 mg/L  $NH_4^+$ ) gegeben, wenn der Beton einen maximalen  $w/z$ -Wert von 0,5 und eine maximale Wassereindringtiefe von  $\leq 3$  cm besitzt. Eine Konzentration von 100 mg/L  $NH_4^+$  wird gemäß der DIN 1045-2 [28] als stark betonangreifend eingestuft. Diese Festlegung liegt laut Rechenberg und Sylla [142] weit im sicheren Bereich, da sich bei Einlagerungsversuchen von Betonprismen in Ammoniumchloridlösung mit der benannten Konzentration nach 9 Jahren keine sichtbaren Veränderungen der Betonprobekörper ergaben. Zudem sind an freibewitterten Probearbeiten, die mit Ammoniumchlorid der Konzentration 3 g/L bzw. 0,3 g/L  $NH_4^+$  beaufschlagt wurden, nach 5 bzw. 6 Jahren keine nennenswerten Korrosionserscheinungen [173] erkennbar.

Ein Ziel dieser Arbeit ist es, ein probabilistisches Beurteilungskonzept hinsichtlich des lösenden Angriffs von Lösungen austauschfähiger Salze aufzustellen. Die Basis eines solchen Konzeptes ist ein abgesichertes Stoffgesetz, was durch die Validierung von Versuchen nachzuweisen ist.

Der von Rechenberg und Sylla [142] veröffentlichte Bericht zu den genannten Einlagerungsversuchen dient als Grundlage für dieses Vorhaben. Daran anschließend wird die Anwendung des Sicherheitskonzeptes auf Beton in ammoniumhaltigen Wässern demonstriert. Abgeschlossen wird dieses Kapitel mit einer Sensitivitätsanalyse.

## 7.2. Validierung des deterministischen Modells

Zur Validierung des deterministischen Modells wurde der Angriff einer  $NH_4Cl$ -Lösung auf einen portlandzementgebundenen und einen flugaschezementgebundenen Beton, die jeweils einen  $w/z$ -Wert von 0,5 besitzen, betrachtet. Die Basis dafür bilden die Versuche, die von Rechenberg und Sylla [142] durchgeführt worden sind.

Die Probekörper wurden nach 24 Stunden entschalt, 7 Tage unter Wasser gelagert und anschließend bis zu einem Alter von 28 Tagen bei 100 % rel. Luftfeuchte aufbewahrt. Der Korrosionsversuch erfolgte in einer  $NH_4Cl$ -Lösung mit einer Konzentration von 100 mg/L, die mit einer Geschwindigkeit von 2,5 m/h durch das Lagerungsgefäß strömte. Um ein Zurückdrängen der Lösungsreaktion infolge der Sättigung der Lösung mit  $Ca^{2+}$  zu verhindern, wurde sie regelmäßig getauscht. Beobachtet wurde der Massenverlust infolge des lösenden Angriffs. Er wurde nach der Trocknung bei 20 °C und 65 % r.L.F. durch Wägung bestimmt. Die getrockneten Probekörper wurden nach dieser Prozedur wieder in das Korrosionsgefäß verbracht. In der Abbildung 7.1 ist die so bestimmte Gewichtsveränderung zusammen mit der prognostizierten Gewichtsabnahme für den Untersuchungszeitraum von 9 Jahren dargestellt.

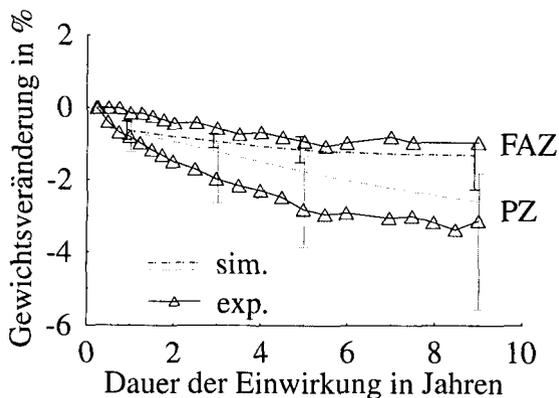


Abb. 7.1.: Vergleich der berechneten und experimentell bestimmten (siehe [142]) Gewichtsänderung bei einem lösenden Angriff einer  $NH_4Cl$ -Lösung (100 mg/L) auf einen portlandzementgebundenen und einen flugaschezementgebundenen Beton mit einem  $w/z$ -Wert von 0,5. Die eingezeichneten Fehlerbalken sind das Ergebnis einer Monte-Carlo Simulation. Sie umfassen das 33 %- und 66 %-Quantil.

Experimentell wurde anfänglich eine Gewichtszunahme verzeichnet, die auf

eine fortschreitende Hydratation und eine Aufnahme der Ammoniumlösung hindeutet. Dies wurde innerhalb der Simulation vernachlässigt und in der Abbildung 7.1 ist der experimentell bestimmte Massenverlust auf das maximale Gewicht bezogen, um die Werte vergleichen zu können.

Für die Prognose wurde eine Wassersättigung der Probekörper angenommen. Die Ausgangsdaten des unkorrodierten portlandzementgebundenen Betons (**B-0.5-PZ-375**) und des flugaschezementgebundenen Betons (**B-0.5-FAZ-375**) sind in den Tabellen des Kapitels B ersichtlich.

Sowohl Experiment als auch Simulation zeigen eine geringe Reduzierung des Gewichts. Der berechnete Massenverlust für den Beton mit Portlandzement ist gegenüber den experimentell bestimmten Werten geringer, da bei der Simulation die Umwälzung der Lösung und die damit verbundene geringe Abrasion vernachlässigt wird. Weiterhin konnte nicht berücksichtigt werden, dass durch die beschriebene Prozedur zur Bestimmung des Massenverlustes die Korrosion etwas beschleunigt wird, da die bei 65 % r.L.F. getrockneten Probekörper nach dem Zurückstellen in die Ammoniumchloridlösung kapillar Flüssigkeit aufnehmen. Zusammenfassend ist festzustellen, dass die experimentellen und die berechneten Ergebnisse in ähnlichen Größenordnungen liegen.

Entsprechend den experimentellen Befunden liegt der berechnete Massenverlust des flugaschezementgebundenen Betons unterhalb des Massenverlusts des portlandzementgebundenen Betons. Hier stimmen die simulierten Werte gut mit den experimentell ermittelten Daten überein.

Diese Abbildung enthält neben dem prognostizierten Erwartungswert der Gewichtsänderung auch die Werte des 66 % und des 33 %-Fraktils, die als Fehlerbalken gekennzeichnet sind. Mit zunehmender Einwirkzeit der  $NH_4Cl$ -Lösung wirken sich die Streuungen der Basisvariablen stärker aus.

### 7.3. Definition des Grenzzustandes

Für den lösenden Angriff ammoniumhaltiger Wässer gilt der bereits im Kapitel 6.4 für den Angriff mineralsaurer Wässer festgelegte Grenzzustand. Zudem müsste im Fall des Chlorideindringens die Korrosionsgefahr der Bewehrung betrachtet werden. Diese Arbeit fokussiert jedoch den lösenden Angriff, so dass diese Problematik nicht betrachtet wird. Darüber hinaus ist der Chlorgehalt natürlicher Wässer für den Beton unkritisch.

## 7.4. Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

Es wurde die Versagenswahrscheinlichkeit von Beton berechnet, die einer  $NH_4Cl$ -Lösung mit einer Konzentration entsprechend der Expositionsklasse XA3 von 100 mg/L ausgesetzt sind. Außerdem entspricht die genannte Konzentration dem maximalen Beanspruchungskennwert üblicher kommunaler Abwässer [30].

Beispielhaft wird die Versagenswahrscheinlichkeit des bereits im Kapitel 7.2 behandelten portlandzementgebundenen und des Betons mit Flugaschezement in der Ammoniumchlorid-Lösung berechnet. Nach 50 Jahren ergab sich ein Erwartungswert der Korrosionstiefe von 2,0 mm für den erstgenannten Beton und von 0,4 mm für den flugaschezementgebundenen Beton. Mit einer Wahrscheinlichkeit von 66 % besitzt die Korrosionstiefe des portlandzementgebundenen Betons einen Wert zwischen 1,6-4,5 mm. Der entsprechende Bereich für den flugaschezementgebundenen Beton ist 0,2-0,7 mm. Diese Schädigungstiefen liegen weit unter der maximal erlaubten Schädigungstiefe von 40 mm, so dass sich für beide Betone eine Versagenswahrscheinlichkeit von 0,0 % ergibt. Die zulässige Schädigungstiefe bezieht sich hierbei nicht auf die Festlegung der DIN 1045. Sie fordert für den Einsatz von Betonen in einer Umgebung entsprechend der zu betrachtenden Expositionsklasse XA3 eine oberflächliche Beschichtung des Betons. Folgernd aus den Ausführungen zur Beständigkeit der Betone in Ammoniumchloridlösungen (siehe unten) wurde jedoch die zulässige Korrosionstiefe entsprechend der Expositionsklasse XA2 verwendet.

Rechenberg und Sylla [142] berechneten aus dem Gewichtsverlust der in Ammoniumchlorid eingelagerten Proben einen maximalen oberflächenbezogenen Abtrag von 0,3 mm nach 9 Jahren. Bei der Annahme einer Funktion entsprechend der Gleichung 2.8, kann eine Korrosionstiefe von 1,2 mm für den Beton mit Portlandzement nach 50 Jahren extrapoliert werden. Das berechnete Ergebnis ist etwas größer als die extrapolierte Korrosionstiefe. Es ist jedoch zu beachten, dass diese Extrapolation einer groben Schätzung entspricht, da keine Stützstellen für größere Einlagerungsdauern vorhanden sind.

Für den flugaschezementgebundenen Beton kann ein Wert von 0,7 mm angegeben werden. Diese Vorhersage stimmt mit dem simulierten Ergebnis im Rahmen der angegebenen Fehlergrenzen überein.

Die erhaltenen Ergebnisse widersprechen den Regeln der DIN 1045-2 [28]. Dieser Norm ist zu entnehmen, dass Beton einem chemischen Angriff entsprechend der Expositionsklasse XA3 nicht widersteht und er durch einen Oberflächenschutz vor dem Zutritt der aggressiven Lösung bewahrt werden

muss. Demgegenüber stehen experimentelle Befunde [142], die für eine Anhebung der maximal zulässigen Belastung an  $NH_4^+$  von 100 mg/L auf 300 mg/L sprechen. Folglich wäre der Angriff ammoniumhaltiger Wässer mit einem Gehalt von 100 mg/L  $NH_4^+$  als chemisch mäßig angreifende Umgebung einzustufen (XA2). Für diese Expositionsklasse ist ein  $w/z$ -Wert von 0,5 und ein Mindestzementgehalt von  $320 \text{ kg/m}^3$  vorgeschrieben. Die behandelten Betone erfüllen diese Anforderungen und die Versagenswahrscheinlichkeit für die dann gültige maximal erlaubte Schädigungstiefe von 40 mm beträgt für beide Betone 0,0%. Demnach sind sie für den Einsatz in der mäßig angreifenden Umgebung einsetzbar.

## 7.5. Sensitivitätsanalyse

Bei der Sensitivitätsanalyse wurde der Einfluss von 59 Basisvariablen bestimmt, die den folgenden Gruppen zuzuordnen sind:

- Angriffsgrad der Lösung
- Temperatur
- chemische Zusammensetzung
- Transportparameter
- Feuchteverteilung
- Porosität.

Ausgewertet wurde ersatzweise der Gewichtsverlust nach 3 Jahren eines mit 100 mg/L  $NH_4Cl$  beaufschlagten portlandzementgebundenen Betons, da die Korrosionstiefe bei dieser Konzentration noch zu gering ist, um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten. Der Beitrag der Basisvariablen zur Korrosionstiefe ist der Abbildung 7.2 zu entnehmen, wobei nur Basisvariablen mit einem Sensitivitätskoeffizienten größer 5% aufgeführt sind. Keine der Basisvariablen kann als dominant eingestuft werden.

Den größten Einfluss auf den Gewichtsverlust eines portlandzementgebundenen Betons üben die Basisvariablen aus, die im Zusammenhang mit dem kapillaren Saugprozess stehen. Das sind die Sorptionsisotherme und die Ausgangsfeuchte des unkorrodierten Materials. Der kapillare Wasseraufnahmekoeffizient selbst zeigt einen geringen Einfluss auf den berechneten Gewichtsverlust, da von einer wassergesättigten Probe ausgegangen wurde. Anmerkungen

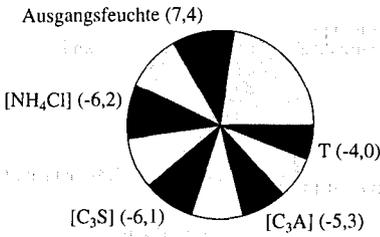


Abb. 7.2.: Einfluss der Basisvariablen auf den Gewichtsverlust. Die Werte in den Klammern beziehen sich auf den Wert des Sensitivitätskoeffizienten.

zu diesem zunächst überraschenden Ergebnis sind im Kapitel 6.6 aufgeführt. Mit zunehmender Ausgangsfeuchte verliert der kapillare Saugprozess an Bedeutung und daraus folgt eine Verringerung des Gewichtsverlustes, was der negative Sensitivitätskoeffizient ausdrückt. Weiterhin ist den Ergebnissen erwartungsgemäß zu entnehmen, dass sowohl eine höher liegende Sorptionsisotherme als auch eine bei höheren Feuchten steilere Sorptionsisotherme zu einer Erhöhung des Gewichtsverlustes führt.

Neben der Konzentration der aggressiven Lösung wird der Gewichtsverlust von den Porositätskennndaten wie die Vakuumwasseraufnahme und das kumulative Porenvolumen beeinflusst. Beide Parameter werden zur Simulation der Steigerung von Transportprozessen infolge des lösenden Angriffes genutzt.

Untersuchungsergebnisse von Rechenberg und Sylla [142] zeigen einen kleinen Einfluss der Zementart und des Zementgehaltes bei gleichem  $w/z$ -Wert. Es wurde eine geringfügige Reduzierung des Gewichtes an Betonen festgestellt, die einen höheren Zementgehalt besaßen. Damit im Einklang stehen die berechneten Sensitivitätskoeffizienten der Haupt-Klinkerphasen. Sie nehmen kleine Werte in der gleichen Größenordnung an. Das ist mit einer zunehmenden Gewichtsabnahme bei zunehmendem Zementgehalt zu interpretieren.

## 7.6. Zusammenfassung

Der Einsatz des Simulationsmodells Transreac in Verbindung mit der Monte-Carlo Methode ist für ein probabilistisches Beurteilungskonzept für die Dauerhaftigkeit hinsichtlich des Angriffes ammoniumhaltiger Wässer geeignet. Nachgewiesen wurde dies, indem zunächst das deterministisch arbeitende Simulationsmodell Transreac anhand von Langzeitkorrosionsexperimenten validiert

wurde. Die Gewichtsänderung infolge des Angriffes einer Ammoniumchloridlösung mit einer Konzentration von 100 mg/L konnte für einen portlandzementgebundenen und einen flugaschezementgebundenen Beton mit jeweils einem  $w/z$ -Wert von 0,5 nachvollzogen werden. Die Berechnungen basieren dabei auf geschätzten Kennwerten, wobei sich die Ermittlung der relevanten Parameter auf die Ausführungen im Kapitel 4 stützen.

Aus den Ergebnissen der Zuverlässigkeitsanalyse ist ableitbar, dass die Betone mit der genannten Rezeptur zuverlässig einem Angriff der bezeichneten Ammoniumchloridlösung widerstehen können. Dieses Ergebnis steht nicht im Einklang mit der DIN 1045-2 [28], wonach Betone, die dem betrachteten chemischen Angriff ausgesetzt sind, mit einem Oberflächenschutz zu versehen sind. Entgegen dieser Regelung zeigen experimentelle Untersuchungen [142], dass Betone durchaus der Umgebung einer 100 mg/L  $NH_4Cl$ -Lösung beständig sind. Aus der Sensitivitätsanalyse geht hervor, dass Basisvariablen, die im Zusammenhang mit dem kapillaren Saugprozess stehen, einen entscheidenden Einfluss auf den berechneten Gewichtsverlust besitzen. Aus den guten Ergebnissen der Validierung von Korrosionsexperimenten und den Ergebnissen der Zuverlässigkeitsanalyse geht hervor, dass ein probabilistisches Beurteilungskonzept in Verbindung mit geschätzten Eingangsdaten praktikabel anwendbar ist. Entsprechend der Sensitivitätsanalyse können für zukünftige Berechnungen zur Zeitersparnis die Basisvariablen im Zusammenhang mit dem kapillaren Saugprozess experimentell ermittelt und die restlichen Kennwerte aus der Datenbank (Kapitel 4) entnommen werden.

## 8. Zusammenfassung und Ausblick

Die Dauerhaftigkeit beschreibt den Widerstand von Baustoffen und Bauteilen gegenüber vielfältigen Angriffen aus Umwelt und Nutzung. Diese Angriffe können zur Beeinträchtigung des Aussehens, zur Verminderung der Funktionsfähigkeit und sogar zum Verlust der Tragfähigkeit führen. Verbunden sind damit erhebliche finanzielle Kosten, und folglich ist die Dauerhaftigkeit von großer wirtschaftlicher Bedeutung. Es ergibt sich hieraus die Forderung, dass während der vereinbarten Lebensdauer Bauwerke dauerhaft in ihrer Umwelt bestehen sollen.

Zur Sicherstellung der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen werden in Normen und Regelwerken deskriptive Regeln aufgestellt. Deskriptive Regeln stehen im Gegensatz zu modernen Bemessungsvorschriften, die auf dem Performance Konzept basieren. Da eine individuelle Planung der Sicherheit unter Kostenoptimierung möglich ist, findet dieses Konzept im Bereich der Tragwerksplanung Anwendung. Der Nachweis für Tragwerke unter statischer und dynamischer Beanspruchung auf Grundlage des Performance Konzeptes gründet sich auf abgesicherte Stoffgesetze, quantifizierbare Bauteilbeanspruchungen sowie einem Sicherheitskonzept auf probabilistischer Grundlage. Die Anwendung des Performance Konzeptes auf die Dauerhaftigkeit ist mit Hilfe des jetzigen Standes der Normen und Regelwerke kaum möglich, da nur wenige Angaben zu Stoffgesetzen, wie dem zeitlichen Schädigungsverlauf bei Dauerhaftigkeitsproblemen existieren.

Ziel dieser Arbeit war es, ein Konzept zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit mineralisch gebundener Baustoffe auf probabilistischer Grundlage auszuarbeiten. Die Arbeit ist auf lösenden und treibenden Angriff zementgebundener Baustoffe fokussiert.

Nach Erläuterung der Grundlagen des probabilistischen Sicherheitskonzeptes erfolgte die Übertragung dieses Konzeptes auf die untersuchte Thematik. Dabei wird eine Klassifizierung der Sicherheitsanforderungen in Abhängigkeit von der Intensität des chemischen Angriffsgrades u. a. m. vorgenommen.

Das Beurteilungskonzept beinhaltet ein deterministisches Modell zur Beschreibung eines orts- und zeitabhängigen Schädigungsverlaufs sowie eine Methode zur rechnerischen Ermittlung der Zuverlässigkeit oder der dazu inversen Größe der Versagenswahrscheinlichkeit. Das vielfach angewandte Simu-

---

lationsverfahren Transreac zur Vorhersage von Korrosionsprozessen in mineralischen Baustoffen basiert auf der Kombination einer zeit- und ortsabhängigen Berechnung des thermodynamisch stabilen Phasenbestandes mit einer Feuchte- Wärme- und Stofftransportberechnung. Durch Einbettung des Kernalgorithmus von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation wurde das deterministische Modell zum probabilistischen Modell erweitert. Auf dieser Grundlage und Anwendung der Zuverlässigkeitstheorie wurden Methoden zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit im Hinblick auf Dauerhaftigkeitsprobleme für lösenden und treibenden Angriff entwickelt.

Die Anwendung der Zuverlässigkeitstheorie benötigt zudem baustoffspezifische Grundgrößen und deren Verteilungen, die in das deterministische Modell als Eingangsparameter eingehen. Eine umfassende Datenbank derartiger Materialkenngrößen von Betonen, Mörtel und Zementsteinen wurde erhellt. Sie stützt sich auf über 100 Veröffentlichungen und enthält etwa 9500 Angaben über

- Porositätskenndaten (wie Vakuum-Wasseraufnahme, kumulatives Porenvolumen usw.)
- Transportkenndaten (zu gelösten Teilchen, Gasen und Wasser)
- Sorptionsisotherme
- mechanische Größen
- wärmetechnische Größen.

Bei einem Vergleich der Angaben aus den verschiedenen Literaturquellen wurden bei fast allen benannten Kenngrößen sehr große Streubreiten festgestellt. Dies liegt zum einem am inhomogenen Baustoff aber auch an den für die Bestimmung der Kennwerte verwendeten unterschiedlichen Meßmethoden. Besonderen Einfluss übt zudem die Nachbehandlung und die Konditionierung der Probekörper aus. Hier besteht für die Zukunft im Hinblick auf die zuverlässigkeitsorientierte Beurteilung der Dauerhaftigkeit noch Forschungs- und Handlungsbedarf, da die dafür nötigen statistischen Parameter nur die Inhomogenität des Baustoffes widerspiegeln sollen.

Es werden materialspezifische Standard-Stoffkenngrößen entwickelt, die zur Berechnung des Korrosionsverhaltens ausgewählter Betone, Mörtel und Zementsteine herangezogen werden. Neben den für die Berechnung der Transporte nötigen Parameter werden erforderliche Daten zur Prognose von chemischen Reaktionen bereitgestellt. Dabei werden neben den Kennwerten zur

Simulation der Transportprozesse auch Eingangsparameter zur Berechnung der chemischen Reaktionen beleuchtet. Insbesondere wird ein Modell zur Abschätzung des Hydratationsgrades vorgestellt.

Zur Absicherung der Prognose des Schädigungsverlaufes sowie zur Schätzung des Modellfehlers werden Laborversuche sowie Langzeitversuche unter realen klimatischen Bedingungen herangezogen. In den letzten Jahren wurden zahlreiche Versuche, die die Korrosion infolge lösenden und treibenden Angriffes behandeln, beschrieben.

Eine Auswahl davon, bildet die Grundlage zur Validierung des deterministischen Modells im Hinblick auf den chemischen Angriff in folgender aggressiver Umgebung:

- sulfathaltige Wässer
- salpetersaure Lösung
- schwefelsaure Lösung.
- ammoniumhaltige Lösung

Dabei wurde ein Spektrum von portlandzementgebundenen, hochofenzementgebundenen sowie flugaschezementgebundenen Zementsteinen, Mörtel und Betonen mit unterschiedlichen  $w/z$ -Werten behandelt.

Zunächst wurden experimentell ermittelte Treibdehnungen von Mörtel infolge des Angriffes von Natriumsulfatlösungen mit den berechneten Dehnungen verglichen. Die berechneten Dehnungen liegen innerhalb der Fehlergrenzen der experimentell bei Laborversuchen und Freilandversuchen bestimmten Dehnungen. Weiterhin ist festzustellen, dass das Modell Transreac für eine Langzeitprognose geeignet ist. Für diese Überprüfung wurden Freilandversuche, die bis zu einer Dauer von 30 Jahren durchgeführt wurden, betrachtet. Auch für diesen Mörtel stimmen Experiment und Simulation gut überein.

Hinsichtlich der Korrosion infolge des lösenden Angriffes mineralsaurer Wässer wurden Versuche, die das Korrosionsverhalten von Zementstein, Mörtel und Beton in salpetersaurer, schwefelsaurer und salzsaurer Lösung thematisieren, genutzt. Nach vollzogen werden konnte, im Falle des Angriffes einer salpetersauren Lösung auf einen Zementstein, nicht nur die Korrosionstiefe sondern auch die Entwicklung der Porosität und die stattfindenden Phasenumwandlungen. Weiterhin zeigen die Berechnungsergebnisse der Korrosionstiefe von mit salpetersaurer und schwefelsaurer Lösung exponiertem Mörtel eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Befunden. Das Prognosemodell wurde zudem anhand von Korrosionsexperimenten

---

an Betonen bestätigt, die mit salzsaurer Lösung im  $pH$ -Wert Bereich von 3–5 beaufschlagt wurden. Darüber hinaus ist der Einsatz des deterministisch arbeitenden Modell Transreac für die Simulation des Angriffs ammoniumhaltiger Wässer geeignet. Nachgewiesen wurde dies, indem das Simulationsmodell anhand von Langzeitkorrosionsexperimenten validiert wurde. Die Gewichtsänderung infolge des Angriffes einer Ammoniumchloridlösung konnte für einen portlandzementgebundenen und einen flugaschezementgebundenen Beton nachvollzogen werden.

Zusätzlich erfolgte eine Validierung des stochastischen Modells. Beispielhaft wurde dies anhand eines treibenden Angriffes einer Natriumsulfatlösung, sowie eines lösenden Angriffes einer salpetersauren Lösung demonstriert. Es wurde gezeigt, dass durch die Einbindung des Kernalgorithmus von Transreac in eine Monte-Carlo Simulation experimentell bestimmte Streuungen im Falle des treibenden Angriffes gut wiedergegeben werden können. Die im Rahmen des lösenden Angriffes berechneten Streuungen überschätzen die tatsächlich ermittelten Streuungen. Es ist jedoch hinsichtlich der zuverlässigkeitsorientierten Analyse festzuhalten, dass mit der Überschätzung der berechneten Streuungen, die aus der Monte-Carlo Methode gewonnenen Ergebnisse im sicheren Bereich liegen.

Grundsätzlich rechtfertigen diese guten Ergebnisse das Simulationsmodell Transreac in Verbindung mit der Monte-Carlo Methode für eine wahrscheinlichkeitstheoretische Betrachtungsweise der Dauerhaftigkeit im Hinblick auf den Angriff unterschiedlicher Medien wie Sulfatlösungen, mineralisauren Wässern und ammoniumhaltigen Lösungen einzusetzen.

Hervorzuheben ist weiterhin, dass das aufgestellte zuverlässigkeitsorientierte Konzept ohne umfangreiche zeitintensive experimentelle Untersuchungen anwendbar ist, da die Simulationsergebnisse hauptsächlich auf den aus der Datenbank extrahierten geschätzten Kennwerten basieren.

Abschließend wurde das Sicherheitskonzeptes auf lösenden und treibenden Angriff unterschiedlich zusammengesetzter Lösungen angewendet. Dabei wurden die Konzentrationen betonangreifender Stoffe den Verhältnissen der Praxis angepasst.

Demonstriert wurde dies anhand der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit eines portlandzementgebundenen Mörtels und eines hochofenzementgebundenen Mörtels, die in einer Natriumsulfatlösung korrodierten. Die erhaltenen Berechnungsergebnisse sind konform mit den Erfahrungen aus der Praxis.

Die Anwendung des probabilistischen Sicherheitskonzeptes wurde zudem erstmalig hinsichtlich des lösenden Angriffes angewendet.

Beleuchtet wurde der Angriff einer sauren Lösung auf Mörtel unterschiedlicher Zusammensetzung. Gewählt wurde dafür ein  $pH$ -Wert von 6,5 gemäß der Expositionsklasse XA1 und eine Lebensdauer von 50 Jahren. Es konnte gezeigt werden, dass die berechneten Ergebnis konform mit den Festlegungen gültiger Normen sind.

Entgegen der Regelungen der DIN 1045 wurde für Beton hinsichtlich des Angriffs ammoniumhaltiger Wässer abgeleitet, dass sie einem Angriff entsprechend der Expositionsklasse XA3 zuverlässig widerstehen können. Dies belegen auch frühere experimentelle Untersuchungen, die für eine Anhebung der Grenzwerte plädieren.

Ein probabilistisches Konzept beinhaltet neben der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit auch eine Sensitivitätsanalyse. Sie dient der Beurteilung des Einflusses verschiedener Eingangsparameter auf das Berechnungsergebnis. Hieraus können Konzepte der Qualitätsüberwachung abgeleitet werden. Als wichtige Parameter sind neben dem Angriffsgrad der Lösung Kennwerte zu nennen, die die Porosität der zementgebundenen Baustoffe charakterisieren. Entscheidend gehen auch Parameter ein, die den kapillaren Saugprozess beeinflussen.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass ein Konzept zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit mineralisch gebundener Baustoffe auf probabilistischer Grundlage hinsichtlich des treibenden und lösenden Angriffs aufgezeigt wurde.

Für eine praktikabel anwendbare Nutzung dieses Konzeptes ist neben der weiteren Verbesserung der Algorithmen hinsichtlich des Rechenzeitaufwandes eine Vereinfachungen der Anwendbarkeit des Programmpakets Transreac zu realisieren. Bisher ist die Bedienung nur von Experten möglich, die die nötigen spezifischen und umfangreichen Kenntnisse zur Nutzung dieses Programmpaketes besitzen. Erste Schritte in diese Richtung wurden bereits im Rahmen dieser Arbeit unternommen, indem die Aufstellung materialspezifischer Standard-Stoffkenngrößen verwirklicht wurde. Zukünftig müssen weitere Standard-Datensätze aufgestellt und diese anhand von Korrosionsversuchen verifiziert werden. Dazu kann auf zeitraffenden Versuchen zurückgegriffen werden, da das Simulationsmodell Transreac auf chemisch/physikalischen Gesetzmäßigkeiten basiert und im Gegensatz zu empirischen Modellen nicht auf bestimmte Materialien oder Angriffslasten beschränkt ist. Nach erfolgter Validierung anhand von zeitraffenden Versuchen kann, wie bereits gezeigt wurde, eine zuverlässige Prognose hinsichtlich der geplanten Lebensdauer erstellt werden. Danach ist es dem Ingenieur möglich durch eine geeignete Materialauswahl oder durch Veränderung der Bauteilabmessungen den chemischen Angriff, losgelöst von deskriptiven Regelungen auf der Basis wahr-

---

scheinlichkeitstheoretischer Grundlagen, eine ökonomisch sinnvolle aber auch zuverlässige Lösung zu planen.

## Literaturverzeichnis

- [1] CORR, D.J. ; MONTEIRO, P.J.M. ; KURTIS, K.E. ; KIUREGHIAN, A.D.: Sulfate attack of concrete: reliability analysis. In: *ACI Materials Journal* 98 (2001), Nr. 2, S. 99-104
- [2] GEHLEN, C.: Probabilistische Lebensdauerbemessung von Stahlbetonbauwerken - Zuverlässigkeitsbetrachtungen zur wirksamen Vermeidung von Bewehrungskorrosion. In: *Beton* 50 (2000), Nr. 11, S. 652-663
- [3] GEHLEN, C.: *Probabilistische Lebensdauerbemessung von Stahlbetonbauwerken-Zuverlässigkeitsbetrachtungen zur wirksamen Vermeidung von Bewehrungskorrosion*, RWTH Aachen, Diss., 2000
- [4] SCHMIDT-DÖHL, F. ; ROSTÁSY, F.S.: A model for the calculation of combined chemical reactions and transport processes and its application to the corrosion of mineral building materials. I. Simulation model. In: *Cement and Concrete Research* 29 (1999), S. 1039-1046
- [5] SCHMIDT-DÖHL, F. ; ROSTÁSY, F.S.: A model for the calculation of combined chemical reactions and transport processes and its application to the corrosion of mineral building materials. II. Experimental verification. In: *Cement and Concrete Research* 29 (1999), S. 1047-1054
- [6] SCHMIDT-DÖHL, F.: *Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe*, TU Braunschweig, Diss., 1996
- [7] KÜNZEL, H.-M.: *Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten*, Universität Stuttgart, Diss., 1994
- [8] SCHMIDT-DÖHL, F. ; RIGO, E. ; BRUDER, S. ; BUDELMANN, H.: Chemical attack on mineral building materials, features and examples of the simulation program Transreac. In: *Second international conference lifetime oriented design concepts*. Bochum, 2004, S. 269-278

- [9] HOF, C. ; TRIANTAFYLIDIS, T. ; SCHMIDT-DÖHL, F.: Erkenntnisse über den Einfluss von kalklösender Kohlensäure auf das Tragverhalten von Verpressankern. In: *Geolex* 1 (2002), S. 31–41
- [10] HOF, C. ; TRIANTAFYLIDIS, T. ; SCHMIDT-DÖHL, F.: Über die Abnahme der Tragfähigkeit von Verpressankern unter Angriff kalklösender Kohlensäure. In: *Bautechnik* 81 (2004), Nr. 5, S. 357–363
- [11] SCHMIDT-DÖHL, F. ; TRIANTAFYLIDIS, T. ; HOF, C.: Verpressanker unter dem Einfluss kalklösender Kohlensäure / iBMB. 2004. – Forschungsbericht (auch unter [www.mpa.tu-bs.de/mpa-research/](http://www.mpa.tu-bs.de/mpa-research/))
- [12] SCHMIDT-DÖHL, F.: Examination of the long term behaviour of cementitious materials in contact with saline solutions / iBMB. 2004. – Forschungsbericht (auch unter [www.mpa.tu-bs.de/mpa-research/](http://www.mpa.tu-bs.de/mpa-research/))
- [13] SUNDARAJAN, C.R.: *Probabilistic structural mechanics: handbook-theory and industrial applications*. Houston, Texas : Chapman & Hall, 1995
- [14] STANISH, K. ; THOMAS, M.: The use of bulk diffusion tests to establish time-dependent concrete chloride diffusion coefficients. In: *Cement and Concrete Research* 33 (2003), Nr. 1, S. 55–62
- [15] PETTERSSON, K.: The effect of different factors on the chloride diffusion in concrete / Cement- och Betonginstitutet -CBI-, Stockholm. 1994 (4). – Forschungsbericht. CBI rapporter
- [16] SURYAVANSHI, A.K. ; SWAMY, R.N. ; CARDEW, G.E.: Estimation of diffusion coefficients for chloride ion penetration into structural concrete. In: *ACI Materials Journal* 99 (2002), Nr. 5, S. 441–449
- [17] THOMAS, P. ; LUNK, H.G.: *Kapillares Eindringen von Wasser und Salzlösungen in Beton*, ETH ZÜRICH, Diss., 1997
- [18] SUGIYAMA, T. ; BREMNER, T.W. ; TSUJI, Y.: Determination of chloride diffusion coefficient and gas permeability of concrete and their relationship. In: *Cement and Concrete Research* 26 (1996), Nr. 5, S. 781–790
- [19] TRUC, O. ; OLLIVIER, J.P. ; CARCASSÈS, M.: A new way for determining the chloride diffusion coefficient in concrete from steady state

- migration test. In: *Cement and Concrete Research* 30 (2000), Nr. 2, S. 217–226
- [20] MOHAMMED, T.U. ; YAMAJI, T. ; HAMADA, H.: Chloride diffusion, microstructure, and mineralogy of concrete after 15 years of exposure in tidal environment. In: *ACI Materials Journal* 99 (2002), Nr. 3, S. 256–263
- [21] LENG, F. ; FENG, N. ; LU, X.: An experimental study on the properties of resistance to diffusion of chloride ions of fly ash and blast furnace slag concrete. In: *Cement and Concrete Research* 30 (2000), Nr. 6, S. 989–992
- [22] FREY, R.: *Neuere reaktionskinetische Erkenntnisse zum Mechanismus der Chloriddiffusion im Zementstein von Betonen.*, Universität Stuttgart, Diss., 1990
- [23] TANG, L. ; SØRENSEN, H.E.: Precision of the Nordic test methods for measuring the chloride diffusion-migration coefficients of concrete. In: *Materials and Structures* 34 (2001), Nr. 242, S. 479–485
- [24] OH, B. H. ; JANG, B. S.: Chloride diffusion analysis of concrete structures considering effects of reinforcements. In: *ACI Materials Journal* (2003), S. 143–149
- [25] VOLKWEIN, A.: *Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid in Beton.*, TU München, Diss., 1991
- [26] RACKWITZ, R.: *Zuverlässigkeitsbetrachtungen bei Verlust der Dauerhaftigkeit von Bauteilen und Bauwerken.* Stuttgart : Fraunhofer IRB Verlag, 1998. – SPP1122-263
- [27] Norm DIN 4030-1 1991. *Beurteilung betonangreifender Wässer, Böden und Gase, Teil 1: Grundlagen und Grenzwerte*
- [28] Norm DIN 1045-2 2001. *Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton; Beton; Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität*
- [29] Norm DIN EN 206-1 2001. *Beton; Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität*
- [30] Norm ATV-M 168 1998. *Korrosion von Abwasseranlagen-Abwasserableitung*

- [31] FISCHER, L.: *Das neue Sicherheitskonzept im Bauwesen : ein Leitfaden für Bauingenieure, Architekten und Studenten*. Berlin : Ernst & Sohn, 2001
- [32] MEHLHORN, G.: *Tragwerkszuverlässigkeit, Einwirkungen*. Berlin : Ernst & Sohn, 1997 (Der Ingenieurbau 8)
- [33] KRÄMER, U. ; RACKWITZ, R. ; GRÄSER, E.: Monte Carlo-Studie zur Zuverlässigkeit von durchlaufenden Stahlbetondecken in Bürogebäuden / Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau Technische Universität München. 1975 (6). – Forschungsbericht. Berichte zur Sicherheitstheorie der Bauwerke
- [34] SCHNEIDER, J.: *Sicherheit und Zuverlässigkeit im Bauwesen: Grundwissen für Ingenieure*. 2. Aufl. Zürich : Hochschulverlag AG an der ETH, 1996. – SPP1122-313
- [35] Norm EC 1 2000. *Grundlagen der Tragwerksplanung und Einwirkungen auf Tragwerke, Teil 2-2: Einwirkungen auf Tragwerke - Einwirkungen im Brandfall. Deutsche Fassung ENV 1991-2-2: 1995*
- [36] SARJA, A. (Hrsg.) ; VESIKARI, E. (Hrsg.): *RILEM reports*. Bd. 14: *Durability design of concrete structures: report of RILEM Technical Committee 130-CSL*. 1. Aufl. London : E&FN SPON, 1996
- [37] JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY (JCSS) ; DIAMANTIDIS, D. (Hrsg.): *Probabilistic assessment of existing structures*. RILEM Publications, 2001. – SPP1122-314
- [38] HEROLD, G.: *Korrosion zementgebundener Werkstoffe in mineralischen Wässern*, Universität Kalsruhe, Diss., 1999
- [39] PITZER, K.S.: *Activity coefficients in electrolyte solutions*. Bd. 2. Aufl. Boca Raton : CRC Press, 1991
- [40] BRUDER, S. ; SCHMIDT-DÖHL, F. ; BUDELMANN, H. ; HOLST, A.: Adaptives Modell zur Dauerhaftigkeitsprognose im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. In: *VDI-Berichte 1757*. Düsseldorf : VDI-Verlag, 2003, S. 117–126
- [41] SCHMIDT-DÖHL, F.: Corrosion of mineral building materials, modeling and prognosis. In: *Third International Conference on Concrete under*

- Severe Conditions: Environmental and Loading, CONSEC'01.* Vancouver: University of British Columbia, 2001, S. 1093–1100
- [42] SCHMIDT-DÖHL, F. ; BRUDER, S. ; BUDELMANN, H.: Adaptive model for the prognosis of durability during the monitoring of concrete structures. In: *14. Internationale Baustofftagung ibausil* Bd. 1. Weimar, 2000, S. 1001–1008
- [43] KIESSL, K.: *Kapillarer und dampfförmiger Feuchttransport in mehrschichtigen Bauteilen - Rechnerische Erfassung und bauphysikalische Anwendung*, Gesamthochschule Essen, Diss., 1983
- [44] GABER, K.: *Einfluß der Porengrößenverteilung in der Mörtelmatrix auf den Transport von Wasser; Chlorid und Sauerstoff in Beton*, TH Darmstadt, Diss., 1989
- [45] BRDICKA, R.: *Grundlagen der Physikalischen Chemie*. 15. Aufl. Berlin : Deutscher Verlag der Wissenschaften, 1982
- [46] JACOBS, F.P.H.: Permeabilität und Porengefüge zementgebundener Werkstoffe / ETH Laboratory for building materials. 1994 (7). – Forschungsbericht. Building materials reports
- [47] ENGELN-MÜLLERS, G. ; REUTTER, F.: *Numerik-Algorithmen: Entscheidungshilfe zur Auswahl und Nutzung*. Bd. 8. Düsseldorf : VDI-Verlag, 1996
- [48] HOLLEMAN, A.F. ; WIBERG, E.: *Lehrbuch der anorganischen Chemie*. Bd. 101. Berlin : de Gruyter Verlag, 1995
- [49] ROSTÁSY, F.S. ; SCHMIDT-DÖHL, F. ; LINNENBERG, S.: Materialschädigung durch Phasenneubildungen in mineralischen Baustoffen / Technische Universität Braunschweig. 2001. – Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben, gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft
- [50] BABUSHKIN, V.J. ; MATVEYEV, G.M. ; MCHEDLOV-PETROSSYAN, O.P.: *Thermodynamic of silicates*. Berlin : Springer Verlag, 1985. – SPP1122-275
- [51] HARVIE, C.E. ; MÖLLER, N. ; WEARE, J.H.: The prediction of mineral solubilities in natural waters: the  $Na - K - Mg - Ca - SO_4 - Cl -$

- $OH - HCO_3 - CO_3 - CO_2 - H_2O$  system to high ionic strength at 25 °C. In: *Geochimica et Cosmochimica Acta* 48 (1984), S. 723-751
- [52] REARDON, E.J.: An ion interaction model for the determination of chemical equilibrium in cement/water systems. In: *Cement and Concrete Research* 20 (1990), S. 175-192
- [53] NOBST, P. ; LUDWIG, H.-M. ; STARK, J.: Reaktionen von Monosulfat und Ettringit bei Frost- bzw. Frost-Tausalz-Beanspruchung. In: *Wiss. Z. Hochsch. Archit. Bauwes. - Weimar* 40 (1994), S. 119-125
- [54] RIGO, E. ; SCHMIDT-DÖHL, F. ; BUDELMANN, H.: Thermodynamische Daten fester Phasen in zementgebundenen Materialien / iBMB. 2002. – Forschungsbericht
- [55] KULIK, D. A. ; KERSTEN, M.: Aqueous solubility diagrams for cementitious waste stabilization systems II, End-member stoichiometries of ideal calcium silicate hydrate solid solutions. In: *Journal of the American Ceramic Society* 84 (2001), Nr. 12, S. 3017-3026
- [56] TAYLOR, H.F.W.: *Cement Chemistry*. 2. Aufl. London : Thomas Telford, 1997
- [57] GREENBERG, S.A. ; CHANG, T.N.: Investigation of the colloidal hydrated calcium silicates II. Solubility relationships in the calcium oxide-silica-water system at 25 °C. In: *J. Phys. Chem.* 69 (1965), S. 182-188
- [58] KRAUSS, M.: *Probabilistisches Nachweiskonzept zur Kontrolle früherer Trennrisse in massigen Bauteilen*, TU Braunschweig, Diss., 2004
- [59] PARK, S.K. ; MILLER, K.W.: Random number generators: good ones are hard to find. In: *Communications of the ACM* (1988), S. 1192-1201
- [60] FISHMAN, G.S.: *Monte Carlo: Concepts, Algorithms and Applications*. New York : Springer Verlag, 1996
- [61] MARSEGUERRA, M. ; ZIO, E.: *Basics of the Monte Carlo method with application to system reliability*. Hagen : LiLoLe-Verlag, 2002
- [62] RACKWITZ, R.: Optimization and risk acceptability based on the Life Quality Index. In: *Structural Safety* 24 (2002), S. 297-331

- [63] HECKERT, A. (Hrsg.) ; FILLIBEN, J.J. (Hrsg.): *NIST Handbook*. Bd. 148: *DATA PLOT reference manual, Volume I and Volume II*. Gaithersburg, MD. : Eigenverlag, 2003
- [64] TEPLÝ, B. ; KERŠNER, Z. ; NOVÁK, D.: Sensitivity study of BP-KX and B3 vrep and shrinkage models. In: *Materials and Structures* 29 (1996), S. 500–505
- [65] SACHS, L.: *Angewandte Statistik: Anwendung statistischer Methoden*. 11. Berlin [u.a.] : Springer Verlag, 2003
- [66] YANG, Q.: *Untersuchung des Betongefüges hinsichtlich der Beständigkeit unter besonderer Berücksichtigung des kapillaren Wassertransports und der Chloridpenetration*, ETH ZÜRICH, Diss., 1988
- [67] BERKHAN, S.: *Berechnung von Feuchte- und Schadstofftransport in Beton mit Hilfe der makroskopischen Theorie*, Technische Universität Braunschweig, Diplomarbeit, July 1993
- [68] BÖTTGER, K.G. ; GINSBERG, F. ; KNÖFEL, D.: Untersuchungen zur Wirksamkeit von Beschichtungen auf labormässig hergestellten Betonproben. FuE-Vorhaben. / Stiftung für Forschungen im Wohnungs- und Siedlungswesen, Berlin/West (Förderer); Univ. Siegen, Fachbereich 8 Chemie - Biologie, Laboratorium für Bau- und Werkstoffchemie (Ausführende Stelle). 1988. – Forschungsbericht
- [69] GUSE, U.: *Dauerhaftigkeit hochfester Betone*. Berlin : Ernst u. Sohn Verlag, 1998 (Deutscher Ausschuß für Stahlbeton 487)
- [70] SURYAVANSHI, A.K. ; SWAMY, R.N.: Influence of penetrating chlorides on the pore structure of structural concrete. In: *Cement, Concrete and Aggregates* 20 (1998), Nr. 1, S. 169–179
- [71] NELSKAMP, H.: Untersuchungen zum Angriff von Mineralsäuren auf Beton / Forschungsgemeinschaft Kalk und Mörtel E.V. Köln. 1992. – Forschungsbericht. Forschungsbericht Nr. 2/92 / S 004e
- [72] DINKU, A.: *Gas permeability as a mean to assess the performance properties of concrete*, Universität Stuttgart, Diss., 1996
- [73] THOKE-WEIDLICH, S.: *Alkaliionendiffusion in carbonatisierte und nicht carbonatisierte Betone*, Universität Hannover, Diss., 2002

- [74] LIESEGANG, D.: *Zur Korrosionsintensität des einbetonierten Bewehrungsstahls in Abhängigkeit von der Permeabilität des Betons*, TU Berlin, Diss., 1991
- [75] EHRENBERG, F. ; DIEDERICHS, U. ; ROSTÁSY, F.S.: *Untersuchungen zur Geometrie der für den Transport aggressiver Lösungen und Schadgase relevanten Porensysteme in Beton / Institut für Baustoffe Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig*. 1996. – Forschungsbericht
- [76] MANNS, W. ; NEUBERT, B.: *Einfluss von Flugaschezusatz auf die Dauerhaftigkeit von Beton aus Hochofenzement mit hohem Hüttensandgehalt. / Institut für Bautechnik, Berlin/West*. 1987. – Forschungsbericht
- [77] HUNDT, J. ; KANTELBERG, H.: *Sorptionsuntersuchungen an Zementstein, Zementmörtel und Beton*. Berlin : Ernst u. Sohn Verlag, 1978 (Deutscher Ausschuß für Stahlbeton 297)
- [78] SCHÄFER, A.: *Frostwiderstand und Porengefüge des Betons: Beziehung und Prüfverfahren*. Berlin : Ernst u. Sohn Verlag, 1964 (Deutscher Ausschuß für Stahlbeton 167)
- [79] NIELSEN, E.P. ; GEIKER, M.R.: Chloride diffusion in partially saturated cementitious material. In: *Cement and Concrete Research* 33 (2003), S. 133–138
- [80] GARBALINSKA, H.: Study on coefficients of capillary flow by means of wet-cup method and inverse-wet-cup method. In: *Archives of civil Engineering* (2001), Nr. 4, S. 539–558
- [81] KROPP, J.: *Karbonatisierung und Transportvorgänge in Zementstein*, Universität Karlsruhe, Diss., 1983
- [82] NILSSON, L.-O.: *Hygroscopic moisture in concrete - drying measurements and related material properties / Division of Building materials und Institute of Technology Sweden*. 1980. – Forschungsbericht
- [83] BIER, T. A.: *Karbonatisierung und Realkalisierung von Zementstein und Beton*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, Diss., 1988
- [84] ROSTÁSY, F.S. ; BUNTE, D.: *Dichtigkeitsprüfung an Bauwerksbeton / Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU-Braunschweig*. 1989. – Forschungsbericht

- [85] ROSTÁSY, F.S. ; BUNTE, D.: Dauerhaftigkeit von Beton bei kombinierter physikalisch-chemischer Beanspruchung im Hinblick auf Verwitterungsprozesse / Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU-Braunschweig. 1991. – Forschungsbericht
- [86] SCHOLL, E.: *Zum Einfluss säurebildender Atmosphäerikilien auf zementgebundene Baustoffe*, Gesamthochschule Siegen, Diss., 1991
- [87] HÄRDTL, R.: *Veränderung des Betongefüges durch die Wirkung von Steinkohlenflugasche und ihr Einfluß auf die Betoneigenschaft*. Berlin : Beuth Verlag, 1995 (Deutscher Ausschuß für Stahlbeton 448)
- [88] GÄTJE, B. ; FRANKE, L.: Nachträgliche Ermittlung betontechnologischer Strukturkennwerte an Zementstein; Mörtel und Betonen unbekannter Zusammensetzung. In: DEUTSCHER AUSSCHUSS FÜR STAHLBETON (Hrsg.): *Beiträge zum 42. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton* Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, 2003, S. 1-16
- [89] FELDMAN, R.F.: Diffusion measurements in cement paste by water replacement using propan-2-ol. In: *Cement and Concrete Research* 17 (1987), Nr. 4, S. 602-612
- [90] SCHLEMM, U. ; LESCHNIK, W.: Einfluss von Inhomogenitäten auf die Messung von Feuchte- und Salzgehalt von Baustoffen mit Mikrowellen. In: GERDES, F.H. Wittmann; A. (Hrsg.): *Werkstoffeigenschaften und Bauinstandsetzen 5, Band 1. Berichtsband zum 5. internationalen WTA-Kolloquium Werkstoffwissenschaften und Bauinstandsetzen* Internationales WTA-Kolloquium Werkstoffwissenschaften und Bauinstandsetzen, Deutschland, Esslingen, 1999, Nr. 5, Freiburg/Brsg.: Ädificatio., 1999, S. 461-469
- [91] BRODERSEN, H. A.: *Zur Abhängigkeit der Transportvorgänge verschiedener Ionen im Beton von Struktur und Zusammensetzung des Zementsteins*, RWTH Aachen, Diss., 1982
- [92] AHRNKEN, T.: *Kapillare Wasseraufnahme, Feuchtespeicherung und Feuchtetransport in Betonen, Mörtel und Zementsteinen*, TU Braunschweig, Studienarbeit, 2004

- [93] EBERHARDT, W.: *Zusammenhänge zwischen Struktur und Dichtheit von Beton*, Brandenburgische Technische Universität Cottbus, Diss., 1995
- [94] FLÜCKIGER, D.: *Perkolationsbetrachtungen zum Feuchtigkeitstransport in porösen Körpern*, ETH ZÜRICH, Diss., 1993
- [95] MARKESTAD, A.S.: The resistance of different cement mortars to sulphate solutions determined by testing 1/2 in. cubes / Cement and Concrete Association. 52 Grosvenor Gardens London, 1964 (TRA 383). – Forschungsbericht
- [96] SCHÖNLIN, K. F.: *Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton*, Universität Karlsruhe, Diss., 1989
- [97] BÜNFELD, N.R. ; NEWMAN, J.B.: Examination of three methods of studying ion diffusion in cement pastes, mortars and concrete. In: *Materials and Structures* 20 (1987), Nr. 115, S. 3-10
- [98] HALAMICKOVA, P. ; DETWILER, R. J. ; BENTZ, D. P. ; GARBOCZI, E. J.: Water permeability and chloride ion diffusion in Portland cement mortars: relationship to sand content and critical pore diameter. In: *Cement and Concrete Research* 25 (1995), Nr. 4, S. 790-802
- [99] COURARD, L. ; DARIMONT, A. ; SCHOUTERDEN, M. ; FERAUCHE, F. ; WILLEM, X. ; DEGEIMBRE, R.: Durability of mortars modified with metakaolin. In: *Cement and Concrete Research* 33 (2003), S. 1473-1479
- [100] OTSUKI, N. ; HISADA, M. ; OTANI, T. ; MARUYAMA, T.: Theoretical evaluation of diffusion coefficient of chloride ion in mortar from mobility. In: *American Concrete Institute: ACI Materials Journal* 96 (1999), Nr. 6, S. 627-633
- [101] BÜNFELD, N.R. ; ZHANG, J.-Z.: Chloride diffusion through surface-treated mortar specimens. In: *Cement and Concrete Research* 28 (1998), Nr. 5, S. 665-674
- [102] RECHBERGER, P.: Elektrochemische Bestimmung von Chloriddiffusions-Koeffizienten in Beton. In: *Zement-Kalk-Gips* 38 (1985), Nr. 11, S. 679-684

- [103] HANSSON, C.-M. ; STRUNGE, H. ; MARKUSSEN, J.-B. ; FROLUND, T.: The effect of cement type on the diffusion of chloride. In: FEDERATION, Nordic C. (Hrsg.): *Publication - Nordic Concrete Federation* Bd. 4. Oslo, 1985, S. 70–80
- [104] KUMAR, A. ; KOMARNENI, S. ; ROY, D.M.: Diffusion of  $Cs^+$  and  $Cl^-$  through sealing materials. In: *Cement and Concrete Research* 17 (1987), Nr. 1, S. 153–160
- [105] BYFORS, K.: Influence of silica fume and flyash on chloride diffusion and pH values in cement paste. In: *Cement and Concrete Research* 17 (1987), Nr. 1, S. 115–130
- [106] SMOLCZYK, H.-G.: Stand der Kenntnis über Chloriddiffusion im Beton. In: *Betonwerk und Fertigteil Technik* 50 (1984), Nr. 12, S. 837–843
- [107] BRODERSEN, H.A.: Transportvorgänge verschiedener Ionen im Beton. Einfluß der Struktur und Zusammensetzung des Zementsteins. In: *Beton-Informationen* 23 (1983), Nr. 3, S. 36–38
- [108] LOCHER, C. ; LUDWIG, U.: Messung der Sauerstoffdiffusion zur Bewertung der offenen Porosität von Mörtel und Beton. In: *Betonwerk und Fertigteil Technik* 53 (1987), Nr. 3, S. 177–182
- [109] FUNK, G.: Realitätsnahe Berechnung der Carbonatisierungstiefe unter Berücksichtigung von Materialparametern und Bewitterung. In: *Betonwerk und Fertigteil Technik* 63 (1997), Nr. 3, S. 83–88
- [110] GRÄF, H.: *Über die Porosität und die Durchlässigkeit von Zementstein Mörtel und Beton und ihren Einfluß auf Gebrauchseigenschaften von Beton*, Universität Essen, Diss., 1988
- [111] Norm DIN EN ISO 12572 September 2001. *Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten - Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit.* – Beuth-Verlag
- [112] Norm DIN 52615 1987. *Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit von Bau- und Dämmstoffen.* – Beuth-Verlag
- [113] JOOSS, M. ; REINHARDT, H.W.: Permeability and diffusivity of concrete as function of temperature. In: *Cement and Concrete Research* 32 (2002), S. 1497–1504

- [114] HEDENBLAD, G.: *Moisture permeability of mature concrete, cement mortar and cement paste.*, Lund Institut of Technology, Diss., 1993
- [115] WEIMANN, M. B.: *Hygrische Eigenschaften von Polymerbeton im Vergleich mit porösen mineralischen Werkstoffen des Bauwesens*, ETH Zürich, Diss., 2004
- [116] GARBALINSKA, H.: Feuchtediffusionskoeffizienten von Zementmörteln mit verschiedenen Wasserzementwerten. In: *Bauphysik* 20 (1998), Nr. 2, S. 56–65
- [117] JACOBS, F.: Bestimmung der Gaspermeabilität von Hochleistungsbeton. In: *ZEMENT-BETON* (1995)
- [118] TSIVILIS, S. ; TSANTILAS, J. ; KAKALI, G. ; CHANIOTAKIS, E. ; SAKELLARIOU, A.: The permeability of Portland limestone cement concrete. In: *Cement and Concrete Research* 33 (2003), S. 1465–1471
- [119] BRAUER, N.: *Analyse der Transportmechanismen für wassergefährdende Flüssigkeiten in Beton zur Berechnung des Medientransportes in ungerissene und gerissene Betondruckzonen*. Berlin : Beuth Verlag, 2002 (Deutscher Ausschluß für Stahlbeton 538)
- [120] LOOSVELDT, H. ; LAFHAJ, Z. ; SKOCZYLAS, F.: Experimental study of gas and liquid permeability of a mortar. In: *Cement and Concrete Research* 32 (2002), S. 1357–1363
- [121] PASCHMANN, H.: *Prüfverfahren und Untersuchungen zum Eindringen von Flüssigkeiten und Gasen in Beton sowie zum chemischen Widerstand von Beton*. Berlin : Beuth Verlag, 1995 (Deutscher Ausschluß für Stahlbeton 450)
- [122] SCHNEIDER, U.: Feuchtetransportvorgänge in Beton unter Berücksichtigung des Phasenübergangs. In: *Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar* 33 (1987), Nr. 4, S. 203–212
- [123] SCHNEIDER, U. ; HERBST, H. J.: *Permeabilität und Porosität von Beton bei hohen Temperaturen*. Berlin : Beuth Verlag, 1989 (Deutscher Ausschluß für Stahlbeton 403)

- [124] TSIVILIS, S. ; CHANIOTAKIS, E. ; BATHIS, G. ; MELETIO, C. ; KASSELOURI, V. ; KAKALI, G. ; SAKELLARIOU, A. ; PAVLAKIS, G. ; PSIMADAS, C.: The effect of clinker and limestone quality on the gas permeability, water absorption and pore structure of limestone cement concrete. In: *Cement and Concrete Composites* 21 (1999), Nr. 2, S. 139–146
- [125] REINHARDT, H.-W. ; JOOSS, M.: Permeability, diffusion, and capillary absorption of concrete at elevated temperature in the service (Permeabilität, Diffusion und kapillares Saugen von Beton bei mässig erhöhten Betriebstemperaturen). In: *Otto-Graf-Journal* 9 (1998), S. 34–47
- [126] HÄGERMANN, B.: *Zum Einfluß der Nachbehandlung und der Lagerung auf die Betonqualität unter besonderer Berücksichtigung des Frost-Tausalz-Widerstands*, Gesamthochschule Wuppertal, Diss., 1987
- [127] BUNTE, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Aussenbauteilen aus Stahlbeton (Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben: Simulation der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen infolge Witterungsbeanspruchung) / Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU-Braunschweig. 1994. – Forschungsbericht
- [128] HANZIC, L. ; ILIC, R.: Relationship between liquid sorptivity and capillarity in concrete. In: *Cement and Concrete Research* 33 (2003), S. 1385–1388
- [129] ESPINOSA, R. M.: *Sorptionsisothermen von Zementstein und Mörtel*, TU Hamburg-Harburg, Diss., 2004
- [130] Norm DIN EN ISO 12571 April 2000. *Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten: Bestimmung der hygroskopischen Sorptionseigenschaften*. – Beuth-Verlag
- [131] Norm DIN EN ISO 12570 August 1996. *Baustoffe: Bestimmung des Feuchtegehaltes durch Trocknen bei erhöhter Temperatur*. – Beuth-Verlag
- [132] GRUNEWALD, J.: *Diffusiver und konvektiver Stoff- und Energietransport in kapillarporösen Baustoffen*, TU Hamburg-Harburg, Diss., 1983

- [133] SCHWENCK, A.: *Experimentelle Bestimmung der kapillaren Wasseraufnahme und der Porosität von Mörteln verschiedener Zusammensetzung*, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, Diplomarbeit, 2004
- [134] Norm DIN EN 1015-10 Oktober 1999. *Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 10: Bestimmung der Trockenrohdichte von Festmörtel*. – Beuth-Verlag Berlin
- [135] Norm DIN EN 1015-3 Juni 2004. *Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 3: Bestimmung der Konsistenz von Frischmörtel (mit Ausbreittisch)*. – Beuth-Verlag
- [136] Norm DIN EN 1015-6 Dezember 1998. *Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 6: Bestimmung der Rohdichte von Frischmörtel*. – Beuth-Verlag
- [137] *Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 7: Bestimmung des Luftgehaltes von Frischmörtel*. Dezember 1998. – Beuth-Verlag
- [138] Norm DIN EN ISO 15148 März 2003. *Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten - Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten bei teilweisem Eintauchen (ISO 15148:2002)*. – Beuth-Verlag
- [139] Norm DIN EN 1015-18 März 2003. *Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 18: Bestimmung der kapillaren Wasseraufnahme von erhärtetem Mörtel (Festmörtel)*. – Beuth-Verlag
- [140] GRABAU, J.: *Untersuchungen zur Korrosion zementgebundener Materialien durch saure Wässer unter besonderer Berücksichtigung des Schwefelsäureangriffs*, TU Hamburg-Harburg, Diss., 1995
- [141] FRANKE, L. ; GUNSTMANN, C.: *mündliche Mitteilungen*. 2004-2005
- [142] RECHENBERG, W. ; SYLLA, H.-M.: Die Wirkung von Ammonium auf Beton. In: *Beton* 26 (1993), Nr. 1, S. 26–31. – SPP1122-315
- [143] BENNETT, D. G. ; READ, D. ; ATKINS, M. ; GLASSER, F. P.: A thermodynamic model for blended cements. II: Cement hydrate phases; thermodynamic values and modelling studies. In: *Journal of Nuclear Materials* 190 (1992), S. 315–325

- [144] GOTTSCHALK, M.: Internally consistent data for rock-forming minerals in the system  $SiO_2 - TiO_2 - Fe_2O_3 - CaO - MgO - FeO - K_2O - Na_2O - H_2O - CO_2$ . In: *European Journal of Mineralogy* 9 (1997), S. 175–223
- [145] KUZEL, H.-J.: Crystallographic data and thermal decomposition of synthetic gehlenite hydrate  $2CaO - Al_2O_3 - SiO_2 - 8H_2O$ . In: *Neues Jahrbuch für Mineralogie* (1976), S. 319–325
- [146] ALLADA, R. K. ; NAVROTSKY, A. ; BOERIO-GOTTES, J.: *Thermochemistry of hydrotalcite-like phases in the  $MgO - Al_2O_3 - CO_2 - H_2O$  system: A determination of enthalpy, entropy and free energy*. Davis, University of California at Davis, Diss., 2005
- [147] LOTHENBACH, B.: *persönliche Mitteilung vom 17.1.2005*
- [148] ALLMANN, R. ; JEPSEN, H.: Die Struktur des Hydrotalkits. In: *Neues Jahrbuch für Mineralogie* (1969), S. 544–551
- [149] HEWLETT, P.C. ; HEWLETT, P. C. (Hrsg.): *Lea's Chemistry of Cement and Concrete*. 4. Aufl. London : Arnold, 1998
- [150] BELLMANN, F. ; MÖSER, B. ; STARK, J.: Die puzzolanische Reaktion von Steinkohlenflugasche und ihre Auswirkungen auf den Sulfatwiderstand von Beton. In: *ZKG INTERNATIONAL* 55 (2003), Nr. 10, S. 70–77
- [151] FENG, X. ; GARBOCZI, E. J. ; BENTZ, D. P. ; STUTZMAN, P. E. ; MASON, T. O.: Estimation of the degree of hydration of blended cement pastes by a scanning electron microscope point-counting procedure. In: *Cement and Concrete Research* 34 (2004), Nr. 10, S. 1787–1793
- [152] IGARASHI, I. ; KAWAMURA, M. ; WATANABE, A.: Analysis of cement pastes and mortars by a combination of backscatter-based SEM image analysis and calculations based on the Powers model. In: *Cement and Concrete Composites* 26 (2004), Nr. 8, S. 977–985
- [153] JONASSON, J.-E. ; GROTH, P. ; HEDLUND, H.: *Modelling of temperature and moisture field in concrete to study early age movements as a basis for stress analysis*. München : E & FN SPON, 1994
- [154] NUMERICAL ALGORITHM GROUP: *NAG C Library*. – Programm-bibliothek auch unter <http://www.nag.co.uk/>

- [155] BOLLMANN, K.: *Ettringitbildung in nicht wärmebehandelten Betonen*, Bauhaus-Universität Weimar, Diss., 2000
- [156] BELLMANN, F.: *Gefährdungspotential der betonschädigenden Thaumassitbildung*, Bauhaus-Universität Weimar, Diss., 2004
- [157] WITTEKINDT, W.: Sulfatbeständige Zemente und ihre Prüfung. In: *ZKG INTERNATIONAL* 13 (1960), Nr. 12, S. 565–572. – SPP1122-296
- [158] KOCH, A. ; STEINEGGER, H.: Ein Schnellprüfverfahren für Zemente auf ihr Verhalten bei Sulfatangriff. In: *ZKG INTERNATIONAL* 13 (1960), Nr. 7, S. 317–324. – SPP1122-295
- [159] MULENGA, D.M. ; NOBST, P. ; STARK, J.: Praxisnahes Prüfverfahren zum Sulfatwiderstand von Beton und Mörtel mit und ohne Flugasche. Weimar, 1999, S. 197–213
- [160] KURTIS, K.E. ; MONTEIRO, P.J.M. ; MADANAT, S.M.: Empirical models to predict concrete expansion caused by sulfate attack. In: *ACI Materials Journal* 97 (2000), Nr. 2, S. 156–161
- [161] MONTEIRO, P.J.M. ; KURTIS, K.E.: Time to failure for concrete exposed severe sulfate attack. In: *Cement and Concrete Research* 33 (2003), S. 987–993
- [162] G.M. DÄRR, U. L.: Über die Sulfatbeständigkeit von Zementmörtel. In: *Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen*; Nr. 2636, Westdeutscher Verlag, 1977, S. 42–272
- [163] RIGO, E. ; SCHMIDT-DÖHL, F. ; KRAUSS, M. ; BUDELMANN, H.: Transreac: a model for the calculation of combined chemical reactions and transport processes and its extension to a probabilistic model. angenommen durch: *Cement and Concrete Research* (2004).
- [164] HALLAUER, O.: Dauerhaftigkeit verschiedener Betone in Meerwasser und in sulfathaltigem Wasser. In: *Beton-Informationen* (2002), Nr. 5, S. 55–78
- [165] BERGER, C. ; LOHAUS, J. ; WITTNER, A. ; SCHÄFER, R.: Zustand der Kanalisation in Deutschland / ATV-DVWK. 2001. – Forschungsbericht

- [166] BIELECKI, R. ; SCHREMMER, H.: Biogene Schwefelsäure-Korrosion in teilgefüllten Abwasserkanälen. In: *Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau* Bd. 94. Eigenverlag, 1987, S. 1–264. – SPP1122-289
- [167] FRANKE, L. ; OLY, M. ; WITT, S.: Richtlinie für die Prüfung von Mörteln für den Einsatz im Sielbau. In: *Tiefbau, Ingenieurbau, Straßenbau* 43 (2001), Nr. 8, S. 23–27
- [168] FRICKE, R.: *Beurteilung und Verbesserung des Verhaltens von Mörteln bei Angriff schwefelsaurer Wässer*, TU Hamburg-Harburg, Diss., 1992
- [169] PAVLIK, V.: Corrosion of hardened cement paste by acetic and nitric acids part II: Formation and chemical composition of the corrosion products layer. In: *Cement and Concrete Research* 24 (1994), Nr. 8, S. 1495–1508
- [170] LOCHER, F.W. ; RECHENBERG, W. ; SPRUNG, S.: Beton nach 20jaeh-riger Entwirkung von kalklösender Kohlensäure. In: *Beton* 34 (1984), S. 193–198. – SPP1122-268
- [171] Norm DIN 1045 Juli 1988. *Beton und Stahlbeton - Bemessung und Ausführung*
- [172] RENDCHEN, K.: Beton mit hohem Widerstand gegen chemischen Angriff in Abwasserkanälen. In: *Beton-Informationen* (2001), Nr. 5, S. 14–23
- [173] BUDELMANN, H. ; SCHMIDT-DÖHL, F. ; BRUDER, S. ; HOLST, A.: Adaptives Modell zur Dauerhaftigkeitsprognose im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. In: *Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereichs 477: Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerksüberwachung*. TU Braunschweig, 2001–2003, S. 125–144

## A. Tabellen

Bei den folgenden Tabellen beziehen sich  $\mu$  und  $\sigma$  auf den geschätzten Erwartungswert und die Standardabweichung, wenn zu wenig Daten für die statistische Auswertung vorliegen. Angegeben wurde der Erwartungswert, wenn mindestens 3 Werte vorlagen, und die Standardabweichung, wenn mindestens 5 Werte zur Verfügung standen. Im Falle der Weibull-Verteilung ist die Bedeutung von  $\gamma$  und  $\alpha$  aus der Gleichung 3.27 zu entnehmen. Die Bezeichnung  $x_{p50\%}$  steht für das 50 %-Fraktile und IQB steht für den mittleren Interquantilabstand gemäß der Gleichung 4.2.

Tab. A.1.: Verteilungen der Trockenrohdichte von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert. Die Trockenrohdichte bezieht sich auf den Zementstein und ist in  $\text{kg}/\text{dm}^3$  angegeben.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	2.30	0.04		
0,4-0,475	Weibull (min)	19.64	2.26	2.21	0.13
0,475-0,525	Weibull (min)	21.77	2.19	2.15	0.12
0,55-0,6	Weibull (min)	27.00	2.21	2.18	0.10
0,6-0,65	Weibull (min)	23.04	2.20	2.17	0.11
0,65-0,7	wenig Daten	2.01	0.21		
0,7-0,8	wenig Daten	2.13			
$> 0,8$	Weibull (min)	39.71	2.13	2.11	0.06
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
$\leq 0,4$	Weibull (min)	78.89	2.33	2.32	0.04
0,4-0,475	Weibull (min)	123.16	2.37	2.37	0.02
0,475-0,525	Weibull (min)	16.43	2.27	2.22	0.16
0,525-0,55	wenig Daten	2.16			
0,6-0,65	Weibull (min)	16.73	2.23	2.18	0.15
$> 0,8$	wenig Daten	1.80			

Tab. A.2.: Verteilungen der Trockenrohdichte von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert. Die Trockenrohdichte bezieht sich auf den Zementstein und ist in  $\text{kg}/\text{dm}^3$  angegeben.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	8.63	2.06	1.97	0.27
0,475-0,525	Weibull (min)	39.67	2.15	2.13	0.06
0,6-0,65	wenig Daten	2.11	0.11		
0,65-0,7	Weibull (min)	8.45	2.16	2.07	0.28
>0,8	wenig Daten	2.08			
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
0,6-0,65	wenig Daten	2.15	0.02		

Tab. A.3.: Verteilungen der Trockenrohdichte in  $\text{kg}/\text{dm}^3$  von Zementstein in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	8.63	2.06	1.97	0.27
0,475-0,525	Weibull (min)	39.67	2.15	2.13	0.06
0,6-0,65	wenig Daten	2.114	0.114		
0,65-0,7	Weibull (min)	8.45	2.157	2.066	0.283
>0,8	wenig Daten	2.083			
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
0,6-0,65	wenig Daten	2.149	0.018		

Tab. A.4.: Verteilungen der Vakuumwasseraufnahme in Vol.% von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	wenig Daten	13,0	1,2		
0,475-0,525	Weibull (min)	14,84	14,6	14,3	1,1
0,55-0,6	wenig Daten	13,3	0,9		
0,6-0,65	Weibull (min)	5,00	15,6	14,5	3,3
0,65-0,7	wenig Daten	14,4	1,1		
0,7-0,8	Weibull (min)	4,14	18,2	16,7	4,6
>0,8	Weibull (min)	9,36	18,0	17,3	2,2
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,475-0,525	Weibull (min)	6,16	15,1	14,2	2,7
0,525-0,55	wenig Daten	18,3	2,2		
0,6-0,65	Weibull (min)	4,92	15,7	14,6	3,4

Tab. A.5.: Verteilungen der Vakuumwasseraufnahme in Vol.% von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	wenig Daten	16,7	2,4		
0,475-0,525	Weibull (min)	10,07	18,8	18,1	2,1
0,55-0,6	wenig Daten	17,0	3,0		
0,6-0,65	wenig Daten	19,4	2,2		
0,65-0,7	Weibull (min)	5,42	19,9	18,6	3,9
$\leq 0,4$	wenig Daten	15,7	0,1		
0,475-0,525	wenig Daten	16,4	0,3		

Tab. A.6.: Verteilungen der Vakuumwasseraufnahme in Vol.% von Zementstein in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	30,5	7,8		
0,4-0,475	wenig Daten	33,6	9,0		
0,475-0,525	wenig Daten	31,8	6,9		
0,55-0,6	wenig Daten	41,5	8,2		
0,65-0,7	Weibull (min)	7,35	46,3	44,0	6,9
$> 0,8$	wenig Daten	38,1	3,6		
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
$\leq 0,4$	Weibull (min)	13,36	41,5	40,4	3,5
0,475-0,525	Weibull (min)	18,71	51,3	50,3	3,1
0,6-0,65	wenig Daten	53,8	1,4		
0,65-0,7	wenig Daten	50,6	2,6		

Tab. A.7.: Verteilungen der maximalen freien Wasseraufnahme in Vol.% von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	14,3	3,5		
0,4-0,475	Weibull (min)	4,92	14,5	13,4	3,1
0,475-0,525	Weibull (min)	11,66	13,4	12,9	1,3
0,525-0,55	wenig Daten	22,8	0,3		
0,55-0,6	Weibull (min)	5,47	17,7	16,6	3,5
0,6-0,65	Weibull (min)	6,58	12,8	12,1	2,1
0,65-0,7	wenig Daten	12,7	2,0		
0,7-0,8	Weibull (min)	4,32	18,2	16,7	4,4
$> 0,8$	wenig Daten	16,2	1,8		
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
$\leq 0,4$	Weibull (min)	9,05	13,7	13,1	1,7
0,475-0,525	Weibull (min)	12,5	1,0		
0,525-0,55	wenig Daten	12,5	4,1		
0,55-0,6	wenig Daten	7,2	6,4		
0,6-0,65	Weibull (min)	10,57	15,1	14,6	1,6

Tab. A.8.: Verteilungen der maximalen freien Wasseraufnahme in Vol.% von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	wenig Daten	18,7	1,2		
0,475-0,525	wenig Daten	15,3	4,7		
0,6-0,65	wenig Daten	18,3	3,6		
0,65-0,7	wenig Daten	15,7	4,9		
>0,8	wenig Daten	15,1	2,9		
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
≤0,4	wenig Daten	27,9	5,7		
0,4-0,475	wenig Daten	22,8	8,5		
0,475-0,525	wenig Daten	20,3	0,1		
0,6-0,65	wenig Daten	20,1	1,4		

Tab. A.9.: Verteilungen der maximalen freien Wasseraufnahme in Vol.% von Zementstein in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
≤0,4	wenig Daten	19,5	7,8		
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
≤0,4	wenig Daten	8,1	0,8		
0,475-0,525	wenig Daten	43,8	2,0		

Tab. A.10.: Verteilungen des kumulativen Porenvolumens in  $\text{mm}^3/\text{g}$  von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
≤0,4	Weibull (min)	4,25	91	83	22
0,4-0,475	Weibull (min)	2,85	51	45	18
0,475-0,525	Weibull (min)	2,72	96	84	35
0,55-0,6	Weibull (min)	4,09	49	45	13
0,6-0,65	Weibull (min)	4,52	68	63	16
0,65-0,7	Weibull (min)	6,64	48	45	8
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
≤0,4	Weibull (min)	4,57	70	64	16
0,4-0,475	wenig Daten	124	26		
0,475-0,525	Weibull (min)	3,62	60	54	17
0,6-0,65	Weibull (min)	5,01	61	57	13

Tab. A.11.: Verteilungen des kumulativen Porenvolumens in  $\text{mm}^3/\text{g}$  von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	11	2		
0,4-0,475	Weibull (min)	3,24	55	49	17
0,475-0,525	wenig Daten	27	16		
0,55-0,6	Weibull (min)	1,14	55	52	33
0,65-0,7	Weibull (min)	3,04	60	53	20

Tab. A.12.: Verteilungen des kumulativen Porenvolumens in  $\text{mm}^3/\text{g}$  von Zementstein in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	180	71		
0,475-0,525	Weibull (min)	3,12	186	165	60
0,65-0,7	Weibull (min)	3,57	276	249	79
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,475-0,525	Weibull (min)	4,73	232	215	52
0,65-0,7	Weibull (min)	3,51	296	267	86

Tab. A.13.: Verteilungen des Diffusionskoeffizienten in  $10^{-12} \text{m}^2/\text{s}$  von Chlorid für Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	0,56	1,7	0,9	2,5
0,475-0,525	Weibull (min)	0,53	1,4	0,7	2,2
0,6-0,65	Weibull (min)	0,55	4,0	2,1	6,0
0,7-0,8	Weibull (min)	0,69	7,5	4,4	8,8
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
$\leq 0,4$	Weibull (min)	2,35	0,3	0,2	0,1

Tab. A.14.: Verteilungen des Diffusionskoeffizienten in  $10^{-12} \text{m}^2/\text{s}$  von Chlorid für Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	0,47	1,9	4,0	3,4
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,475-0,525	Weibull (min)	1,33	1,3	1,0	0,9

Tab. A.15.: Verteilungen des Diffusionskoeffizienten in  $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$  von Chlorid für Zementstein in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,475-0,525	Weibull (min)	1,84	11,4	9,3	5,7
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,475-0,525	Weibull (min)	0,74	4,1	2,5	4,4
0,6-0,65	Weibull (min)	0,63	4,0	2,3	5,2

Tab. A.16.: Verteilungen des Gasdiffusionskoeffizienten in  $10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$  von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,4-0,475	Weibull (min)	3,00	0,6	0,6	0,2
0,6-0,65	Weibull (min)	2,45	1,2	1	0,5

Tab. A.17.: Verteilungen der Gasdiffusionskoeffizienten in  $10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$  von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,475-0,525	Weibull (min)	0,83	1,7	1,1	1,7
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,475-0,525	Weibull (min)	0,92	3,4	2,3	3,1

Tab. A.18.: Parameter  $w_f$  (in  $10^{-2} \text{ Vol.}/(\text{kg}/\text{m}^3)$ ) und  $b$  zur Beschreibung der Sorptionsisotherme für Temperaturen von 20–25 °C, 35–45 °C und 60–75 °C nach Gleichung 4.6 für Beton, Mörtel und Zementstein. Die Sorptionsfeuchte ist auf den hydratisierten Zementstein bezogen. Mit angegeben ist die Standardabweichung der Fehlerquadrate ( $RES$ ) und die geschätzte Standardabweichung für die Parameter  $w_f$  ( $\sigma(w_f)$ ) und  $b$  ( $\sigma(b)$ ).

in °C	$w_f$	$b$	$RES [10^{-3}]$	$\sigma(w_f) [10^{-2}]$	$\sigma(b)$
Desorption					
nur Portlandzement					
20–25	1,60	2,09	7,5	0,14	0,57
35–50	0,73	1,84	3,1	0,06	0,50
50–75	0,46	2,30	1,5	0,02	0,64
Adsorption					
nur Portlandzement					
20–25	2,32	1,25	3,3	0,09	0,04
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
20–25	1,02	1,04	2,1	0,09	0,02

Tab. A.19.: Verteilungen des Wasserdampfdiffusionskoeffizienten in  $10^{-8} \text{ m}^2/\text{h}$  in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert für relative Feuchten im Bereich von (7–50) % ermittelt bei Temperaturen von  $(25 \pm 5) \text{ }^\circ\text{C}$ .

$w/b$	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
<b>Beton</b>					
nur Portlandzement					
0,4-0,475	wenig Daten	1,11	0,68		
0,475-0,525	wenig Daten	0,94	0,01		
0,55-0,6	wenig Daten	1,30	0,81		
0,6-0,65	Weibull (min)	0,91	0,94	0,63	0,85
0,65-0,7	wenig Daten	2,47	1,30		
0,7-0,8	wenig Daten	0,95	0,04		
>0,8	wenig Daten	1,10	0,03		
Portlandzement und weitere silikatische Bindemittel					
$\leq 0,4$	wenig Daten	0,24	0,03		
0,4-0,475	wenig Daten	0,79	0,27		
0,475-0,525	wenig Daten	0,89	0,23		
0,55-0,6	wenig Daten	1,34	0,35		
0,6-0,65	Weibull (min)	1,24	1,33	0,99	0,93
<b>Mörtel</b>					
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	1,24	0,74	0,55	0,51
0,475-0,525	wenig Daten	0,55	0,25		
0,55-0,6	wenig Daten	1,75	0,57		
0,6-0,65	Weibull (min)	1,28	1,38	1,04	0,93
0,65-0,7	wenig Daten	1,28	0,83		
0,7-0,8	wenig Daten	1,18	0,04		
>0,8	Weibull (min)	1,92	1,63	1,34	0,79
Portlandzement und weitere silikatische Bindemittel					
0,4-0,475	wenig Daten	0,60	0,50		
0,6-0,65	Weibull (min)	0,80	1,17	0,74	1,19
>0,8	wenig Daten	1,08	1,05		
<b>Zementstein</b>					
nur Portlandzement					
0,4-0,475	wenig Daten	4,40	2,30		
0,475-0,525	wenig Daten	4,44	0,11		
0,55-0,6	wenig Daten	3,71	2,10		
0,6-0,65	wenig Daten	6,06	0,03		
0,65-0,7	wenig Daten	6,45	3,08		

Tab. A.20.: Anpasste Parameter  $A, B$  für die Feuchttransportkoeffizienten aus Gleichung 4.5. Die experimentellen Daten stammen von Untersuchungen bei  $(25 \pm 5)^\circ\text{C}$ . Mit angegeben ist die Standardabweichung der Fehlerquadrate ( $RES$ ) und die geschätzte Standardabweichung für die Parameter  $A$  ( $\sigma_A$ ) und  $B$  ( $\sigma_B$ ). Alle Werte beziehen sich auf die Einheit  $\text{m}^2/\text{h}$ .

$w/b$	$A$	$B [10^{-8}]$	$RES [10^{-8}]$	$\sigma_A [10^{-8}]$	$\sigma_B$
Beton					
nur Portlandzement					
0,475-0,525	1428	6,93	12,4	2,00	12,46
0,55-0,6	1511	2,48	2,0	0,84	16,56
0,6-0,65	1382	2,23	6,6	0,81	14,23
0,65-0,7	1511	3,44	1,6	0,65	12,91
0,7-0,8	1412	4,60	4,8	0,52	9,84
>0,8	1379	2,19	14,8	2,65	7,00
Mörtel					
nur Portlandzement					
0,4-0,475	1560	1,68	2,0	0,26	4,55
0,55-0,6	1554	2,08	1,5	0,43	8,53
0,6-0,65	1396	1,61	13,9	1,62	8,26
0,65-0,7	1476	2,07	6,4	1,00	16,81
0,7-0,8	1404	2,74	6,0	1,09	4,17
>0,8	1382	2,37	13,7	1,88	6,30
Zementstein					
nur Portlandzement					
0,4-0,475	1513	2,99	2,1	0,63	16,35
0,475-0,525	1554	6,19	1,6	0,29	4,16
0,55-0,6	1522	5,40	2,7	1,15	22,63
0,6-0,65	1521	8,76	2,7	0,49	6,29

Tab. A.21.: Anpasste Parameter  $A, B$  für die Feuchttransportkoeffizienten aus Gleichung 4.5. Die experimentellen Daten stammen von Untersuchungen bei  $(35 \pm 5)^\circ\text{C}$ . Mit angegeben ist die Standardabweichung der Fehlerquadrate ( $RES$ ) und die geschätzte Standardabweichung für die Parameter  $A$  ( $\sigma_A$ ) und  $B$  ( $\sigma_B$ ). Alle Werte beziehen sich auf die Einheit  $\text{m}^2/\text{h}$ .

$w/b$	$A$	$B [10^{-8}]$	$RES [10^{-8}]$	$\sigma_A [10^{-8}]$	$\sigma_B$
Mörtel					
nur Portlandzement					
0,475-0,525	1357	5,73	9,1	4,22	99,55
0,65-0,7	1276	12,40	43,1	18,95	94,36
>0,8	1208	-0,61	37,5	16,83	17,60

Tab. A.22.: Anpasste Parameter  $A, B$  für die Feuchttransportkoeffizienten aus Gleichung 4.5. Die experimentellen Daten stammen von Untersuchungen bei  $(50 \pm 5)^\circ\text{C}$ . Mit angegeben ist die Standardabweichung der Fehlerquadrate ( $RES$ ) und die geschätzte Standardabweichung für die Parameter  $A$  ( $\sigma_A$ ) und  $B$  ( $\sigma_B$ ). Alle Werte beziehen sich auf die Einheit  $\text{m}^2/\text{h}$ .

$w/b$	$A [10^{-8}]$	$B$	$RES [10^{-8}]$	$\sigma_A [10^{-8}]$	$\sigma_B$
Mörtel					
nur Portlandzement					
0,475-0,525	9,98	1356	6,4	3,31	132,49
0,65-0,7	12,27	1295	23,3	12,44	61,91
>0,8	12,16	1269	25,8	13,81	43,90

Tab. A.23.: Verteilungen der kapillaren Wasseraufnahme in  $10^{-3} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}^{0,5})$  von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

$w/z$	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	6,44	1,42		
0,4-0,475	Weibull (min)	0,91	6,45	4,31	5,84
0,475-0,525	Weibull (min)	1,31	10,26	7,76	6,83
0,55-0,6	Weibull (min)	1,21	10,79	7,97	7,68
0,6-0,65	Weibull (min)	1,88	13,22	10,87	6,56
0,65-0,7	Weibull (min)	1,90	15,16	12,49	7,46
0,7-0,8	Weibull (min)	1,42	14,84	11,47	9,24
>0,8	Weibull (min)	2,24	19,45	16,51	8,33
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
$\leq 0,4$	Weibull (min)	3,04	4,72	4,18	1,56
0,4-0,475	Weibull (min)	1,77	5,64	4,58	2,93
0,475-0,525	Weibull (min)	1,30	3,09	2,33	2,08
0,525-0,55	Weibull (min)	1,34	6,39	4,87	4,17
0,55-0,6	Weibull (min)	1,47	7,50	5,84	4,55
0,6-0,65	wenig Daten	18,41	11,91		
0,7-0,8	wenig Daten	29,64	1,04		

Tab. A.24.: Verteilungen der kapillaren Wasseraufnahme in  $10^{-3} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}^{0,5})$  von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

$w/z$	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
$\leq 0,4$	wenig Daten	0,79	0,04		
0,4-0,475	Weibull (min)	2,36	11,30	9,60	4,60
0,55-0,6	Weibull (min)	1,99	15,80	13,20	7,50
0,6-0,65	wenig Daten	19,31	8,86		
0,65-0,7	Weibull (min)	1,76	19,70	16,00	10,30
Portlandzement und weitere reaktive Bindemittel					
0,4-0,475	wenig Daten	3,64	3,15		
0,475-0,525	wenig Daten	16,81	2,44		

Tab. A.25.: Verteilungen des Wasserpermeationskoeffizienten in  $10^{-13}$  m/s in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
Beton					
nur Portlandzement					
0,475-0,525	wenig Daten	45,2	37,2		
0,6-0,65	wenig Daten	17,1	5,5		
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
≤0,4	Weibull (min)	0,62	1,2	0,7	1,5
0,4-0,475	wenig Daten	4,6	4,0		
0,6-0,65	wenig Daten	199,8	18,4		
0,7-0,8	wenig Daten	220,8	12,3		
Mörtel					
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	0,46	31,4	14,2	58,6
0,475-0,525	Weibull (min)	0,74	41,2	25,1	45,0
0,6-0,65	wenig Daten	164,0	118,4		
0,65-0,7	wenig Daten	50,4	45,3		
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
≤0,4	wenig Daten	49,7	40,4		
0,475-0,525	wenig Daten	0,6	0,5		

Tab. A.26.: Verteilungen der Gaspermeabilität in  $10^{-17}$  m<sup>2</sup> von Beton in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
≤0,4	Weibull (min)	0,28	1,1	0,3	4,9
0,4-0,475	Weibull (min)	0,35	0,4	0,1	1,0
0,475-0,525	Weibull (min)	0,22	0,4	0,1	3,4
0,525-0,55	Weibull (min)	3,76	3,6	3,3	1,0
0,55-0,6	Weibull (min)	1,79	4,7	3,8	2,4
0,6-0,65	Weibull (min)	0,70	2,0	1,2	2,3
0,65-0,7	Weibull (min)	0,84	3,0	1,9	2,9
0,7-0,8	Weibull (min)	0,51	3,6	1,7	5,9
>0,8	wenig Daten	115,7	83,7		
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
≤0,4	Weibull (min)	0,83	3,8	2,4	3,7
0,4-0,475	Weibull (min)	1,37	7,5	5,8	4,8
0,475-0,525	Weibull (min)	0,44	0,8	0,3	1,5
0,6-0,65	Weibull (min)	1,18	18,2	13,4	13,2
>0,8	wenig Daten	136,2	17,2		

Tab. A.27.: Verteilungen der Gaspermeabilität in  $10^{-17} \text{ m}^2$  von Mörtel in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,475-0,525	wenig Daten	0,5	0,7		
0,55-0,6	Weibull (min)	0,83	1,2	0,8	1,2
0,65-0,7	Weibull (min)	0,63	14,5	8,1	18,7
Portlandzement und weitere reaktive Stoffe					
0,475-0,525	wenig Daten	1,1			

Tab. A.28.: Verteilungen der Gaspermeabilität in  $10^{-17} \text{ m}^2$  von Zementstein in Abhängigkeit vom  $w/b$ -Wert.

w/z	Verteilung	$\mu/\gamma$	$\sigma/\alpha$	$x_{p50\%}$	IQB
nur Portlandzement					
0,4-0,475	Weibull (min)	0,19	0,4	0,1	5,2
0,55-0,6	wenig Daten	7,0	4,4		
0,65-0,7	Weibull (min)	0,67	14,1	8,2	16,9

Tab. A.29.: Zusammensetzung der Mörtel.

Nr.	w/z	Zement	Zementgehalt in $\text{kg/m}^3$	Lagerung
1	0,4	CEM I 32,5 R	582,2	20 °C, 65 % r.L.F.
2	0,5		511,4	
3	0,6		455,9	
4	0,7		411,4	
5	0,4	CEM III/B 32,5 N-NW/HS/NA	582,2	
6	0,5		511,4	
7	0,6		455,9	
8	0,7		411,4	
9	0,4	CEM I 32,5 R	582,2	20 °C, unter Wasser
10	0,5		511,4	
11	0,6		455,9	
12	0,7		411,4	
13	0,4	CEM III/B 32,5 N-NW/HS/NA	582,2	
14	0,5		511,4	
15	0,6		455,9	
16	0,7		411,4	

Tab. A.30.: Frischmörteleigenschaften der Mörtel

Nr.	Zement	w/z	Ausbreit- maß in mm	Roh- dichte in kg/m <sup>3</sup>	Luftporen- gehalt in Vol.%
1 ; 9	CEM I 32,5 R	0,4	109	2250	4,0
2 ; 10		0,5	142	2230	3,5
3 ; 11		0,6	178	2210	2,5
4 ; 12		0,7	208	2210	2,0
5 ; 13	CEM III/B 32,5 N- NW/HS/NA	0,4	119	2250	3,5
6 ; 14		0,5	164	2230	3,5
7 ; 15		0,6	193	2220	2,5
8 ; 16		0,7	221	2200	2,0

Tab. A.31.: kapillare Wasseraufnahme  $V_W$  für Mörtel in kg/m<sup>2</sup>/√h in Abhängigkeit von der Zusammensetzung und der Lagerung. Mit angegeben ist die Varianz  $V$  in %.

Nr.	w/z	Zementart	Lagerung	$W$	$V(W)$
1	0,4	CEM I 32,5 R	20 °C, 65 % r.L.F.	1,15	0,06
2	0,5			1,77	0,08
3	0,6			2,80	0,06
4	0,7			3,69	0,24
5	0,4	CEM III/B 32, 5 N- NW HS NA		2,22	0,19
6	0,5			4,04	0,12
7	0,6			6,02	0,52
8	0,7			9,68	0,77
9	0,4	CEM I 32,5 R	20 °C, unter Wasser	0,90	0,04
10	0,5			1,24	0,06
11	0,6			1,41	0,05
12	0,7			1,61	0,07
13	0,4	CEM III/B 32, 5 N- NW HS NA		0,38	0,10
14	0,5			0,57	0,04
15	0,6			0,72	0,10
16	0,7			1,34	0,14

Tab. A.32.: Die Trockenrohddichte  $\rho_{tr}$  in  $\text{kg}/\text{dm}^3$  und die maximale freie Wasseraufnahme  $w$  für Mörtel in  $\text{kg}/\text{dm}^3$  in Abhängigkeit von der Zusammensetzung und der Lagerung. Mit angegeben ist die Standardabweichung  $\sigma$  für die jeweilige Größe.

Nr.	$w/z$	Zement	Lagerung	$\rho_{tr}$	$\sigma(\rho_{tr})$	$w$	$\sigma(w)$
1	0,4	CEM I 32,5 R	20 °C, 65 % r.L.F.	2,15	1,38	24,9	0,3
2	0,5			2,10	0,56	29,2	3,2
3	0,6			2,08	0,61	36,6	0,6
4	0,7			2,10	0,19	36,9	0,7
5	0,4	CEM III/B 32, 5 N- NW/HS/NA	20 °C, 65 % r.L.F.	2,11	0,5	29,7	1,2
6	0,5			2,07	0,37	37,7	0,9
7	0,6			2,07	0,68	39,6	1,1
8	0,7			2,05	0,47	42,97	1,4
9	0,4	CEM I 32,5 R	20 °C, unter Wasser	2,11	0,33	25,1	1,1
10	0,5			2,11	0,58	29,4	0,6
11	0,6			2,07	0,47	36,1	0,8
12	0,7			2,10	0,623	36,4	0,4
13	0,4	CEM III/B 32, 5 N- NW/HS/NA	unter Wasser	2,10	0,81	30,0	0,4
14	0,5			2,11	7,61	35,8	0,3
15	0,6			2,04	6,90	39,3	0,7
16	0,7			2,06	0,21	42,8	1,0

Tab. A.33.: Herstellerangaben eines CEM III/B 32,5 N-NW/HS/NA der Firma Holcim

Zementprüfung nach DIN 1164/ EN 196	
Produktbezeichnung: CEM III/B 32,5 N-NW/HS/NA	
Hersteller: Holcim Werk Höver	
Chemische Analyse	
Glühverlust	0,97 M. %
$CO_2$	k.A.
$SiO_2$	32,08 M. %
$Al_2O_3$	9,84 M. %
$Fe_2O_3$	1,20 M. %
$CaO$	49,43 M. %
$MgO$	k.A.
$SO_3$	1,04 M. %
$K_2O$	0,59 M. %
$Na_2O$	0,42 M. %
Chlorid	0,04 M. %

Tab. A.34.: Herstellerangaben eines CEM I 32,5 R der Firma Teutonia.

Zementprüfung nach DIN 1164/ EN 196		
Produktbezeichnung: CEM I 32,5 R		
Hersteller: Teutonia		
Chemische Analyse		
Glühverlust	2,33 M.%	≤ 5
Unlösl. Rückstand	0,66 M.%	≤ 5
SiO <sub>2</sub>	21,11 M.%	
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4,53 M.%	
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1,5 M.%	
CaO	65,76 M.%	
SO <sub>3</sub>	2,53 M.%	≤ 4
Na <sub>2</sub> O	0,22 M.%	
K <sub>2</sub> O	0,83 M.%	
Na <sub>2</sub> O (äquiv)	0,77 M.%	≤ 2
Chlorid	0,05 M.%	≤ 0,1
H <sub>2</sub> O	0,56 M.%	
CO <sub>2</sub>	1,77 M.%	
MgO	1,13 M.%	
weitere Daten		
Spez. Oberfläche	2623 cm <sup>2</sup> /g	
Wasseranspruch	26,1 M.%	
Erstarren - Anfang	180 Min	≥ 75
Raumbeständigkeit	0,5 mm	≥ 10
Normdruckfestigkeit EN 196		
7 Tage	38 N/mm <sup>2</sup>	≥ 16
28 Tage	50,4 N/mm <sup>2</sup>	≥ 32,5; ≤ 52,5

Tab. A.35.: Herstellerangaben eines CEM I 42,5 R-HS/NA der Firma Dyckerhoff

Zementprüfung nach DIN 1164/ EN 196		
Produktbezeichnung: CEM I 42,5 R-HS/NA		
Hersteller: Dyckerhoff SULFADÜR		
Chemische Analyse		
Glühverlust	2,2 M.%	
CO <sub>2</sub>	1,2 M.%	
SiO <sub>2</sub>	20,59 M.%	
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3,64 M.%	
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	6,07 M.%	
CaO	63,18 M.%	
MgO	0,7 M.%	
SO <sub>3</sub>	2,23 M.%	
K <sub>2</sub> O	0,61 M.%	
Na <sub>2</sub> O	0,18 M.%	
Chlorid	≤ 0,01 M.%	

## **B. Ausgangsdaten für die Simulation**

Tab. B.1.: Phasen, die zur Simulation der chemischen Reaktionen herangezogen wurden.

chemische Formel	Bezeichnung
Elementoxide	
$Al_2O_3$ $CaO$ $Fe_2O_3$ $K_2O$ $MgO$ $Na_2O$ $SiO_2$	Korund  $\alpha - Fe_2O_3$ Hämatit      $SiO_2$ amorph
Karbonate	
$CaCO_3$ $CaCO_3$ $CaCO_3 \cdot MgCO_3$ $3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot CaCO_3 \cdot 11H_2O$ $K_2CO_3$ $Na_2CO_3$ $Na_2CO_3$ $NaHCO_3$ $MgCO_3$	Kalzit Aragonite Dolomit Monocarbonat ( $C_3AC\bar{7}H_{11}$ )  $\beta - Na_2CO_3$ $\alpha - Na_2CO_3$
einfache Hydroxide	
$Al(OH)_3$ $Al(OH)_3$ $AlOOH$ $Ca(OH)_2$ $Fe(OH)_3$ $FeOOH$ $KOH$ $Mg(OH)_2$ $NaOH$	$Al(OH)_3$ amorph $\gamma - Al(OH)_3$ Gibbsit $\gamma - AlOOH$ Böhmite Portlandit $Fe(OH)_3$ amorph $\alpha - FeOOH$ Lepidokrokit      Bruzit
einfache Sulfate	
$CaSO_4$ $CaSO_4 \cdot 2H_2O$	Anhydrit Gips
Klinkerphasen	
$3CaO \cdot Al_2O_3$ $4CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3$ $2CaO \cdot Fe_2O_3$ $2CaO \cdot SiO_2$ $3CaO \cdot SiO_2$	$C_3A$ $C_4AF$ $C_2F$ $\beta - C_2S$ $C_3S$
Gase und Flüssigkeiten	
$CO_2$ $H_2O$	Gas Wasser
Alumo-Silikate	
$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 3SiO_2$ $2CaO \cdot Al_2O_3 \cdot SiO_2 \cdot 8H_2O$	Grossular Strätlingite

Fortsetzung Tab. B.1

chemische Formel	Bezeichnung
C-S-H-Endglieder	
$2CaO \cdot SiO_2 \cdot 1,17H_2O$ $3CaO \cdot 2SiO_2 \cdot 3H_2O$ $4CaO \cdot 3SiO_2 \cdot 1,5H_2O$ $6CaO \cdot 6SiO_2 \cdot H_2O$ $5CaO \cdot 6SiO_2 \cdot 3H_2O$ $5CaO \cdot 6SiO_2 \cdot 5,5H_2O$ $5CaO \cdot 6SiO_2 \cdot 10,5H_2O$ $CaO \cdot 2SiO_2 \cdot 2H_2O$ $2CaO \cdot 3SiO_2 \cdot 2,5H_2O$	
Aluminiumverbindungen	
$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot CaSO_4 \cdot 12H_2O$ $3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 3CaSO_4 \cdot 32H_2O$ $3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot CaCl_2 \cdot 10H_2O$ $3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 6H_2O$	Al-Monosulfat Al-Ettringit Friedel' sches Salz $C_3AH_6$
Eisenverbindungen	
$3CaO \cdot Fe_2O_3 \cdot CaSO_4 \cdot 12H_2O$ $3CaO \cdot Fe_2O_3 \cdot 3CaSO_4 \cdot 32H_2O$	Fe-Monosulfat Fe-Ettringit
Talkite	
$4Mg(OH)_2 \cdot 2Al(OH)_3 \cdot 3H_2O$ $Mg_{0,75} \cdot Al_{0,25}(OH)_2(CO_3)_{0,125} \cdot H_2O$ $4Mg(OH)_2 \cdot 2Al(OH)_3$ $4MgO \cdot Al_2O_3 \cdot 10H_2O$	OH-Hydrotalkit CO <sub>2</sub> -Hydrotalkit OH-Hydrotalkit(amorph) Hydrotalkit
gelöste neutrale Teilchen	
$CaCO_3$ (aq) $CO_2$ (aq) $H_2CO_3$ (aq) $NaHCO_3$ (aq)	
positiv geladene Teilchen	
$Al^{3+}$ $Ca^{2+}$ $Fe^{3+}$ $H^+$ $K^+$ $Mg^{2+}$ $Na^+$ $NH_4^+$	
negativ geladene Teilchen	
$Al(OH)_4^-$ $Cl^-$ $CO_3^{2-}$ $Fe(OH)_4^-$ $HCO_3^-$ $NO_3^-$ $OH^-$ $SO_4^{2-}$	

Tab. B.2.: Bestimmung der Parameter der Jonasson Funktion für Zementsteine verschiedener Zusammensetzung. Die experimentellen Daten sind den Arbeiten [151] und [152] entnommen. Die Bezeichnung PZ steht für Portlandzement, SF für Silikastaub und RT für Raumtemperatur.

Nr.	w/z	Zementzusammensetzung	Lagerung	b	c
1	0,4	PZ		0,21	0,18
2	0,57	PZ: 70 M.%; Hüttensand: 30 M.%		0,35	0,32
3	0,5	PZ: 80 M.%; Flugasche: 20 M.%	bei RT,	0,33	0,27
4	1,3	PZ: 70 M.%; Hüttensand: 30 M.%	unter	80,00	0,26
5	2,0	PZ: 80 M.%; Flugasche 20 M.%	Folie	1200,00	0,20
6	0,25	PZ		0,07	0,13
7	0,4	PZ		0,48	0,32
8	0,6	PZ	bei RT,	1,05	0,52
9	0,44	PZ: 90 M.%; SF: 10 M.%	unter	0,11	0,30
10	0,47	PZ: 85 M.%; Flugasche: 15 M.%	Wasser	0,29	0,41

Tab. B.3.: Bestimmung der Parameter der Jonasson Funktion die einzelnen Klinkerphasen.

Klinkerphase	b	c
$C_3S$	1,34	0,28
$C_2S$	68,48	0,44
$C_3A$	0,05	0,38
$C_4AF$	0,89	1,20

Tab. B.4.: Lagerungsbedingungen der Prüfkörper von ausgewählten Literaturstellen. Die Abkürzung u.W. bedeutet unter Wasser, T Tage, Mon. Monate und r.L.F. relative Luftfeuchte.

Bezeichnung	Lagerungsbedingung	Angaben aus
M-0.45-PZ-500		[140]
M-0.45-HOZ-500		[140]
Z-0.6-PZ	7 T. u. W., dann 19 T. bei 95 % r.F	[141]
B-0.5-FAZ-375		[142]
M-0.6-PZ-470	3 Mon. bei 100 % r.L.F. dann ca. 3 Mon. 75 % r.L.F.	[6]
B-0.5-PZ-400	28 T. bei 100 % r.L.F.	[38]

Tab. B.5.: Schätzung des Hydratationsgrades in % der Klinkerphasen und der weiteren reaktiven Stoffe.

Bezeichnung	gesamt Hydratationsgrad	$C_3S$	$C_2S$	$C_3A$	$C_4AF$	weitere Bindemittel
M-0.45-PZ-500	75	79	57	96	100	
M-0.45-HOZ-500	85	86	76	98	100	33
M-0.6-PZ-470	90	90	86	98	100	
Z-0.6-PZ-1084	85	86	76	98	100	
B-0.5-PZ-400	85	86	76	98	100	
B-0.5-FAZ-375	85	86	76	98	100	12

Tab. B.6.: Phasenzusammensetzung des Portlandzementklinkers. Alle Angaben in M.%.  
195

Bezeichnung	Zementbezeichnung	$C_3S$	$C_2S$	$C_3A$	$C_4AF$	PZ-Anteil	Bemerkung
M-0.45-PZ-500	CEM I 42,5 R-HS/NA	74	2.5		16	97	1,3 M.% $C_2F$ : Angaben aus [140]
M-0.45-HOZ-500	CEM III/B 32,5 N-NW	54	23	4	2	30	aus chem. Zus. [140] und Annahme einer durchschnittlichen Hüttensandzusammensetzung [56]
M-0.6-PZ-470	CEM I 32,5 R	46	29	9	5	97	Angaben aus [6]
Z-0.6-PZ-1084	CEM I 42,5 R	62	14	0	18	98	Angaben aus [141]
B-0.5-PZ-400	CEM I 32,5 R	51	20	9	10	97	Bogue-Berechnung von Daten aus [38]
B-0.5-FAZ-375	CEM II/B-V 32,5 R	67	13	7	10	53	Annahme einer durchschnittlichen Klinkerzusammensetzung [56]

Tab. B.7.: Oxidische Zusammensetzung des Hüttensandes und der Flugasche. Alle Angaben sind in M.%.  
196

Bezeichnung	$SiO_2$	$Al_2O_3$	$CaO$	$MgO$	$Fe_2O_3$	Bemerkung
M-0.45-HOZ-500	34	7	41	13		aus chem. Zus. [140] und Annahme einer durchschnittlichen Hüttensandzusammensetzung [56]
B-0.5-FAZ-375	48	29	5		11	Annahme einer durchschnittlichen Flugaschezusammensetzung [56]

### B.1. M-0.45-PZ-500, M-0.45-HOZ-500

Für den Vergleich von experimentell bestimmter und berechneter Korrosionstiefe wurde ein Versuch herangezogen, der von Grabau [140] durchgeführt wurde. Er verwendete einen portlandzementgebundenen (M-0.45-PZ-500) und einen hochofenzementgebundenen (M-0.45-HOZ-500) Mörtel mit jeweils einen  $w/z$ -Wert von 0,45. Für diesen Mörtel wurde eine Druckfestigkeit von  $80 \text{ N/mm}^2$  (M-0.45-PZ-500) und  $81 \text{ N/mm}^2$  (M-0.45-HOZ-500) angegeben. Weiterhin wurde ein kumulatives Porenvolumen von  $62,2 \text{ mm}^3/\text{g}$  für den portlandzementgebundenen Mörtel und  $66,5 \text{ mm}^3/\text{g}$  für den hochofenzementgebundenen Mörtel ermittelt. Aus diesem Wert wurde die Trockenrohddichte näherungsweise berechnet. Die Vakuumwasseraufnahme, die freie Wasseraufnahme, der Diffusionskoeffizient von  $\text{Cl}^-$  und der Wasserdampfdiffusionskoeffizient wurden anhand der in der Datenbank enthaltenen Daten geschätzt. Die Ausgangsdaten für die Simulation enthalten zusammenfassend die Tabellen B.8 und B.9.

Tab. B.8.: M-0.45-PZ-500 (Alle Eigenschaften sind weibullverteilt (min).)

Eigenschaft	$\gamma$	$\alpha$
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	465	2,17
kapillare Wasseraufnahme in $10^{-3} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}^{0,5})$	11,30	2,36
Trockenrohddichte in $\text{kg}/\text{dm}^3$	2,15	118,41
kumulatives Porenvolumen in $\text{mm}^3/\text{g}$	66	8,12
Vakuumwasseraufnahme in Vol.%	18,1	63,39
maximale freie Wasseraufnahme in Vol.%	16,3	63,39
Diffusionskoeffizient von $\text{Cl}^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	3,3	5,31
Parameter zur Beschreibung der Sorptionsisotherme		
$w_f$ in $10^{-2} \text{ Vol.}\% / (\text{kg}/\text{m}^3)$	1,66	14,19
$b$	2,3	4,14

### B.2. Z-0.6-PZ-1084

Im Rahmen des Schwerpunktprogramms 1122 der DFG [141] wurden Versuche zur Korrosion von Zementsteinen von der Hamburger Forschergruppe unter der Leitung von Prof. Dr. Franke durchgeführt. Das Ausgangsmaterial wurde von der Hamburger Forschergruppe und im Rahmen dieser Arbeit charakterisiert. Die Arbeiten im Rahmen dieser Arbeit sind bereits im Kapitel 4.8.1 behandelt. Zur Beobachtung der ortsabhängigen Entwicklung der Porosität wurde ein neues Harztränkungsverfahren von der Hamburger Forschergruppe entwickelt. Die Proben wurden unter Vakuum mit Harz getränkt und die eingedrungene Harzmasse durch Trocknung bestimmt. Ergebnisse dazu wurden näherungsweise der Vakuumwasseraufnahme zugeordnet. Die zur Simulation benötigten Parameter befinden sich in der Tabelle B.10.

Tab. B.9.: **M-0.45-HOZ-500** (Alle Eigenschaften sind weibullverteilt (min).)

Eigenschaft	$\gamma$	$\alpha$
Ausgangskonzentration in mol/m <sup>3</sup>	855	49,70
<i>CaO</i>	855	49,70
<i>K<sub>2</sub>O</i>	56	9,33
<i>SiO<sub>2</sub> - Glas</i>	670	49,20
<i>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></i>	82	17,10
<i>MgO</i>	347	8,50
<i>Na<sub>2</sub>O</i>	68	11,30
<i>CaSO<sub>4</sub> - Anhydrit</i>	94	3,18
<i>4CaO · Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> · Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> - C<sub>4</sub>AF</i>	38	3,42
<i>3CaO · Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> - C<sub>3</sub>A</i>	28	27,70
<i>2CaO · SiO<sub>2</sub> - β - C<sub>2</sub>S</i>	167	1,93
<i>3CaO · SiO<sub>2</sub> - C<sub>3</sub>S</i> in	304	6,66
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	321	1,51
kapillare Wasseraufnahme in 10 <sup>-3</sup> kg/(m <sup>2</sup> · s <sup>0,5</sup> )	13,79	2,91
Trockenrohddichte in kg/dm <sup>3</sup>	2,22	9,07
kumulatives Porenvolumen in mm <sup>3</sup> /g	73	4,38
Vakuumwasseraufnahme in Vol.%	19,0	10,44
maximale freie Wasseraufnahme in Vol.%	18,5	6,49
Diffusionskoeffizient von Cl <sup>-</sup> in 10 <sup>-12</sup> m <sup>2</sup> /s	1,3	1,33
Parameter zur Beschreibung der Sorptionsisotherme		
<i>w<sub>f</sub></i> in 10 <sup>-2</sup> Vol.%(kg/m <sup>3</sup> )	1,66	14,19
<i>b</i>	2,3	4,14

Tab. B.10.: **Z-0.6-PZ-1084**

Eigenschaft	Verteilung	$\gamma / a/\mu$	$\alpha / b/\sigma$
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	Weibull (min)	38	1,03
Trockenrohddichte in kg/dm <sup>3</sup>	Normal	1,35	0,016
kumulatives Porenvolumen in mm <sup>3</sup> /g		239	15,67
Vakuumwasseraufnahme in Vol.%		51,5	0,38
maximale freie Wasseraufnahme in Vol.%		36,4	0,73
Diffusionskoeffizient von Cl <sup>-</sup> in 10 <sup>-12</sup> m <sup>2</sup> /s	Gleich	2,2	44,0
Parameter zur Beschreibung der Sorptionsisotherme			
<i>w<sub>f</sub></i> in 10 <sup>-2</sup> Vol.%(kg/m <sup>3</sup> )	Weibull (min)	1,66	14,19
<i>b</i>		2,3	4,14

**B.3. M-0.6-PZ-470**

Der in der Arbeit [6] beschriebene Mörtel wurde mit Hilfe umfangreicher Untersuchungen charakterisiert. Dazu gehört die Ermittlung der Vakuumwasseraufnahme, des kumulativen Porenvolumens, der Trockenrohddichte, der maximalen freien Wasseraufnahme, der Grenzzugbruchdehnung, des Diffusionsko-

effizienten, der Sorptionsisotherme sowie der Wasserdampftransportkoeffizienten bei verschiedenen Feuchtegradienten. Der Umfang der Untersuchungen ließ eine statistische Analyse zu, wobei jedoch von einer Normalverteilung der genannten Kenngrößen ausgegangen wurde (siehe Tabelle B.11).

Tab. B.11.: **M-0.6-PZ-470** (Alle Eigenschaften sind normalverteilt.)

Eigenschaft	$\mu$	$\sigma$
Vakuunwasseraufnahme in Vol.%	24,2	0,7
kumulatives Porenvolumen in $\text{mm}^3/\text{g}$	75	1
Trockenrohddichte in $\text{g}/\text{cm}^3$	2,01	0,03
maximale freie Wasseraufnahme in Vol.%	22,7	0,9
Grenzzugbruchdehnung in %	0,0135	0,0015
Diffusionskoeffizient von $\text{SO}_4^{2-}$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	96,5	33,8
Diffusionskoeffizient von $\text{K}^+$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	95,9	33,6
Diffusionskoeffizient von $\text{H}^+$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	234,0	81,9
Diffusionskoeffizient von $\text{Al}(\text{OH})_4^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	141,0	49,3
Diffusionskoeffizient von $\text{Fe}(\text{OH})_4^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	141,0	49,3
Diffusionskoeffizient von $\text{Na}^+$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	114,0	39,7
Diffusionskoeffizient von $(\text{OH})^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	191,0	66,8
Diffusionskoeffizient von $\text{Ca}^{2+}$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	85,1	29,8
Diffusionskoeffizient von $\text{Ca}(\text{OH})^+$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	141,0	49,3
Diffusionskoeffizient von $\text{CO}_2(\text{aq})$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	149,0	52,1
Diffusionskoeffizient von $\text{Cl}^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	223,0	77,9
Diffusionskoeffizient von $\text{NO}_3^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	215,0	75,1
Eindringkoeffizient in $10^{-6} \text{ kg}/\text{m}_2 \cdot \text{s}^{0,5}$	328,0	2,85
Stofffeuchte in Vol.%		
100 % r.L.F.	22,55	0,47
97 % r.L.F.	18,54	0,12
85 % r.L.F.	12,74	0,56
75 % r.L.F.	7,96	0,14
65 % r.L.F.	6,03	0,06
43 % r.L.F.	4,50	0,15
33 % r.L.F.	4,19	0,22
22 % r.L.F.	3,69	0,06
12 % r.L.F.	3,31	0,07
Wasserdampftransportkoeffizient in $10^{-8} \text{ m}^2/\text{h}$		
7 % r.L.F.	1,4	0,32
17 % r.L.F.	2,1	0,15
27,5 % r.L.F.	1,9	0,17
38 % r.L.F.	2,2	0,27
54 % r.L.F.	2,2	0,64
70 % r.L.F.	2,1	0,61
80 % r.L.F.	2,2	0,40
91 % r.L.F.	5,5	1,25
98,5 % r.L.F.	12,0	0,58

## B.4. B-0.5-FAZ-375

Transportparameter sind für die Materialien, die in [142] beschrieben sind, nicht angegeben. Diese Materialien wurden für Korrosionsexperimente in Ammoniumchlorid-Lösung verwendet. Die Ausgangsparameter, die zur Simulation dieser Korrosionsexperimente genutzt wurden, basieren auf den in Kapiteln 4.3, 4.4, 4.5, 4.6, 4.7, 4.8 beschriebenen Erkenntnissen. Eine Zusammenstellung der Ausgangsdaten ist der Tabelle B.12 zu entnehmen.

Tab. B.12.: **B-0.5-FAZ-375** (Alle Eigenschaften sind weibullverteilt (min).)

Eigenschaft	$\gamma$	$\alpha$
Ausgangskonzentration in mol/m <sup>3</sup>		
<i>CaO</i>	22	4,36
<i>Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – alphaHmatit</i>	17	6,43
<i>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – alpha</i>	66	17,90
<i>SiO<sub>2</sub> – Glas</i>	184	23,67
<i>CaSO<sub>4</sub> – Anhydrit</i>	27	3,16
<i>4CaO · Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> · Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – C<sub>4</sub>AF</i>	43	3,36
<i>3CaO · Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – C<sub>3</sub>A</i>	49	27,62
<i>2CaO · SiO<sub>2</sub> – β – C<sub>2</sub>S</i>	121	1,93
<i>3CaO · SiO<sub>2</sub> – C<sub>3</sub>S</i>	507	6,65
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	270	2,98
kapillare Wasseraufnahme in 10 <sup>-3</sup> kg/(m <sup>2</sup> · s <sup>0,5</sup> )	3,09	1,30
kumulatives Porenvolumen in mm <sup>3</sup> /g	60	3,62
Trockenrohichte des Zementsteins in kg/dm <sup>3</sup>	2,27	16,43
Vakuumwasseraufnahme in Vol.%	15,1	6,16
maximale freie Wasseraufnahme in Vol.%	12,9	15,35
Diffusionskoeffizient von Cl <sup>-</sup> in 10 <sup>-12</sup> m <sup>2</sup> /s	1,4	0,53
Parameter zur Beschreibung der Sorptionsisothermie		
<i>w<sub>f</sub></i> in 10 <sup>-2</sup> Vol.%(kg/m <sup>3</sup> )	1,06	13,86
<i>b</i>	1,1	65,96

## B.5. B-0.5-PZ-400

Herold [38] untersuchte das Korrosionsverhalten von Beton und Zementstein in mineralsauren Wässern, wobei Beton und Zementstein mit gleichem *w/z*-Wert und gleichem Zement hergestellt und unter den gleichen Bedingungen gelagert wurden. Die Zementsteine wurden umfangreich untersucht, so dass einige Kennwerte für den unkorrodierten Beton aus den experimentell ermittelten Daten des entsprechenden Zementsteins geschätzt werden konnten. Mit Hilfe der Quecksilberdruckporosimetrie und des Wasseraufnahmeverfahrens nach DIN 54056 wurden die unkorrodierten Zementsteinproben untersucht. Die Vakuumwasseraufnahme des Betons wurde aus der von Herold [38] bestimmten Vakuumwasseraufnahme und der Trockenrohichte des ent-

sprechenden Zementsteins geschätzt. Die Trockenrohddichte des Betons wurde unter Berücksichtigung der Trockenrohddichte des Zementsteins und einer angenommenen Dichte der Gesteinskörnung (Quarzzuschlag) von  $2,65 \text{ kg/dm}^3$  ermittelt. Herold bestimmte das kumulative Porenvolumen von Zementstein. Daraus wurde das kumulative Porenvolumen des Betons unter Vernachlässigung der zusätzlichen Porigkeit an der Grenzfläche Zuschlag/Zementstein berechnet.

Die restlichen für die Simulation relevanten Größen wurden der Datenbank entnommen. Die Ausgangsdaten für die Simulation sind der Tabelle B.13 zu entnehmen.

Tab. B.13.: **B-0.5-PZ-400** (Alle Eigenschaften werden als deterministische Größe behandelt.)

Eigenschaft	$\mu$
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	242
kapillare Wasseraufnahme in $10^{-3} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}^{0,5})$	12,80
kumulatives Porenvolumen in $\text{mm}^3/\text{g}$	185
Trockenrohddichte des Zementsteins in $\text{kg}/\text{dm}^3$	2,36
Vakuumwasseraufnahme in Vol.%	16,0
maximale freie Wasseraufnahme in Vol.%	12,5
Diffusionskoeffizient von $\text{Cl}^-$ in $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	19,5
Parameter zur Beschreibung der Sorptionsisotherme $w_f$ in $10^{-2} \text{ Vol.}\% / (\text{kg}/\text{m}^3)$ $b$	
Sorptionsfeuchte bei 0-70 % r.L.F. in Vol.%	4,2
Sorptionsfeuchte bei 80 % r.L.F. in Vol.%	7
Sorptionsfeuchte bei 90 % r.L.F. in Vol.%	9
Sorptionsfeuchte bei 100 % r.L.F. in Vol.%	12,5

## C. Abbildungen

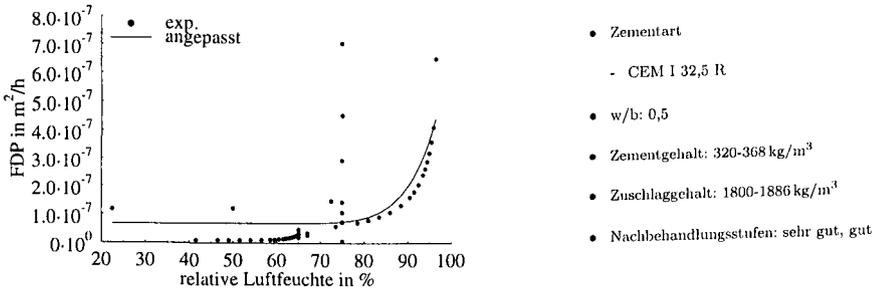


Abb. C.1.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,475-0,525$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [114] [119] [115].

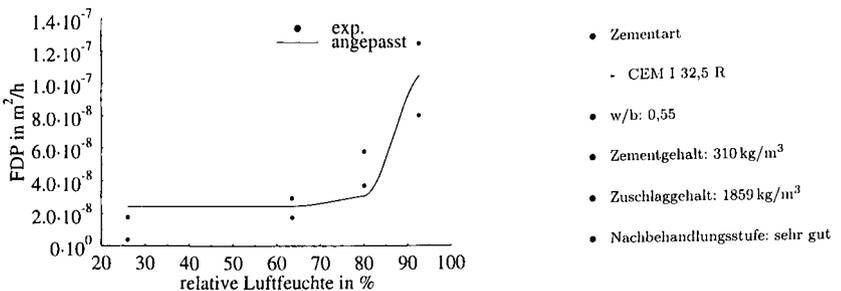


Abb. C.2.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,55-0,6$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [75].

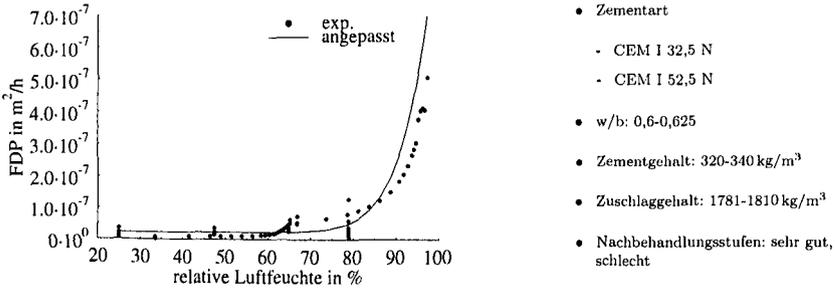


Abb. C.3.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,6-0,65$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [92] [114] [68].

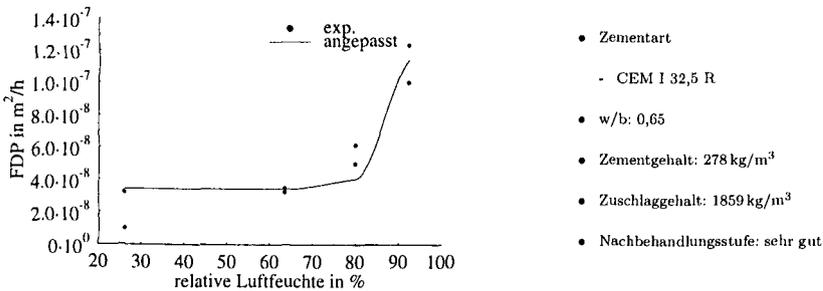
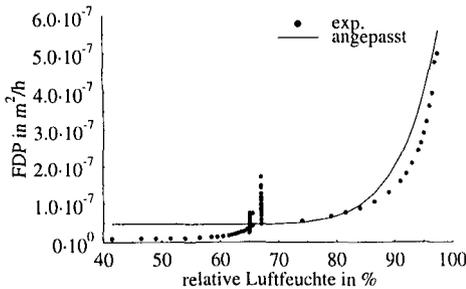
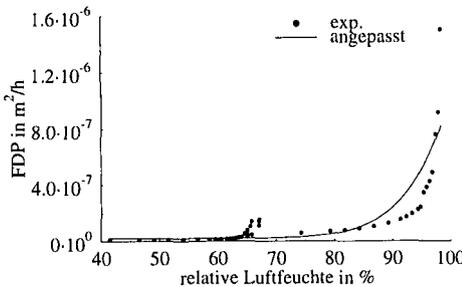


Abb. C.4.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,65-0,7$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [75].



- Zementart
- keine Angabe
- w/b: 0,7
- Zementgehalt: 216-334 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1692-1854 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

Abb. C.5.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,7-0,8$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [114].



- Zementart
- keine Angabe
- w/b: 0,8
- Zementgehalt: 270 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1800 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

Abb. C.6.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Beton, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=>0,8$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [114].

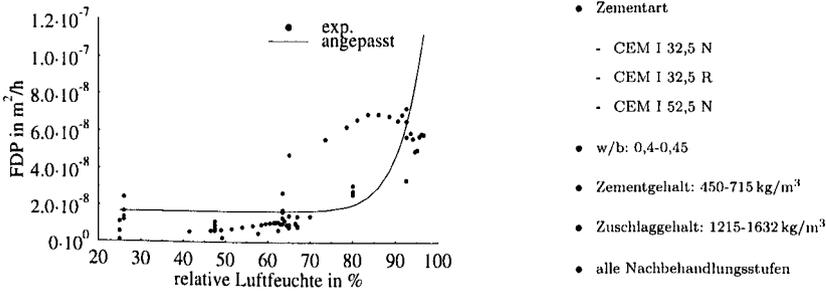


Abb. C.7.: FDP von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,4-0,475$ ).  
 Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus  
 folgenden Arbeiten: [92] [75] [114] [82].

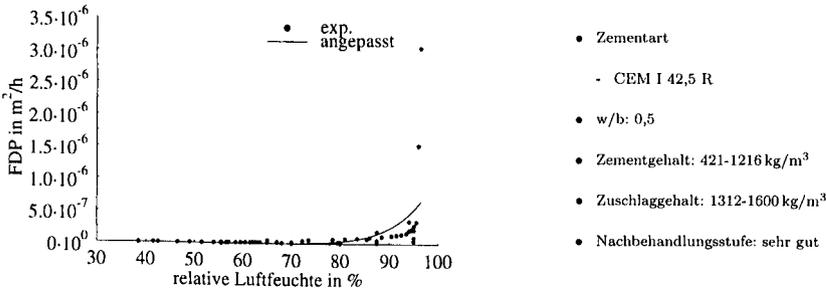


Abb. C.8.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus  
 Portlandzement ( $w/b=0,475-0,525$ ). Untersucht wurden die Proben  
 bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [80]  
 [116] [81] [92] [114].

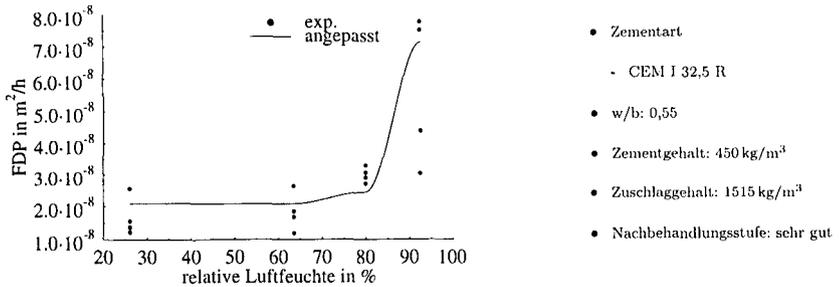


Abb. C.9.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,55-0,6$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [75].

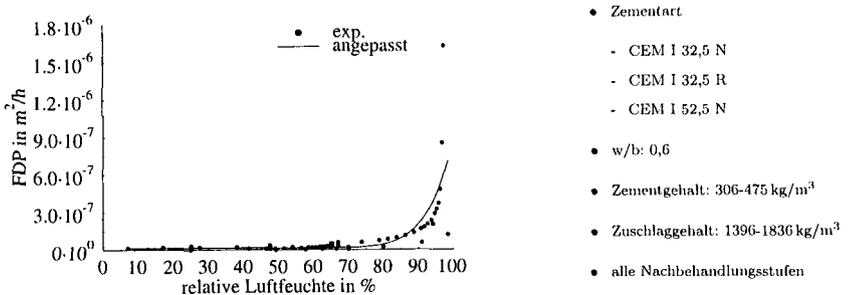


Abb. C.10.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,6-0,65$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [92] [6] [82] [114].

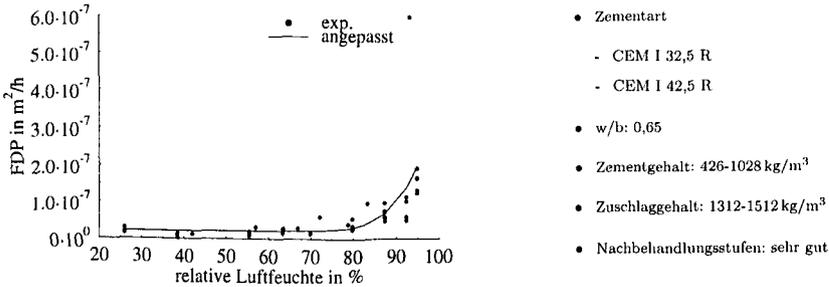


Abb. C.11.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,65-0,7$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [75] [116] [80] [81] [92].

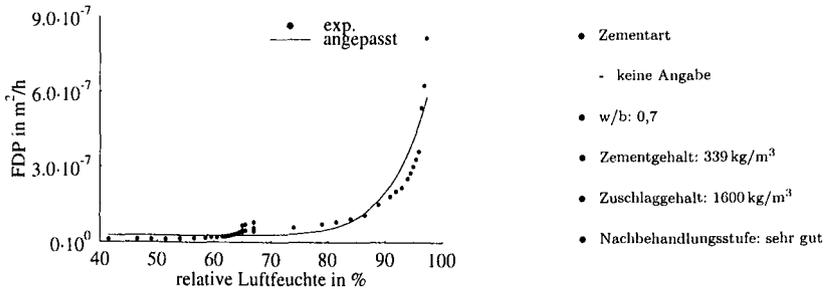
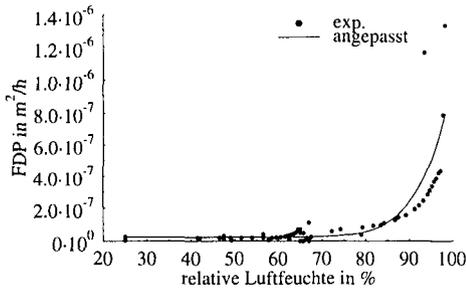
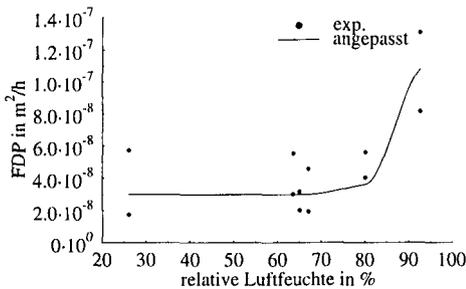


Abb. C.12.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,7-0,8$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [114].



- Zementart
  - CEM I 32,5 N
  - CEM I 52,5 N
- w/b: 0,8
- Zementgehalt: 308-891 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: 1600-1666 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufen: sehr gut, schlecht

Abb. C.13.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=>0,8$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [92] [116] [80] [82] [114].



- Zementart
  - CEM I 32,5 R
- w/b: 0,4-0,45
- Zementgehalt: 1294-1384 kg/m<sup>3</sup>
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

Abb. C.14.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Zementstein, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,4-0,475$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [75] [114].

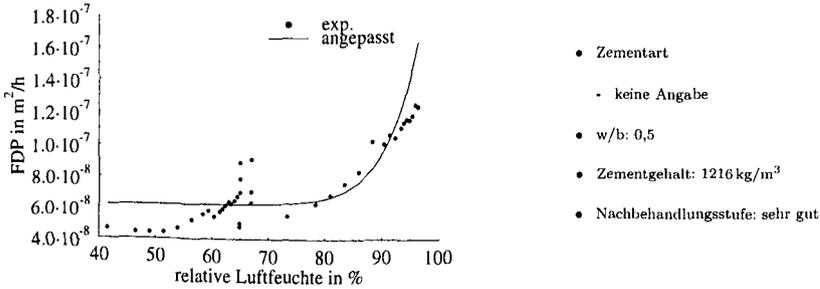


Abb. C.15.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Zementstein, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,475-0,525$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [114].

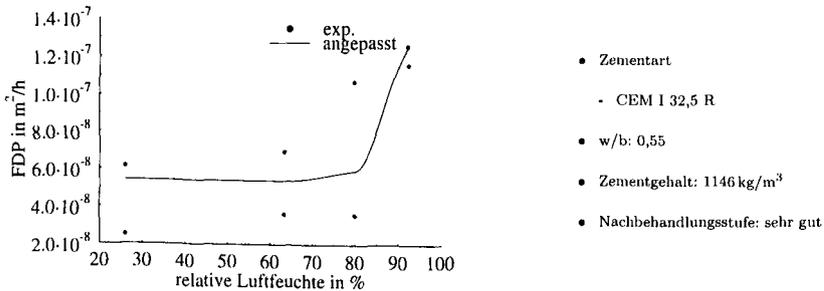


Abb. C.16.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Zementstein, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,55-0,6$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [75].

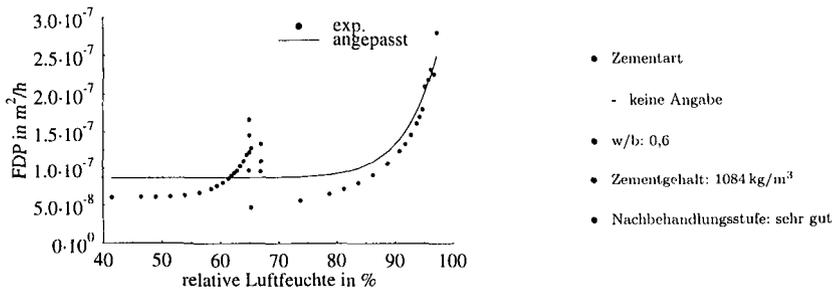


Abb. C.17.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Zementstein, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,6-0,65$ ). Untersucht wurden die Proben bei 25 °C. Die Daten stammen aus folgender Arbeit: [114].

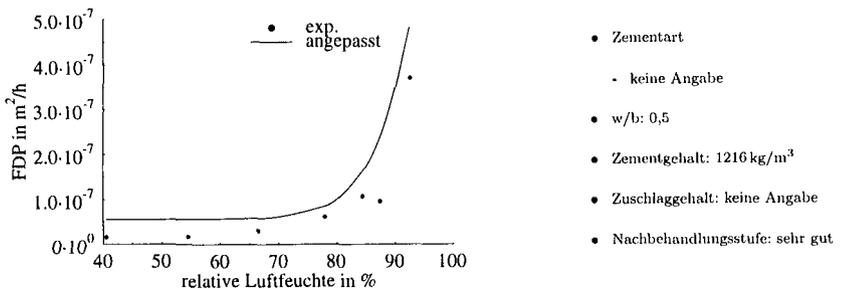


Abb. C.18.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,475-0,525$ ). Untersucht wurden die Proben bei 35 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [80] [116].

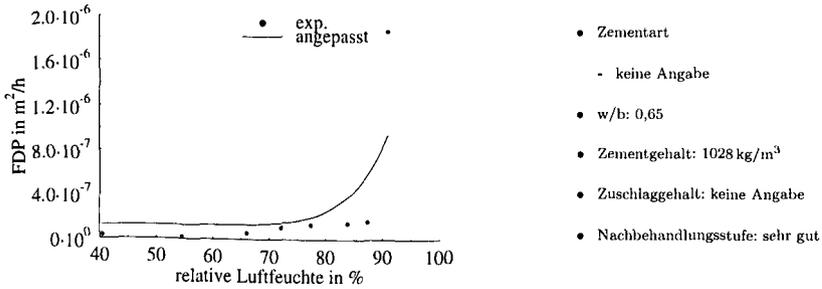


Abb. C.19.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,65-0,7$ ). Untersucht wurden die Proben bei 35 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [80] [116].

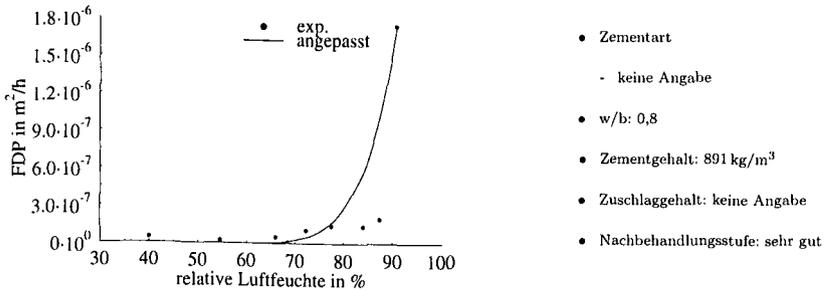
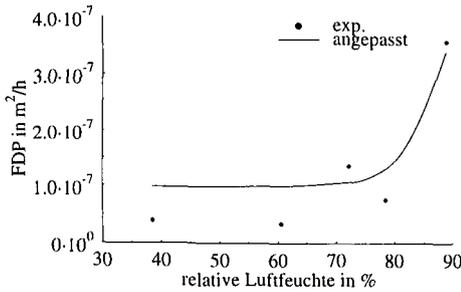
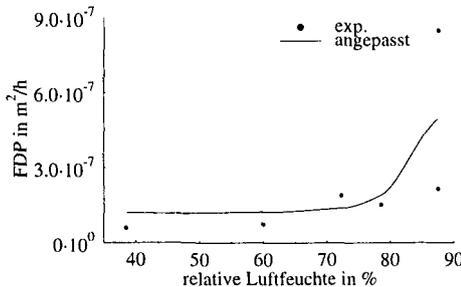


Abb. C.20.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=>0,8$ ). Untersucht wurden die Proben bei 35 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [116] [80].



- Zementart
- keine Angabe
- w/b: 0,5
- Zementgehalt: 1216 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: keine Angabe
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

Abb. C.21.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,475-0,525$ ). Untersucht wurden die Proben bei 50 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [116] [80].



- Zementart
- keine Angabe
- w/b: 0,65
- Zementgehalt: 1028 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt: keine Angabe
- Nachbehandlungsstufe: sehr gut

Abb. C.22.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b=0,65-0,7$ ). Untersucht wurden die Proben bei 50 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [116] [80].

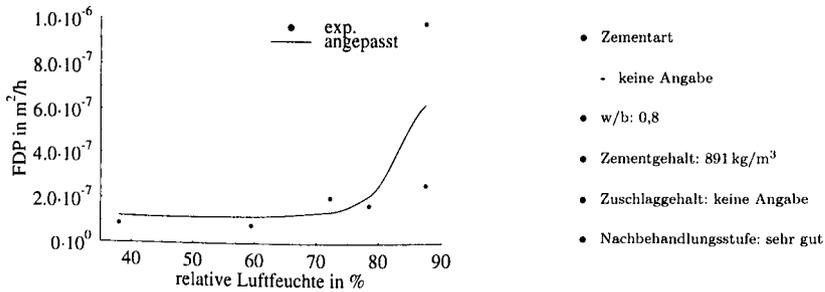
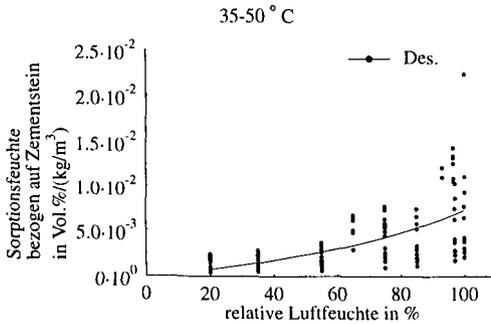
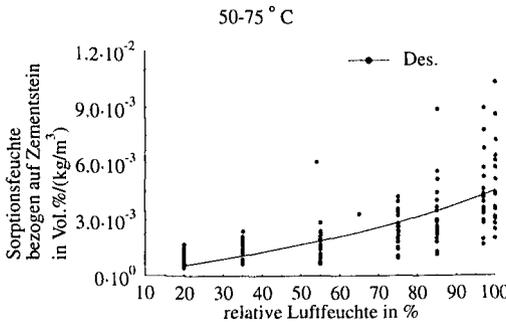


Abb. C.23.: Feuchtetransportkoeffizient (FDP) von Mörtel, hergestellt aus Portlandzement ( $w/b \geq 0,8$ ). Untersucht wurden die Proben bei 50 °C. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [116] [80].



- Zemente:
  - CEM I 32,5 R, CEM I 42,5 R
- w/b: 0,4-0,8
- Zementgehalt:
  - Beton 282-550 kg/m<sup>3</sup>
  - Mörtel 559 kg/m<sup>3</sup>
  - Zementstein 1146-1384 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt :
  - Beton 1574-1906 kg/m<sup>3</sup>
  - Mörtel 1405 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffart:
  - Beton Quarzmehl
- Zusatzstoffgehalt: keine Angabe
- alle Nachbehandlungsstufen

Abb. C.24.: Sorptionsisotherme für portlandzementgebundene Betone, Mörtel und Zementsteine bei 35-50 °C ermittelt. Die Sorptionsfeuchte wurden auf den hydratisierten Zementstein bezogen. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [80] [75] [77] [25] [81].

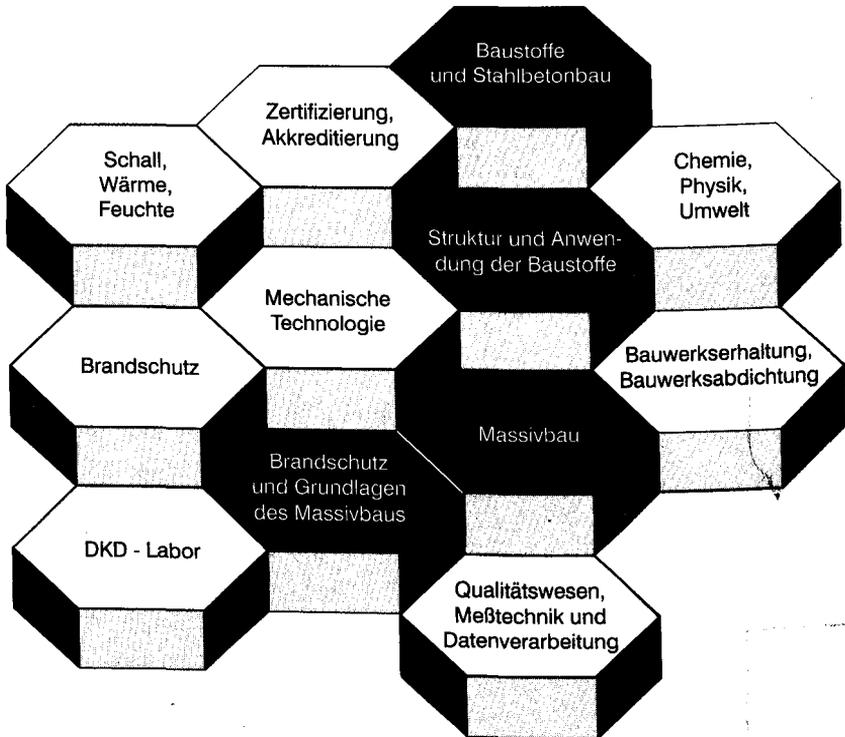


- Zemente:
  - CEM I 32,5 R, CEM I 42,5 R
- w/b: 0,4-0,8
- Zementgehalt:
  - Beton 301-337 kg/m<sup>3</sup>
  - Mörtel 559 kg/m<sup>3</sup>
  - Zementstein 1146-1384 kg/m<sup>3</sup>
- Zuschlaggehalt :
  - Beton 1903-1906 kg/m<sup>3</sup>
  - Mörtel 1405 kg/m<sup>3</sup>
- Zusatzstoffe: keine
- Nachbehandlungsstufen: sehr gut, gut

Abb. C.25.: Sorptionsisotherme für portlandzementgebundene Betone, Mörtel und Zementsteine bei 50-75 °C ermittelt. Die Sorptionsfeuchte wurde auf den hydratisierten Zementstein bezogen. Die Daten stammen aus folgenden Arbeiten: [80] [75] [77] [72] [81].

## FACHGEBIETE UND ABTEILUNGEN

---



ISBN 3-89288-169-3  
ISSN 1439-3875