

Technische Universität München  
Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung

**Modellierung des Austrocknungsverhaltens von  
Calciumsulfat-Fließestrichen und der  
resultierenden Spannungen und Verformungen**

Karl-Heinz Wiegrink

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen  
der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. D. Heinz

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. P. Schießl
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.-W. Reinhardt,  
Universität Stuttgart

Die Dissertation wurde am 03.07.2002 bei der Technischen Universität München eingereicht  
und durch die Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen am 11.09.2002  
angenommen.

# **Modellierung des Austrocknungsverhaltens von Calciumsulfat-Fließestrichen und der resultierenden Spannungen und Verformungen**

## **Zusammenfassung**

Eine der Hauptursachen für Schäden an Estrich ist eine unzureichende Trocknung vor der Belegung mit Belägen. Zudem trocknen Estriche nur über die Oberfläche aus. Durch die ungleichmäßige Austrocknung kann es zur Rissbildung kommen. Anhand experimenteller Versuche wurden die maßgebenden werkstoffspezifischen und umweltbedingten Einflussgrößen erfasst. Das Trocknungsverhalten wurde mit einem Rechenverfahren modelliert. Die Einflüsse auf das Trocknungsverhalten wurden untersucht und ein Nomogramm zur Ermittlung der Trocknungszeit entwickelt. Im zweiten Teil wurden Spannungen und Verformungen rechnerisch aus den ermittelten Feuchteverteilungen bestimmt. Maßgebende Einflussgrößen wurden diskutiert und in einer Parameterstudie beurteilt.

## **Modelling the Drying Behaviour of Calcium Sulphate Screeds and the Resulting Stress and Deformation**

### **Abstract**

One of the main reasons for damage to screeds is insufficient drying before the application of surface coatings. Moreover, screeds dry only from the surface. The non-uniform drying can lead to cracking. The relevant material properties and environmental influences were investigated experimentally. The drying was simulated with a FEM-program. The parameters affecting the drying process were examined and a nomogram developed, to determine the drying time. In addition, stress and deformation were calculated from the distribution of moisture. Based on a parameter study, important effects were discussed and evaluated.

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung der Technischen Universität München.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. P. Schießl für seine Anregungen zu der vorliegenden Arbeit und deren Betreuung. Herrn Prof. Dr.-Ing. H.-W. Reinhardt danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des 2. Referates.

An dieser Stelle möchte ich mich auch bei den derzeitigen und ehemaligen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern für die Zusammenarbeit am Lehrstuhl und die Unterstützung bei der Durchführung der Versuche bedanken. Dies gilt natürlich auch für meine lieben Kolleginnen und Kollegen aus der AG 2, hier in München und am ibac in Aachen.

Den Industrieverbänden IGE /38/ und WTM /39/ möchte ich für die finanzielle Unterstützung danken, ohne die, die Durchführung der Projekte nicht möglich gewesen wäre.

Francine danke ich ganz besonders für ihre Rücksichtnahme und ihr Verständnis, das Sie mir während der langen Schaffenspausen und insbesondere in den Endzügen dieser Arbeit entgegen gebracht hat. Es war bestimmt nicht immer leicht mit mir.

München, im Juni 2002

Karl-Heinz Wiegrink

# INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG.....	1
2	CALCIUMSULFAT-FLIEßESTRICHE (CSF) .....	2
2.1	Calciumsulfat-Bindemittel .....	2
2.1.1	Gipskreislauf .....	2
2.1.2	Naturanhydrit .....	2
2.1.3	Technische Calciumsulfate .....	3
2.1.3.1	REA-Gips.....	3
2.1.3.2	Synthetischer Anhydrit .....	4
2.2	Calciumsulfat-Estriche.....	4
2.2.1	Allgemeines .....	4
2.2.2	Einfluss der Zusammensetzung von CSF .....	5
2.2.2.1	Mechanischen Eigenschaften.....	5
2.2.2.2	Feuchtetechnische Eigenschaften.....	5
2.2.3	Belegreife von Calciumsulfat-Fließestrichen.....	6
3	GRUNDLAGEN DER FEUCHTESPEICHERUNG UND DES FEUCHTETRANSPORTS .....	8
3.1	Feuchtespeicherung.....	8
3.1.1	Sorptionsfeuchtebereich.....	8
3.1.2	Kapillarwasserbereich.....	11
3.1.3	Übersättigungsbereich.....	14
3.2	Feuchtetransport.....	15
3.2.1	Überblick.....	15
3.2.2	Wasserdampfdiffusion .....	16
3.2.3	Oberflächendiffusion .....	18
3.2.4	Kapillarleitung/Flüssigtransport.....	21
3.2.5	Feuchtetransport im übersättigten Bereich .....	28
3.2.6	Bestimmung der Feuchtetransportkoeffizienten .....	28
3.3	Übergangsbedingungen.....	35
3.4	Trocknungsverhalten.....	37

4	BESTIMMUNG DER HYGRISCHEN KENNWERTE .....	39
4.1	Bestimmung der Feuchtespeicherfunktion.....	39
4.1.1	Sorptionsfeuchtebereich.....	39
4.1.2	Kapillarwasserbereich.....	40
4.1.3	Bestimmung der Porenstruktur .....	40
4.1.3.1	Porosität .....	40
4.1.3.2	Porengrößenverteilung.....	41
4.1.4	Speicherfunktion .....	43
4.2	Bestimmung der Wasserdampfdiffusionskoeffizienten.....	45
4.3	Bestimmung der kapillaren Feuchtebewegung.....	46
4.3.1	Bestimmung der kapillaren Wasseraufnahme.....	46
4.3.2	Berechnung der kapillaren Transportkoeffizienten.....	47
5	UNTERSUCHUNGEN DES AUSTROCKNUNGSVERHALTENS.....	50
5.1	Zusammensetzung des untersuchten CSF .....	50
5.2	Trocknungsversuche .....	50
5.3	Messungen der relativen Feuchte in der Grenzschicht und in der Porenluft .....	54
6	FEUCHTEGRADIEN TEN .....	57
6.1	Zeit- und tiefenabhängige Bestimmung der Feuchteverteilung mit der Multi-Ring-Elektrode .....	58
6.1.1	Multi-Ring-Elektrode.....	58
6.1.2	Einfluss der Hydratation auf den Widerstand.....	59
6.1.3	Einfluss der Restfeuchte auf den Widerstand .....	60
6.1.4	Widerstandsentwicklung während der Austrocknung .....	61
6.2	Einfluss der Ventilation .....	62
7	BERECHNUNGEN DES AUSTROCKNUNGSVERHALTEN .....	64
7.1	Hygrische Berechnungen .....	64
7.2	Ergebnisse der hygrischen Berechnungen .....	64
7.2.1	Austrocknungsversuche .....	64
7.2.2	Feuchtegradienten .....	65
7.2.3	Vergleich mit MRE-Messungen .....	67
7.2.4	Vergleich mit Ventilationsversuch.....	68
7.3	Parameterstudien zum Austrocknen von CSF .....	69

7.3.1	Einfluss der relativen Luftfeuchte.....	69
7.3.2	Einfluss Ventilation.....	70
7.3.3	Einfluss Estrichdicke.....	71
7.3.4	Zusammenfassung und Nomogramm .....	71
7.3.5	Einfluss unterschiedlicher Materialparameter.....	75
7.3.5.1	Einfluss der Dampfdiffusionswiderstandszahl.....	75
7.3.5.2	Einfluss der kapillaren Transportkoeffizienten.....	76
7.3.5.3	Einfluss inhomogener Materialeigenschaften .....	77
8	ENTWICKLUNG VON VERFORMUNGEN UND SPANNUNGEN .....	80
8.1	Eigenverformungen.....	80
8.1.1	Temperaturverformungen .....	80
8.1.2	Chemisches Schwinden und Quellen.....	80
8.1.3	Trocknungsschwinden .....	81
8.2	Spannungsentwicklung .....	84
8.2.1	Verformungsbehinderung .....	84
8.2.2	Mechanische Eigenschaften.....	90
8.2.2.1	Allgemeines .....	90
8.2.2.2	Kriechen und Relaxation.....	91
8.2.2.3	E-Modul und Spannungsdehnungslinie .....	92
8.2.2.4	Zugfestigkeit und Zugbruchdehnung .....	93
9	UNTERSUCHUNGEN DER MECHANISCHEN UND PHYSIKALISCHEN KENNWERTE.....	96
9.1	Mechanische Kennwerte .....	96
9.2	Thermische Kennwerte .....	97
9.3	Experimentelle Untersuchungen der Verformung .....	97
9.3.1	Längsschwinden von Flachprismen .....	97
9.3.2	Längsschwinden in der Schwindrinne .....	101
9.3.3	Vertikales Verformungsverhalten von Estrichplatten.....	102
10	NUMERISCHE BERECHNUNGEN VON SPANNUNGEN UND VERFORMUNGEN .....	105
10.1	Geometrie und Randbedingungen.....	105
10.2	Ergebnisse der Spannungs- und Verformungsberechnung .....	106
10.2.1	Längsschwinden in der Schwindrinne .....	106

10.2.2	Vertikalen Verformungen von Estrichkleinflächen .....	108
10.3	Parameterstudien .....	109
10.3.1	Einfluss der Ventilation .....	109
10.3.2	Einfluss Estrichdicke .....	110
10.3.3	Einfluss der relativen Feuchte .....	114
10.3.4	Einfluss von einspringende Ecken auf die Spannungen .....	115
11	ZUSAMMENFASSUNG UND PRAKTISCHE ANWENDUNG .....	122
12	LITERATUR .....	124
	TABELLENANHANG .....	A 1
	BILDANHANG .....	B 1

# 1 EINLEITUNG

Estriche auf der Basis von Calciumsulfat (Gips) sind seit Jahrzehnten ein bewährter Baustoff. Durch die Entwicklung der modernen Fließmittel gelang es, Estriche auf der Basis von Calciumsulfat in fließfähiger Konsistenz als sog. Fließestriche herzustellen. Sie werden im Folgenden Calciumsulfat-Fließestriche, kurz CSF genannt. Nach anfänglicher Skepsis sind sie seit Jahren bewährt und gewinnen einen immer größeren Marktanteil.

Estriche aller Art müssen vor der Belegung mit Bodenbelägen aus PVC oder Linoleum oder mit Parkett ausreichend getrocknet sein, um Schäden an der Kleberschicht oder am Belag selbst zu vermeiden.

Eine der Hauptursachen für Schäden an CSF ist eine zu hohe Restfeuchte zum Zeitpunkt der Belegung. Während die mechanischen Eigenschaften sich im Wesentlichen innerhalb von wenigen Tagen nahezu vollständig entwickeln, kann die ausreichende Austrocknung in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen mehrere Monate betragen. Selbst wenn die unzureichende Austrocknung vor der Belegung durch Messung der Restfeuchte festgestellt wird, entsteht durch die ungeplante Verzögerung im Bauablauf ein wirtschaftlicher Schaden.

Estriche trocknen im Allgemeinen nur über die Oberfläche aus. Durch die ungleichmäßige Austrocknung entstehen über die Dicke ungleichmäßige Schwindverkürzungen, die zu zeitabhängigen vertikalen Verformungen der Estriche, dem sog. Aufschüsseln führen. Hierdurch kann es zu Schäden an den Anschlusskonstruktionen kommen. Unter ungünstigen Bedingungen entstehen im Estrich so hohe Spannungen, dass es zu Rissen kommt.

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ist die Erstellung eines Modells, mit dem der Trocknungsprozess unter praktischen Bedingungen realistisch beschrieben werden kann. Die dabei entstehenden Verformungen und Spannungen sollen rechnerisch ermittelt werden.

In experimentellen Versuchen werden zunächst die maßgebenden werkstoffspezifischen und umweltbedingten Einflussgrößen ermittelt. Das Trocknungsverhalten von CSF wird mit Hilfe eines vorhandenen Rechenverfahrens nach Künzel /64/ modelliert. Die maßgebenden Einflüsse aus Porosität, Porengrößenverteilung, Feuchtigkeitsgehalt und Umgebungsbedingungen werden diskutiert und zum Ende in einem einfachen Trocknungsnomogramm für CSF dargestellt. Den Planern und Ausführenden sollen damit Hinweise für ein optimales Austrocknen von CSF gegeben werden.

Im zweiten Teil der Arbeit werden die Spannungen und Verformungen rechnerisch aus den ermittelten Feuchteverteilungen bestimmt. Maßgebende Einflussgrößen auf die Spannungen und Verformungen werden diskutiert und in einer Parameterstudie rechnerisch abgeschätzt.



## 2 CALCIUMSULFAT-FLIEßESTRICHE (CSF)

### 2.1 Calciumsulfat-Bindemittel

#### 2.1.1 Gipskreislauf

Die verschiedenen Herstellungs- und Verarbeitungsstufen von Calciumsulfat bilden einen Calciumsulfat-Wasser-Kreislauf, s. Bild 1. Dabei wird der jeweilige Wasseranteil durch die Endung Anhydrit (wasserfrei), Halbhydrat oder Dihydrat (Gips) gekennzeichnet. Dem Calciumsulfat-Dihydrat wird dabei durch eine thermische Behandlung das chemisch gebundene Wasser ganz oder teilweise entzogen. So entstehen Calciumsulfat-Halbhydrat ( $\text{CaSO}_4 \cdot 0,5 \text{H}_2\text{O}$ ) oder Calciumsulfat-Anhydrit ( $\text{CaSO}_4$ ). In der wasserfreien Modifikation können sie als synthetische Anhydrite hergestellt werden oder als Naturanhydrite vorliegen.

Beim Anmachen mit Wasser reagieren alle diese Produkte wieder zu Calciumsulfat-Dihydrat ( $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$ ) und bilden dabei Kristalle, die innig ineinander verwachsen und dadurch die festigkeitsbildende Struktur ergeben.

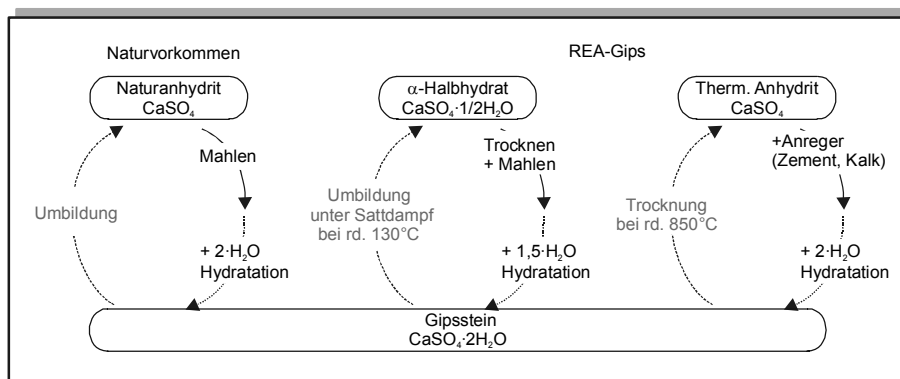


Bild 1: Calciumsulfat-Wasser-Kreislauf

In Deutschland werden zur Herstellung von Calciumsulfat Rohstoffe natürlicher und technischer Herkunft benutzt, die im Folgenden kurz erläutert werden.

#### 2.1.2 Naturanhydrit

Die bedeutendsten Vorkommen entstanden im Perm vor rd. 240 Mio. Jahren. Dabei fiel der Gips bei der Eindunstung von Meerwasser infolge einer Übersättigung der Lösung aus. Bei zunehmender Aufkonzentration der Lösung konnte sich der Gips zu Anhydrit umbilden [28/].

Zur Verwendung als Calciumsulfat-Binder wird der Naturanhydrit aus reinen Lagerstätten im Wesentlichen nur noch zerkleinert und auf die gewünschte Kornverteilung aufgemahlen und mit Anregern für die chemische Reaktion versehen.

## 2.1.3 Technische Calciumsulfate

### 2.1.3.1 REA-Gips

Bei der Rauchgasentschwefelung in Braun- und Steinkohlekraftwerken fallen in Deutschland jährlich große Mengen Rauchgasentschwefelungs-Gipse an. Bei der Verbrennung der Kohle entstehen aus dem vorhandenen Schwefel Stickoxide ( $\text{SO}_x$ ), die im Rauchgas aus dem Kessel entweichen. Das Rauchgas wird in der Regel durch eine feine Kalkschlämme geblasen. Hierdurch kommt es zur Bildung von kristallinem, fein verteilten Calciumsulfat-Dihydrat ( $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$ ), der dem Naturgips vergleichbar ist. Es ist ein bereits abreagiertes Produkt und muss daher zunächst thermisch behandelt werden, um wieder reaktiv zu werden.

#### 2.1.3.1.1 Alpha-Halbhydrat

Durch eine gezielte Steuerung der Brenntemperatur können zwei unterschiedliche Modifikationen, entweder  $\beta$ - (Baugips) oder  $\alpha$ -Halbhydrat erzeugt werden /5/. Übereinstimmend wird angenommen, dass  $\alpha$ - und  $\beta$ -Halbhydrat die gleiche Kristallstruktur besitzen und sich nur in der Morphologie unterscheiden /79/. Kennzeichnend für das gröber kristalline  $\alpha$ -Halbhydrat ist die gegenüber dem  $\beta$ -Halbhydrat beschleunigte Festigkeitsentwicklung und der geringere Wasseranspruch, weshalb es für CSF verwendet wird /68/. Bei der Herstellung von  $\alpha$ -Halbhydrat werden die ursprünglich vorhandenen REA-Gips-Kristalle im Autoklaven bei rd.  $130^\circ\text{C}$  unter Sättigungsdampfbedingungen zu  $\alpha$ -Halbhydratkristallen umgebildet. Durch anschließendes Trocknen und Feinmahlen entsteht ein sehr reaktiver Binder, der ohne Anreger in kurzer Zeit mit Wasser reagiert. Die Verarbeitungszeit muss durch Verzögerer eingestellt werden.

#### 2.1.3.1.2 Thermischer Anhydrit

Bei der Herstellung von thermischem Anhydrit wird den ursprünglich vorhandenen REA-Gips-Kristallen das Kristallwasser vollständig entzogen. Je nach Entwässerungstemperatur entstehen verschiedene Phasen mit unterschiedlicher Kristallstruktur. Bei relativ niedrigen Temperaturen entsteht  $\gamma$ -Anhydrit, der sich schon unter normalen Umgebungsbedingungen in Halbhydrat umwandelt /79/. Die Hochtemperaturmodifikation  $\alpha$ -Anhydrit ist nur bei Temperaturen über  $1180^\circ\text{C}$  stabil /28/. Für die Verwendung in CSF wird  $\beta$ -Anhydrit verwendet, der bei rd.  $850^\circ\text{C}$  entwässert wird. Infolge der hohen Trocknungstemperaturen kommt es zu einer Versinterung der Kornoberflächen. Hierdurch verringert sich der Wasseranspruch. Die Körner sind aufgrund der Versinterung jedoch kaum noch reaktiv mit Wasser. Daher muss ein Anreger (Zement, Kalk) zugegeben werden.

### 2.1.3.2 Synthetischer Anhydrit

Synthetischer Anhydrit entsteht als Nebenprodukt bei der Herstellung von Flusssäure. Bei rd. 400°C werden Schwefelsäure und Flussspat im Drehrohrofen zu Flusssäure und Anhydrit umgebildet, s. Gleichung (1).



*CaF<sub>2</sub> : Flussspat*

*H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> : Schwefelsäure*

*HF : Flusssäure*

*CaSO<sub>4</sub> : Anhydrit*

Synthetischer Anhydrit weist kugelförmige Kristalle auf. Reste von Flussspat geben dem synthetischen Anhydrit seine typisch gelbliche Farbe. Synthetischer Anhydrit weist nach der Herstellung Säurereste auf. Um die Säurereste sicher abzureagieren, wird Kalk im Überschuss zugegeben.

## 2.2 Calciumsulfat-Estriche

### 2.2.1 Allgemeines

Estrich ist nach DIN 18560 ein auf einem tragenden Untergrund hergestelltes Bauteil, das unmittelbar nutzfähig ist oder mit einem Belag versehen werden kann. Calciumsulfat-Estriche wurden in den alten Bundesländern zunächst nur auf der Basis von Naturanhydrit hergestellt. Daher ergibt sich auch die heute in der Normung noch gebräuchliche Bezeichnung Anhydritestrich.

Calciumsulfat-Estriche werden in der Regel als Estriche auf Trennschicht oder Dämmschicht, sog. schwimmende Estriche eingesetzt. Die Verwendung als Heizestrich ist ebenfalls gut möglich.

Der Einbau von Calciumsulfat-Estrichen kann als Mörtel in erdfeuchter Konsistenz erfolgen, wobei der Mörtel wie herkömmliche, zementgebundene Estriche verdichtet und oberflächlich abgerieben werden muss. Durch die Entwicklung der modernen Fließmittel gelang es, Estriche auf der Basis von Calciumsulfat in fließfähiger Konsistenz als sog. Fließestriche herzustellen. Sie werden im Folgenden Calciumsulfat-Fließestriche, kurz CSF genannt. Nach anfänglicher Skepsis sind sie seit Jahren bewährt und gewinnen einen immer größeren Marktanteil. Dabei wird der Estrich in fließfähiger Konsistenz in die vorher dicht ausgekleidete Fläche gepumpt. Der Estrich wird lediglich grob verteilt, durch „schwabbeln“ entlüftet und nivelliert sich praktisch selbst. Ohne weiteres Verdichten und Glätten stellt sich eine ebene Oberfläche ein.

Erdfeucht hergestellte Calciumsulfat-Estriche werden im Mischungsverhältnis von Gips/Sand von rd. 1:3 mit einem Wasser/Gips-Verhältnis von rd. 0,35-0,40 hergestellt. CSF werden als Werk-Nassmörtel, Mehrkammer-Silomörtel oder Werk-Trockenmörtel geliefert.

Neben den Bindemitteln enthalten die verschiedenen CSF silikatische (Quarz), karbonatische (Kalkstein) oder sulfatische (Naturanhydrit) Zuschlagstoffe. Zusatzmittel wie Verzögerer oder Anreger gewährleisten die Verarbeitungszeit. Die Verarbeitbarkeit wird vom Hersteller durch Fließmittelzugaben eingestellt. Das Wasser/Feststoffverhältnis liegt in der Praxis zwischen rd. 0,15 und 0,23.

### **2.2.2 Einfluss der Zusammensetzung von CSF**

#### **2.2.2.1 Mechanischen Eigenschaften**

Die Feststoffeigenschaften, die für die Spannungsentwicklung und das Verformungsverhalten entscheidend sind, werden nur unwesentlich von der Art des Rohbinders beeinflusst. Nach Sattler /93/ haben Gipszeugnisse aus  $\alpha$ - oder  $\beta$ -Halbhydraten bei gleicher Porosität praktisch die gleichen mechanischen Eigenschaften. Die Porosität hängt dabei wesentlich vom Wasser/Gips-Verhältnis ab /93, 7/.

Für vier verschiedene CSF mit Naturanhydrit-,  $\alpha$ -Halbhydrat und thermischen Anhydrit als Bindemittel stellte Müller /76/ nach 28 d ähnliche Druck- und Biegezugfestigkeiten von rd. 25 N/mm<sup>2</sup> bzw. 6 N/mm<sup>2</sup> fest. Die untersuchten Estriche unterschieden sich kaum in ihrer Festigkeitsentwicklung und wiesen nach 7 d rd. 90 % der 28 d- Werte auf. Eine Verringerung des Wasser/Gips-Wertes führte bei einer weiteren Mischung zu deutlich höheren Druck- und Biegezugfestigkeiten von rd. 45 N/mm<sup>2</sup> bzw. 10 N/mm<sup>2</sup>.

#### **2.2.2.2 Feuchtetechnische Eigenschaften**

Untersuchungen von Müller /76/ zeigen für verschiedenste CSF ähnliche Sorptionsisothermen mit geringen Ausgleichsfeuchten. Mit der Quecksilberdruckporosimetrie bestimmte Porenradienverteilungen bezogen auf die Gesamtporosität wiesen nur geringe Schwankungen auf.

Bei der Prüfung nach DIN 4208 wurden im Klima 20°C / 65 % r.F. geringe Schwindwerte zwischen 0,04 und 0,09 mm/m gemessen. Bei Lagerung in Schwindrinnen, bei denen die Längsverformung nicht behindert wurde, stellten sich nach einer 7-tägigen Vorlagerung im Klima 20°C / 65 % r.F. bei einer anschließenden Lagerung in rd. 22 % r.F. Schwindmaße von rd. 0,25 mm/m ein /76/.

Zum Trocknungsverhalten von CSF liegen zurzeit noch keine systematischen Untersuchungen in der Literatur vor. In den Fachmitteilungen der Verbände werden lediglich allgemeine Angaben zur Trocknungszeit gegeben. Z.B. soll die Trocknungszeit eines 35 mm dicken CSF je nach den herrschenden Klimaverhältnissen etwa 2 bis 5 Wochen betragen, bis er für das Belegen (nicht dampfdichter Beläge) ausreichend trocken ist /28/.

Untersuchungen von Schmidt /96/ zum Austrocknungsverhalten von CSF der Festigkeitsklasse AE 20 zeigten für fünf verschiedene CSF vergleichbare Ausgleichsfeuchten. Im trockenen Laborklima zeigten die untersuchten CSF Trocknungsverläufe, die sich zu Beginn durch eine steile, nahezu lineare Abnahme der Restfeuchte mit der Zeit charakterisieren. Die Ausgleichsfeuchten und Trocknungsverläufe waren nahezu unabhängig von der Art des Bindemittels (thermischer Anhydrit,  $\alpha$ -Halbhydrat und Naturanhydrit).

Schnell /99/ untersuchte den Austrocknungsverlauf von herkömmlichen Anhydritestrich und CSF. Im Klima 10°C / 75 % r.F. und 20°C / 50 % r.F. wiesen alle untersuchten Estriche Ausgleichsfeuchten von rd. 0,6 M.-% bzw. 0,2 M.-% auf. Der untersuchte CSF wies in den ersten 20 d nach Herstellung bei Lagerung im Klima 10°C / 75 % r.F. ebenfalls eine lineare Abnahme des mittleren Feuchtegehaltes mit der Zeit auf.

Altmann /4/ untersuchte den Einfluss der Sedimentation infolge eines zu hohen Wasser/Gips-Wertes auf das Austrocknungsverhalten. Der CSF, der nach Herstellerangabe hergestellt wurde, wies zu Beginn ebenfalls eine nahezu lineare Abnahme des mittleren Feuchtegehaltes mit der Zeit auf (konstante Trocknungsgeschwindigkeit). Die CSF, die infolge eines zu hohen Wasser/Gips-Wertes entmischten, trockneten deutlich langsamer aus und wiesen bereits zu Beginn keine konstante Trocknungsgeschwindigkeit auf.

Nähere Erläuterungen zum Austrocknungsverhalten werden in den drei Untersuchungen nicht gegeben.

Nach Altmann /4/ und Weimann /112/ müssen die Oberflächen von Anhydrit-Fließestrichen angeschliffen werden, um das Austrocknungsverhalten zu fördern, ohne dass dies durch Versuche belegt wird. Das Anschleifen sei insbesondere für synthetische Anhydrit-Fließestriche, die deutliche Sinterschichten aufweisen, erforderlich, wohingegen  $\alpha$ -Halbhydrat-Fließestriche nach Weimann /112/ keine Sinterschichten aufweisen.

### **2.2.3 Belegreife von Calciumsulfat-Fließestrichen**

In Abhängigkeit der gegebenen Umgebungsbedingungen (konstante Temperatur, relative Feuchte) stellt sich in porösen Baustoffen nach ausreichend langer Zeit ein konstanter

Feuchtegehalt, die so genannte Ausgleichsfeuchte ein. Diese kann für die verschiedenen Baustoffe bei gleichen Umgebungsbedingungen sehr unterschiedlich sein.

Während die Dauerhaftigkeit von zementös gebundenen Baustoffen durch die vorhandene Restfeuchte nicht beeinträchtigt wird, kann die Festigkeit von CSF bei dauernd feuchter Lagerung vermindert werden.

Unabhängig von der Anforderung an die Dauerhaftigkeit müssen Estriche nach DIN 18365 (Bodenbelagsarbeiten) hinsichtlich ihres Feuchtegehaltes geprüft werden. Bei zu hohen Restfeuchten, die die Dauerhaftigkeit des Estrichs gegebenenfalls nicht beeinträchtigen, kann es zu Schäden an Kleber und Bodenbelag kommen. Erst wenn der mittlere Feuchtegehalt des Estrichs einen Grenzwert unterschreitet, der sicherstellt, dass es zu keinen Schäden an Kleber und Bodenbelag kommt, gilt der Estrich als belegreif. Die Grenzwerte der Restfeuchte sind abhängig von Estrichmaterial und Bodenbelag. Üblicherweise werden die folgenden Grenzwerte für die Belegreife angenommen, Tabelle 1. In dieser Arbeit wird für die Belegreife grundsätzlich die „schärfere“ Anforderung für dampfdichte Beläge benutzt, die im Mittel über die Estrichhöhe max. 0,5 M.-% betragen soll.

Tabelle 1: Maximal zulässige Restfeuchte für die Belegreife /134, 135, 136, 137/ bestimmt mit dem CM-Gerät /138/

Estrichart	Belagart	
	dampfdurchlässig	dampfdicht
Calciumsulfat	≤ 1,0 M.-%	≤ 0,5 M.-%
Zement	≤ 3,0 M.-%	≤ 2,0 M.-%
Magnesia	≤ 3-12 M.-%	≤ 3-12 M.-%

### 3 GRUNDLAGEN DER FEUCHTESPEICHERUNG UND DES FEUCHTETRANSPORTS

#### 3.1 Feuchtespeicherung

##### 3.1.1 Sorptionsfeuchtebereich

Poröse Baustoffe streben ein Gleichgewicht mit den thermischen und hygri-schen Verhältnissen der Umgebungsluft an. Bei Lagerung in feuchter Luft nimmt auch ein vorher getrockneter Probekörper wieder Feuchte auf. Der Zusammenhang zwischen der Menge des aufgenommenen Wassers und der relativen Luftfeuchte der Umgebungsluft wird in der so genannten Sorptionsisotherme dargestellt. Sie drückt bei konstanten Bedingungen den Feuchtegehalt des Baustoffs aus, der sich im Gleichgewichtszustand mit der jeweils vorhandenen (konstanten) relativen Luftfeuchte einstellt.

Bild 3 zeigt schematisch eine Sorptionsisotherme, die typischerweise einen S-förmigen Verlauf aufweist. Bei der Adsorptionsisotherme wird der Baustoff zunächst vollständig getrocknet. Bei einer anschließenden Lagerung in geringer relativer Luftfeuchte lagern sich aufgrund der Van der Waals' schen Kräfte Wasserdampfmoleküle an den Porenoberflächen an. Der Zusammenhang ist in Bild 2 schematisch dargestellt. Bei einer bestimmten Temperatur stellt sich ein Gleichgewicht zwischen der Wasserdampfkonzentration (relativen Luftfeuchte) der Luft und der Menge der an den inneren Oberflächen adsorbierten Feuchte ein. Im Bereich geringer relativer Luftfeuchten werden zunächst alle freien Oberflächen mit einer monomolekularen Wasserschicht belegt. Die adsorbierte Feuchtemenge hängt daher von der Struktur und der Größe der inneren Porenoberfläche ab. Je geringer die innere Oberfläche ist, umso geringer ist auch die Ausgleichsfeuchte in diesem Bereich (Bild 3).

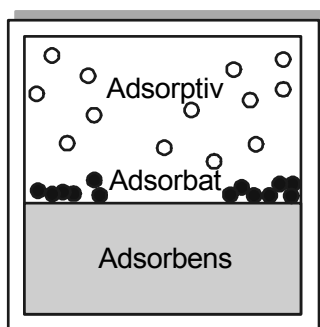


Bild 2: Schematische Darstellung der Adsorption /133/

Bei einer relativen Luftfeuchte von rd. 20 % sind alle inneren Oberflächen mit einer monomolekularen Wasserschicht belegt. Mit zunehmender Luftfeuchte lagern sich weitere Molekülschichten an und führen zu einem nahezu linearen Anstieg der Sorptionsisotherme. Bei rd. 50 % relativer Luftfeuchte ist der geschlossene „Wasserfilm“ auf den Oberflächen so dick, dass keine weiteren Molekülschichten durch die Van-der-Waals-schen-Kräfte an den Oberflächen gebunden werden können.

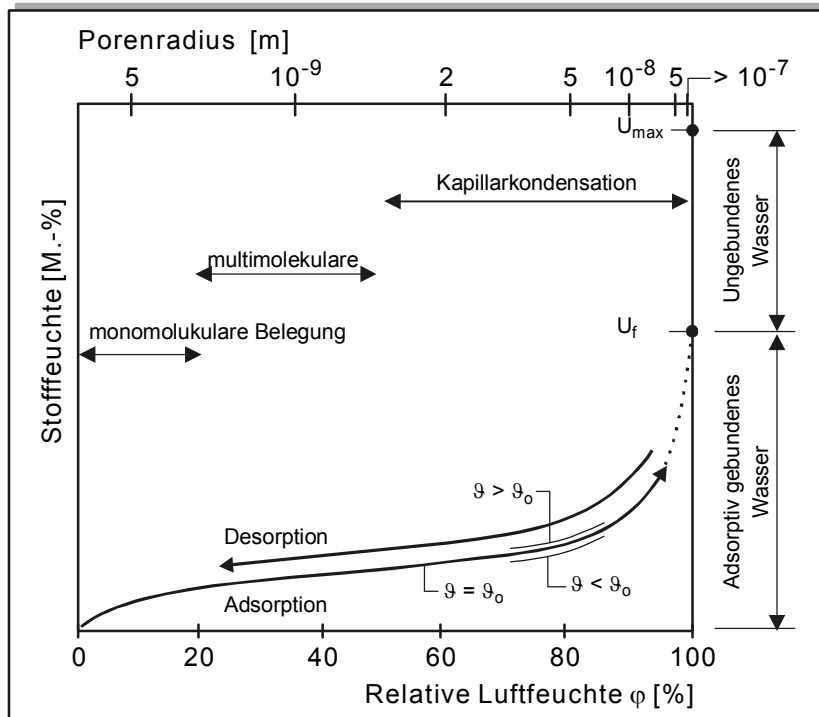


Bild 3: Schematische Darstellung einer Sorptionsisotherme /45/

Ab rd. 50 % r.F. können sich sehr feine Poren mit Radien ab rd.  $2 \cdot 10^{-9}$  m durch Kapillarkondensation mit Flüssigkeit füllen. Die Kondensation beruht auf der Tatsache, dass über kleinen Flüssigkeitstropfen und analog über den stark gekrümmten Menisken der Dampfdruck erniedrigt ist. Der Zusammenhang zwischen dem Dampfdruck der Umgebungsluft und dem gerade noch gefüllten Porenradius kann unter der Annahme von zylindrischen Poren mit der so genannten Kelvin-Thomson-Formel nach Gleichung (2) errechnet werden.

$$\varphi = \exp\left[\frac{-2\sigma \cdot \cos\Theta}{r \cdot \rho_w \cdot R_D \cdot T}\right] \quad (2)$$

$\varphi$ : relative Luftfeuchte [-]

$\sigma$ : Oberflächenspannung des Wassers [N/m]

$\Theta$ : Randwinkel [grad]

$\rho_w$ : Dichte des Wassers [kg/m<sup>3</sup>]

$R_D$ : Gaskonstante für Wasserdampf [N·m/kg·K]

$T$ : absolute Temperatur [K]

Diese Beziehung ist in Bild 4 dargestellt. Für Porenradien  $< 10^{-9}$  m ist die Funktion eher von theoretischer Natur, da bei einer Größe der einzelnen Wassermoleküle von  $0,3 \cdot 10^{-9}$  m nicht mehr von einem Wasserfilm gesprochen werden kann, bei dem sich eine Oberflächenspannung ausbilden kann /27/.



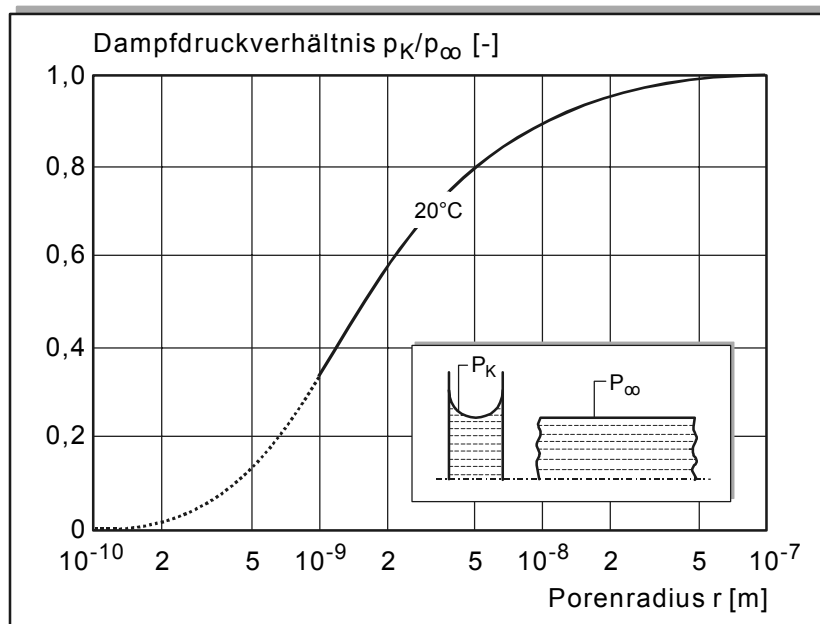


Bild 4: Verhältnis der Dampfdrücke über einer gekrümmten (Meniskus) und einer ebenen Wasseroberfläche. Für einen angenommenen Benetzungswinkel  $\Theta = 0$  ist der Krümmungsradius nach dem Zylinderkapillarmodell gleich dem Porenradius

Die Steigung der Sorptionsisotherme (Bild 3) im Bereich oberhalb von 50 % r.F. hängt damit von der Porenradienverteilung des Baustoffs ab. Im oberen Bereich von Bild 3 sind die Porenradien dargestellt, die in Abhängigkeit von der Kapillarkondensation bei der jeweiligen Luftfeuchte gefüllt sind.

Zwischen Desorption und Adsorption findet man häufig eine Hysterese. Ursächlich hierfür sind z.B. so genannte Flaschenhalseffekte in der Porenraumgeometrie und eine unzureichende Vernetzung des Porenraums. Einige Autoren deuten die Hysterese durch die Porengeometrie. Danach führt die Kapillarkondensation zur Verschiebung zwischen Adsorption und Desorptionskurve [21, 3, 73]. Bei den meisten Baustoffen ist die Hysterese aber so gering ausgeprägt, dass für die Speicherfunktion eine Unterscheidung nicht notwendig ist. Bei ausgeprägten Hysteresen können durch die Mittelung ausreichend genaue Berechnungen durchgeführt werden [86]. Klopfer [66] bezweifelt sogar, dass es sich um eine „echte“ Hysterese handelt und erklärt den Effekt mit einer zu kurzen Messzeit für das Erreichen der „wirklichen“ Ausgleichsfeuchte.

Der Einfluss der Temperatur auf die Sorptionsisotherme ist im Allgemeinen gering [59]. Mit sinkender Temperatur nimmt der Sorptionsfeuchtegehalt zu, da bei tieferen Temperaturen und gleichen Partialdruckverhältnissen die Kapillarkondensation bereits in größeren Porenräumen einsetzt.

Die Sorptionsisothermen einiger mineralischer Baustoffe sind in Bild 5 dargestellt und zeigen deutliche Unterschiede in der Sorptionsfeuchte, die bei realen Baustoffen aufgrund der verschiedenen Porenstrukturen möglich sind.

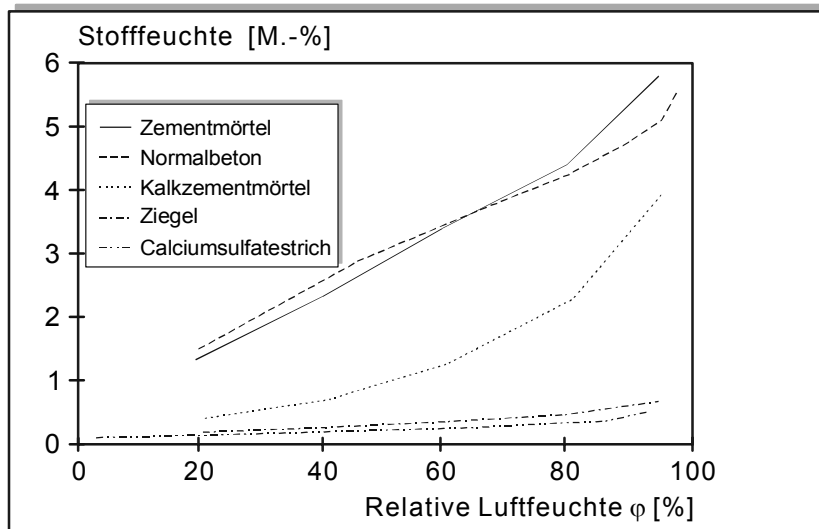


Bild 5: Sorptionsisothermen einiger mineralischer Baustoffe /2, 35/

### 3.1.2 Kapillarwasserbereich

Die experimentelle Ermittlung der Sorptionsisotherme ist nur bis zu einer oberen Grenze von rd. 93 % r.F. möglich. Anschließend ist aus versuchstechnischen Gründen keine eindeutige Zuordnung zwischen relativer Luftfeuchte und Stofffeuchte mehr möglich. Die Sorptionsisotherme steigt in diesem Bereich so steil an, dass unvermeidbare Schwankungen in der relativen Luftfeuchte das Messergebnis zu stark beeinflussen. Zudem nimmt die Zeit bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte überproportional zu.

Für den Übergangsbereich zwischen 93 % r.F. und 100 % r.F. lässt sich aber nach Gleichung (2) eine Beziehung zwischen der relativen Luftfeuchte und dem gerade noch gefüllten Kapillarporenradius herleiten.

Für Porenradien über  $10^{-7}$  m, entsprechend einer relativen Luftfeuchte von 99 % r.F. bei Kapillarkondensation, ist aber auch dieser Zusammenhang aufgrund des exponentiellen Verlaufs schwierig zu bestimmen. Aus diesem Grund hat Kießl /45/ ein verallgemeinertes Feuchtpotential eingeführt, das sich im Bereich bis 90 % r.F. aus der relativen Luftfeuchte und darüber aus der Porenradienverteilung ergibt, s. Gleichung (3).

$$\Phi = \varphi \tag{3}$$

$$\Phi = 1,7 + 0,1 \cdot \log(r)$$

$r$ : Kapillarradius,  $10^{-8} < r < 10^{-4}$  [m]

$\varphi$ : relative Luftfeuchte, 0-0,9 [-]

$\Phi$ : verallgemeinertes Feuchtpotential nach Kießl [-]

Hierdurch wird der Bereich zwischen 90 % r.F. und 100 % r.F. mathematisch „gestreckt“. Der maximale Wert für  $\Phi$  beträgt 1,3, welcher einem Porenradius von 0,1 mm entspricht. Hier beträgt die Steighöhe beim kapillaren Saugen nur noch 15 cm, so dass für gröbere Poren Staudruck und Gravitation in Betracht zu ziehen wären /45/.

In einem weiterentwickelten Rechenverfahren von Künzel /64/ wird die relative Luftfeuchte auch im Bereich zwischen 90 % und 100 % r.F. direkt als treibendes Potential angesetzt. Numerische Rundungsfehler konnten durch ein verbessertes Lösungsverfahren minimiert werden /11/.

Im Kapillarwasserbereich kann neben der Kelvin-Thomson-Formel, Gleichung (2) auch die Beziehung zwischen dem Kapillarsog in einer Kapillare und ihrem Porenradius benutzt werden, Gleichung (4).

$$p_s = \Delta p = \frac{2 \cdot \sigma_w \cdot \cos \Theta}{r} \quad (4)$$

$p_s$ : Saugspannung in der Kapillare [N/m<sup>2</sup>]  
 $\Delta p$ : Unterdruck am Meniskus [N/m<sup>2</sup>]  
 $\sigma_w$ : Oberflächenspannung Wasser [N/m]  
 $\Theta$ : Randwinkel [grad]  
 $r$ : Radius der Kapillare [m]

Die Saugspannung führt zu der allgemein bekannten Tatsache, dass Wasser in einer Kapillare auch entgegen der Schwerkraft nach oben gesogen wird. Damit kann jedem Wassergehalt bis zur freien Wassersättigung jeweils ein maximaler, noch mit Wasser gefüllter Porenradius zugeordnet werden. Dabei geht man davon aus, dass in einem porösen Baustoff alle Kapillaren miteinander verbunden sind, so dass die kleineren Kapillaren so lange Wasser aus den Größeren saugen, bis das Gleichgewicht nach Gleichung (4) erreicht ist.

Im Kapillarwasserbereich besteht die Möglichkeit, Versuche durchzuführen, in denen die inneren Saugspannungen über messbare äußere Kräfte ermittelt werden können. Schleudert man eine anfangs mit Wasser gesättigte Probe, so wird unter dem Einfluss der Zentrifugalkraft Wasser ausgeschleudert, so dass der Feuchtegehalt der Probe mit wachsendem Abstand zunimmt. Abhängig von der Winkelgeschwindigkeit und dem Achsabstand wird das Wasser solange aus dem Porenraum herausgeschleudert, bis sich ein Gleichgewicht zwischen Zentrifugalkräften und den kapillaren Zugkräften nach Gleichung (4) an den Menisken einstellt. Nach dem Zentrifugieren bestimmt man die Feuchteverteilung über die Probenlänge und kann somit die vorhandene Feuchte mittels Gleichung (4) einem Kapillarradius zuordnen.

Von Krus /59/ wurde ein Druckplattenapparat, der in der Bodenmechanik angewendet wird /36/, erstmals für mineralische Baustoffe eingesetzt. In einer Überdruckkammer befindet sich

eine wasserdurchlässige, aber luftundurchlässige Keramikplatte. Auf diese Platte wird die zunächst wassergesättigte Probe in kapillarem Kontakt angeordnet. Durch einen konstanten Überdruck wird das Wasser aus den Kapillaren durch die Keramikplatte herausgedrückt, bis sich ein Feuchtegleichgewicht eingestellt hat. Durch die schrittweise Erhöhung des Drucks bis zu 10 MPa kann die Speicherfunktion bis auf unter rd. 95 % r.F. bestimmt werden. Auch hier wird der äußere Druck der inneren Saugspannung nach Gleichung (4) gleichgesetzt.

Der gute Übergang zwischen Sorptionsmessung bis rd. 90 % r.F. und Bestimmung der Speicherfunktion im Kapillarwasserbereich > 95 % r.F. über Porenraumgeometriebetrachtungen ist in Bild 6 dargestellt. Die Feuchte im überhygroskopischen Bereich (> 95 % r.F.) wurde dabei mittels der Saugspannungsmessung bestimmt /48/.

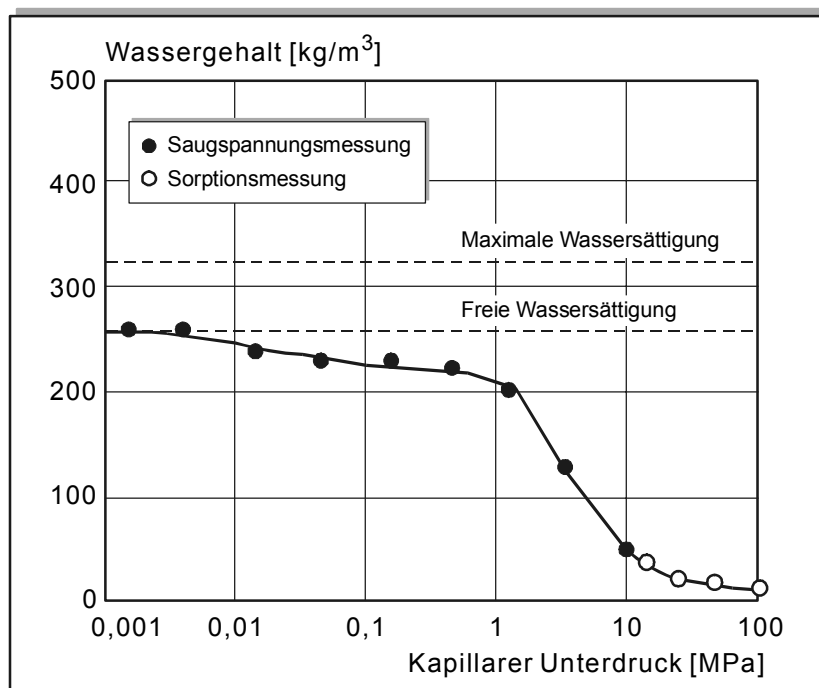


Bild 6: Feuchtespeicherfunktion von Kalksandstein in Abhängigkeit vom aufgebrachtten Druck /48/

Bei den verschiedene Verfahren, bei denen der Kapillardruck bzw. die Saugspannung vorgegeben werden und die sich im Baustoff einstellende Gleichgewichtsfeuchte bestimmt wird, kann durch eine Variation des Drucks nach Gleichung (4) der zugeordnete Kapillarradius und hieraus nach Gleichung (2) die Speicherfunktion in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte bestimmen. Die ermittelten Porengrößenkennwerte beruhen dabei auf bestimmten, dem Messverfahren zugrunde liegenden Modellen (Zylinderförmige Poren, Randwinkel, usw.).

Ein Vergleich zwischen kapillarer Saugspannung nach Gleichung (4), verallgemeinertem Feuchtpotential nach Kießl nach Gleichung (3) und der relativen Luftfeuchtigkeit ist in

Tabelle 2 in Abhängigkeit vom Porenradius dargestellt und zeigt, wie die jeweiligen Potentiale ineinander übergeführt werden können.

Tabelle 2: Zusammenhang zwischen kapillarer Saugspannung, verallgemeinertem Feuchtpotential nach Kießl und der relativen Luftfeuchtigkeit und Porenradius (zylindrisch,  $\Theta = 0$ )

Porenradius	Kapillare Saugspannung, Gl. (4)	Verallgemeinertes Feuchtpotential, Gl. (3)	Relative Luftfeuchte
[m]	[N/mm <sup>2</sup> ; MPa]	[ - ]	[%]
10 <sup>-4</sup>	0,0015	1,3	~100
10 <sup>-5</sup>	0,015	1,2	99,99
10 <sup>-6</sup>	0,15	1,1	99,9
10 <sup>-7</sup>	1,5	1,0	99
10 <sup>-8</sup>	15	0,9	90
5·10 <sup>-9</sup>	29,1	0,81	81
4·10 <sup>-9</sup>	36,4	0,76	76
2,5·10 <sup>-9</sup>	58,2	0,65	65
10 <sup>-9</sup>	145,5	0,34	34

### 3.1.3 Übersättigungsbereich

Bei 100 % r.F. steigt die Sorptionsisotherme zwischen der freien Wassersättigung und der maximalen Wassersättigung senkrecht an (Bild 3). Die freie Wassersättigung  $u_f$  stellt sich dabei in Kontakt mit freiem Wasser ein und ist damit unter natürlichen Befeuchtungsbedingungen der obere Grenzwert. Die freie Wassersättigung ist immer kleiner als die, die sich aus dem Porenvolumen ( $u_{max}$ ) errechnen lässt, da sich bei natürlichen Saugvorgängen immer luftgefüllte Porenräume ausbilden. Die maximale Wassersättigung kann durch Aufbringen eines äußeren Drucks oder Vakuums erreicht werden, oder durch eine sehr lange Unterwasserlagerung, in der sich die beim Saugen eingeschlossene Luft mit der Zeit im Wasser löst. In diesem Bereich existiert aber kein Zusammenhang zwischen dem Feuchtpotential und dem Wassergehalt, da sich durch das Lösen der Luft zwar der Wassergehalt einer Probe, aber nicht die Saugspannung der Pore oder deren relative Feuchte ändert. Krus /63/ zeigte in Versuchen, dass zwischen frei gesättigten Bereichen und übersättigten Bereichen tatsächlich praktisch kein Feuchteaustausch stattfindet.

CSF sind systembedingt nach ihrer Herstellung praktisch vollständig mit Wasser gesättigt und trocknen daher von  $u_{max}$  beginnend aus. Die Differenz zwischen maximaler und freier Wassersättigung kann dabei als potentialunabhängiges „Feuchtespeicherreservoir“ angesehen werden, das sich nach Gleichung (5) ergibt.

$$\Delta u = u_{\max} - LP - u_f \tag{5}$$

$\Delta u$ : Potentialunabhängiges Feuchtespeicherreservoir [ $l/m^3$ ]

$u_{\max}$ : Maximale Wassersättigung, zugängliches Porenvolumen [ $l/m^3$ ]

$u_f$ : Freie Wassersättigung [ $l/m^3$ ]

$LP$ : Luftporen im Frischmörtel [ $l/m^3$ ]

### 3.2 Feuchtetransport

#### 3.2.1 Überblick

Das Wasser kann in Baustoffen flüssig oder dampfförmig oder in den Mikroporen und an den Oberflächen je nach Umgebungsbedingungen mehr oder weniger fest gebunden vorliegen. Daher müssen für den Feuchtetransport die unterschiedlichen Zustände des Wassers berücksichtigt werden.

Die verschiedenen Transportmechanismen sind in Bild 7 schematisch an einer Einzelkapillare mit unterschiedlichem Durchmesser dargestellt. Sie sind nicht eindeutig voneinander zu trennen. Die Übergänge, insbesondere in den Stadien 3-5, sind fließend. Die einzelnen Transportmechanismen sind nur unter bestimmten, in der Regel extremen Randbedingungen annähernd isoliert zu untersuchen.

Im trockenen Baustoff wird die eindiffundierende Feuchte zunächst an den Oberflächen

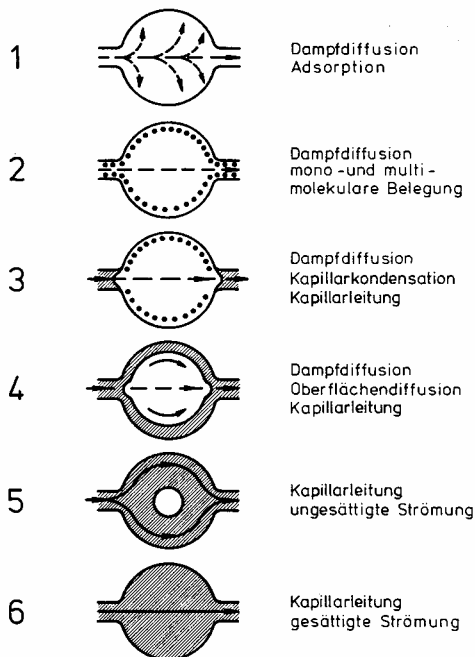


Bild 7: Schematische Darstellung der Sorptionsstadien und dabei auftretende Transporteffekte bei zunehmender Befeuchtung nach [45, 90]

adsorbiert (1). Im Stadium 2 werden alle Oberflächenenergien durch multimolekulare Wasserfilme abgesättigt. Erst wenn das Adsorptionsgleichgewicht erreicht ist, kann sich ein stetiger Diffusionsstrom einstellen. In den größeren Poren handelt es sich dabei um einen echten Wasserdampfdiffusionsstrom.

Bei weiterer Erhöhung der relativen Feuchte füllen sich die kleinsten Poren durch die Kapillarkondensation mit Wasser. Bei steigender Feuchte entstehen auf der Oberfläche leicht bewegliche Sorbatfilme, die den Transport über Oberflächendiffusion beschleunigen können. Schließlich entsteht die Kapillarleitung.

Die Transportmechanismen werden im Folgenden kurz erläutert.

### 3.2.2 Wasserdampfdiffusion

Grenzen Lufträume unterschiedlicher Dampfkonzentration aneinander, so streben die Moleküle einen Konzentrationsausgleich an, sofern sie nicht fest gebunden sind /10/. Ursächlich hierfür sind die Stöße der Moleküle infolge der Braun'schen Molekularbewegung. Der Ausgleichsvorgang ist mit den Fick'schen Diffusionsgesetzen beschreibbar. Im stationären Fall, d.h. mit zeitlich konstantem Konzentrationsgefälle gilt, dass die pro Zeit- und Flächeneinheit transportierte Stoffmenge  $I$  [mol/(m<sup>2</sup>·s), kg/(m<sup>2</sup>·s), m<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>·s) = m/s] dem Konzentrationsgefälle  $\Delta c/\Delta x$  proportional ist. Damit ergibt sich unter Einbeziehung einer Proportionalitätskonstante der so genannte Diffusionskoeffizient  $D$ , siehe Gleichung (6).

$$I = -D \cdot \frac{\Delta c}{\Delta x} \quad (6)$$

$c$ : Konzentration [kg/m<sup>3</sup>]

$x$ : Diffusionsweg [m]

$D$ : Diffusionskoeffizient [m<sup>2</sup>/s]

$I$ : Stoffstromdichte [kg/(m<sup>2</sup>·s)]

Da bei idealen Gasen ein proportionaler Zusammenhang zwischen dem Massenanteil der Feuchte und ihrem Anteil am Gesamtdruck besteht /9/, kann die Wasserdampfdiffusion in Luft durch Gleichung (7) beschrieben werden:

$$I_w = -D_L \cdot \frac{\Delta p}{\Delta x} \quad (7)$$

$I_w$ : Wasserdampfdiffusionsstromdichte [kg/m<sup>2</sup>·s]

$D_L$ : Wasserdampfdiffusionskoeffizient in Luft [kg/msPa]

$p$ : Wasserdampfpartialdruck [Pa]

Die Dampfdiffusion durch einen porösen Stoff hindurch ist deutlich kleiner als durch eine gleich dicke Luftschicht. Ursächlich hierfür ist die geringere Flächeneinheit (für den Transport stehen nur die Poren zur Verfügung) und die durch die Porengeometrie entstehenden Umwege und Querschnittsveränderungen. Nach DIN 52615 wird dieser Wasserdampfdiffusionswiderstandsfaktor  $\mu$  experimentell bestimmt und drückt aus, um wie viel größer der Diffusionswiderstand einer Stoffschicht im Vergleich zu einer gleich dicken Luftschicht ist.

Nach DIN 52615 kann der Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient  $\delta_L$  von Luft in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Luftdruck bestimmt werden, Gleichung (8). Statt des Wasserdampfpartialdrucks kann unter isothermen Verhältnissen auch die Dampfkonzentration ( $r.F.$ ) verwendet werden, s. Gleichung (9).

$$\delta_L = \frac{0,083}{R_D \cdot T} \cdot \frac{p_0}{p_L} \cdot \left( \frac{T}{273} \right)^{1,81} \approx 2,0 \cdot 10^{-7} \cdot T^{0,81} / p_L \quad (8)$$

$\delta_L$ : Diffusionsleitkoeffizient von Wasserdampf in Luft [kg/(m·h·Pa)]

$R_D$ : Gaskonstante des Wasserdampfes (462 [Nm/(kg·K)])

$T$ : Temperatur [K]

$p_0$ : Atmosphärendruck beim Normzustand in 1013,25 hPa

$p_L$ : mittlerer Luftdruck [hPa]

Nur in den größeren Poren ist die Dampfdiffusion mit der im Luftraum vergleichbar. Bei den üblichen Umgebungsbedingungen (rd. 1 bar, rd. 300 K) ist in Mikroporen ( $d < 10^{-8}$  m) die Molekularbewegung im Vergleich zum Durchmesser der Pore so groß, dass der Transport durch die Stöße der Wassermoleküle mit der Porenwand beeinflusst wird /25, 43, 46/. Dieser Transport wird als Effusion bezeichnet. Eine Trennung von Dampfdiffusion und Effusion ist versuchstechnisch nicht möglich. Für beide Transportprozesse ist der Partialdampfdruck das treibende Potential, so dass Dampfdiffusion und Effusion im Allgemeinen zusammen mit einem gemessenen Diffusionskoeffizienten beschrieben werden.

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten üblichen bauphysikalischen Probleme ist es hinreichend genau, den Wasserdampfdiffusionswiderstandsfaktor  $\mu$  zu bestimmen, in dem dann zum Teil Effusion mit enthalten ist.

Bei der Bestimmung des Wasserdampfdiffusionswiderstandes stellt man bei höheren Luftfeuchten häufig eine Abnahme des Diffusionswiderstandes fest. Die Zunahme des Dampftransportes wird auf sorbiertes Wasser zurückgeführt /62, 49, 58, 117/. Zum Teil wird die Zunahme durch die Entstehung von Wasserinseln in geringeren Porenquerschnitten, sog. Leitelementen erklärt, siehe Bild 8, wodurch die Dampftransportstrecke verkürzt wird /80, 75, 47/.

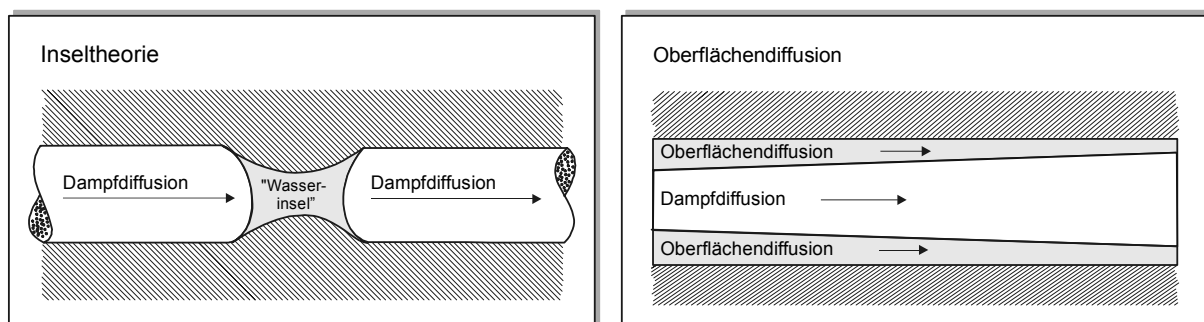


Bild 8: Modellvorstellungen zur Erklärung des mit steigendem Feuchtegehaltes beobachteten Anstiegs der Wasserdampfdurchlässigkeit  
 Links: Wasserinseln in engen Poren, die als Kurzschluss für den Dampftransport wirken  
 Rechts: Oberflächendiffusion als Feuchtestrom, der der Dampfdiffusion überlagert ist

Andere Autoren führen die Abnahme des Diffusionswiderstandes auf die Oberflächendiffusion zurück /57, 88, 89/. Einige Autoren haben daher einen feuchteabhängigen Diffusions-



widerstand eingeführt /71, 31, 86/. Die Temperaturabhängigkeit wird dabei analog zum Glaserverfahren nur über den Sättigungsdampfdruck berücksichtigt, indem der Wasserdampfpartialdruck als Produkt aus relativer Luftfeuchte und Sättigungsdampfdruck errechnet wird, Gleichung (9). Untersuchungen von Jooß /43/ bestätigen die Temperaturabhängigkeit für verschiedene Betonsorten.

$$p = \varphi \cdot p_s \quad (9)$$

*p*: Wasserdampfpartialdruck [Pa]  
*φ*: relative Luftfeuchte [-]  
*p<sub>s</sub>*: Sättigungsdampfdruck

Der Ansatz eines feuchteabhängigen Diffusionswiderstandes gilt aber nach Krus /59/ nur für isotherme Verhältnisse, bei denen ein Partialdruckgefälle zu einem Gradienten der relativen Luftfeuchte und des Sorptionsgehaltes führt, die in dieselbe Richtung zeigen. Daher sollte mit einem feuchteunabhängigen Diffusionskoeffizienten gerechnet werden und der im Feuchtebereich erhöhte Massestrom der Oberflächendiffusion und damit dem Flüssigtransport zugerechnet werden, s. Abschnitt 3.2.3.

Bei sehr großen Luftfeuchten sind die Poren zum Teil mit Wasser gefüllt und stehen hiermit für den Dampftransport nicht mehr zur Verfügung, wodurch die Dampfdiffusion hier nicht mehr unabhängig vom Feuchtegehalt sein kann. Kießl /45/ hat daher konsequenterweise den Dampftransport ab der freien Wassersättigung  $u_f$  zu Null gesetzt. Da jedoch bei derartigen hohen Feuchten bereits kapillare Transportvorgänge vorhanden sind, die um Größenordnungen leistungsfähiger sind als die Dampfdiffusion, können derartige Effekte dem Kapillartransport zu- bzw. abgerechnet werden, ohne die Vorhersagegenauigkeit zu beeinträchtigen.

### 3.2.3 Oberflächendiffusion

Durch die Anlagerung von Wassermolekülen an der Oberfläche bildet sich ein Sorbatfilm aus, dessen Dicke mit steigender relativer Feuchte zunimmt (Stadium 3 und 4, Bild 7). Je höher die Filmdicke ist, desto beweglicher werden die Wassermoleküle, wobei sie sich von Bereichen höherer Filmdicke zu Bereichen geringerer Filmdicke bewegen /90/. Nach Badmann /8/ ist auch bei hohen relativen Luftfeuchten die Porenwandoberfläche nur mit 3-4 Molekülschichten belegt. Dies entspricht einer Dicke von rd.  $10^{-9}$  m. Aufgrund des geringen Abstandes sind zwischen Feststoff und sorbierten Wassermolekülen Kräfte wirksam, die einen Transport kaum erlauben. Zudem fällt die Ausbildung eines Filmdickegradienten schwer. Es ist daher anzunehmen, dass sich die Sorbatfilme vor allem in den Zwickeln der realen Porenstruktur ausbilden können. Hier können sich durch einstellende Kapillarkondensation dicke bewegliche Wasserfilme ausbilden, die im Vergleich zu den nur

einige Molekülschichten dicken fest gebundenen „echten“ Sorbatfilmen einen Feuchtetransport ermöglichen, s. Bild 9.

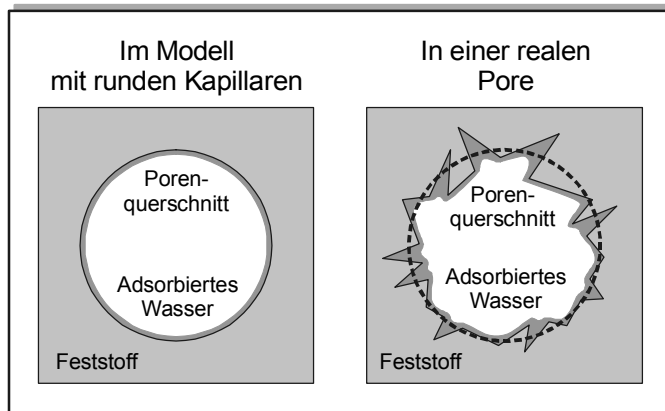


Bild 9: Porenmodell mit Sorbatfilmen. Im Gegensatz zum dünnen Sorbatfilm auf den ebenen Flächen einer Modellpore kann sich in den Zwickeln einer realen Pore ein ausreichend mobiler Sorbatfilm ausbilden

Bei isothermen Verhältnissen, in denen das Partialdruckgefälle zu einem Gradienten in der relativen Luftfeuchte und des Sorptionsgehaltes in die selbe Richtung führt, kann sowohl durch die Inseltheorie als auch durch den Transport im Sorbatfilm die scheinbare Zunahme der Dampfdiffusion mit steigender Feuchte erklärt werden. Wenn jedoch durch Temperaturdifferenzen Dampfdruck bzw. Luftfeuchtegradient entgegengesetzt verlaufen, s. Bild 10, müsste die Oberflächendiffusion im Sorbatfilm entgegen der Dampfdiffusion gerichtet sein und somit den messbaren Dampfdiffusionsstrom deutlich verringern.

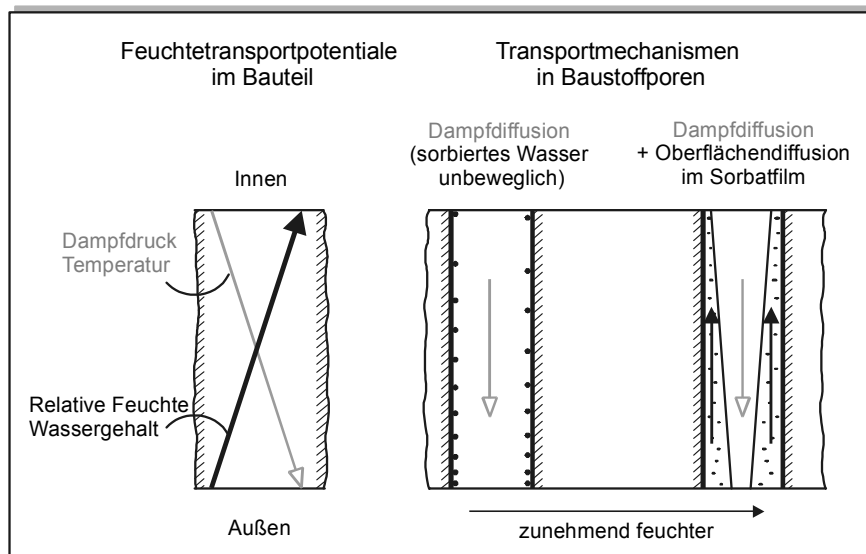


Bild 10: Schematische Darstellung des Feuchtetransportes in einer Kapillare bei entgegengerichtetem Gradienten von r.F. und Temperatur, der zu einem der Dampfdiffusion entgegengerichteten Oberflächendiffusion führt

Dies konnte von Krus /59/ in Messungen an Gipskarton bestätigt werden. Durch geschickte Wahl der Randbedingungen erzeugte er bei einem konstanten Gradienten der relativen Luftfeuchte von 25 % über die Bauteildicke in einem Fall ein parallel gerichtetes Gefälle im Dampfdruck und im anderen Fall ein entgegengerichtetes, entsprechend der Darstellung in Bild 10. Die nicht-isotherme Diffusionswiderstandszahl wurde aus den gemessenen Masseströmen ermittelt. Die isotherme Diffusionswiderstandszahl wurde bei einer mittleren relativen Luftfeuchte von 63 % bestimmt und daraus der Massenstrom berechnet. Es zeigte sich, dass die Diffusionswiderstandszahl bei entgegengerichteter Oberflächendiffusion deutlich größer ist, s. Tabelle 3. Eine Erscheinung, die nicht durch die Inseltheorie, wohl aber durch den Transport im Sorbatfilm erklärt werden kann.

Tabelle 3: Parameter und Ergebnisse für Diffusionsmassenstromdichten und  $\mu$ -Werte bei Gipskarton für isotherme und nichtisotherme Verhältnisse /59/

Material	Gradienten	Parameter						Ergebnisse	
		$\theta_1$	$\theta_2$	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$P_{D1}$	$P_{D2}$	g	$\mu$
	$\varphi$ und $P_D$	[°C]	[°C]	[%]	[%]	[mbar]	[mbar]	[g/m <sup>2</sup> h]	[ - ]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Gips	Parallel	24	18	50	75	14,9	15,5	0,86	6,3
	Entgegen	26,5	18	50	75	17,3	15,5	0,41	22

$\theta_1, \theta_2$ : Temperatur

$\varphi_1, \varphi_2$ : relative Luftfeuchte

$P_{D1}, P_{D2}$ : Partialdampfdruck

g: Gesamtmassenstromdichte

$\mu$ : Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl

### 3.2.4 Kapillarleitung/Flüssigtransport

Im Innern von Flüssigkeiten wirken die molekularen Kräfte zwischen den einzelnen Wassermolekülen nach allen Seiten in gleicher Größe, so dass sie sich gegenseitig aufheben, s. Bild 11 links. An der Oberfläche ergibt sich aufgrund der fehlenden Nachbarmoleküle eine resultierende Kraft von der Oberfläche zur Flüssigkeit hin. Die Größe wird von der Flüssigkeit und dem angrenzenden Gas bestimmt /29/.

Die Oberflächenspannung  $\sigma$  kann als Kraft pro Länge in einem gedachten Schnitt senkrecht durch die Oberfläche verstanden werden /24/, so dass die Oberfläche augenscheinlich als dünne Haut aufgefasst werden kann. Wie die gespannte Haut eines Luftballons hat sie das Bestreben die Oberfläche minimal zu halten. Bei Kontakt einer Flüssigkeit mit einem Festkörper stellt sich daher der in Bild 11 rechts schematisch dargestellten Randwinkel ein.

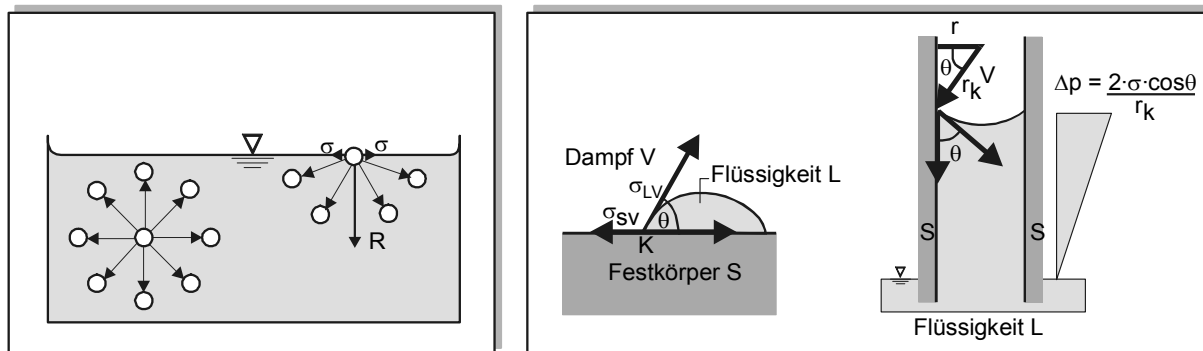


Bild 11: Links: Schematische Darstellung der Oberflächenenergie. R ist die Resultierende Kraft auf ein Molekül an der Oberfläche  
Rechts: Schematische Darstellung des Randwinkels der Benetzung an der Dreiphasenlinie fest-flüssig-gasförmig auf einer ebenen Fläche und in einer Kapillare mit der schematischen Darstellung des kapillaren Unterdrucks, für  $\Theta = 0$  ist Kapillarradius  $r =$  Krümmungsradius  $r_k$

Der Randwinkel  $\Theta$  hängt von den drei Oberflächenspannungen ab, die jeweils an den Grenzflächen zwischen Festkörper, Gas und Flüssigkeit wirken. Auf einer ebenen Fläche führt dies unter dem Einfluss der Schwerkraft zur Tröpfchenbildung. In einer Kapillare bildet sich durch den Randwinkel ein Meniskus aus. Die Krümmung der Oberfläche wird durch den Radius der Kapillare bestimmt und weist eine Resultierende in Richtung der Kapillare auf. Dieser resultierende Kapillarsog  $\Delta p$  kann berechnet werden und führt dazu, dass das Wasser auch entgegen der Schwerkraft in eine Kapillare hineingesaugt wird, vgl. Gleichung in Bild 11.

Für die Aufstellung der Bewegungsgleichung kann davon ausgegangen werden, dass die wirksame Zugkraft und die Widerstandskräfte im Gleichgewicht sein müssen. Unter Benutzung der Bernoulli-Gleichung der Hydrodynamik ergibt sich damit für eine Kapillare mit rundem Querschnitt für die Steighöhe  $z$  die folgende Differentialgleichung (10):

$$\frac{1}{g} \cdot z \cdot \ddot{z} + \frac{8 \cdot \eta}{\rho \cdot g \cdot r^2} \cdot z \cdot \dot{z} + z - z_{\max} = 0 \quad [m] \quad (10)$$

$g$ : Erdbeschleunigung [ $m^2/s$ ]

$\eta$ : Viskosität [ $kg/(m \cdot s)$ ]

$\rho$ : Dichte [ $kg/m^3$ ]

$z$ : Höhe [ $m$ ], Geschwindigkeit [ $m/s$ ], Beschleunigung [ $m/s^2$ ]

Eine ausführliche Herleitung kann beispielsweise Cammerer et. al. /15, 102, 67/ entnommen werden. Hier soll nur die anschauliche Bedeutung der einzelnen Glieder kurz erläutert werden. Das erste Glied beschreibt den Einfluss der Trägheit. Mit wachsender Steighöhe verringert sich die Sauggeschwindigkeit und die Beschleunigung wird negativ. Das zweite Glied beschreibt den Einfluss der Reibung in Abhängigkeit der Geschwindigkeit. Das Dritte Glied beschreibt den Einfluss der Schwerkraft. Wenn die maximale Steighöhe erreicht ist, kommt der Saugvorgang zum Stillstand. Dann sind Geschwindigkeit und Beschleunigung gleich Null. Damit besteht ein Gleichgewicht zwischen der kapillaren Zugkraft des Meniskus und der Gewichtskraft der Flüssigkeitssäule, so dass die maximale Steighöhe  $z_{\max}$  sich nach Gleichung (11) ermitteln lässt.

$$z_{\max} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos(\Theta)}{\rho \cdot g \cdot r} \quad [m] \quad (11)$$

$z_{\max}$ : max. Steighöhe [ $m$ ]

$r$ : Kapillarradius [ $m$ ]

$\sigma$ : Oberflächenspannung Wasser [ $N/m^2$ ]

$\Theta$ : Randwinkel [ $^\circ$ ]

$\eta$ : Viskosität [ $kg/(m \cdot s)$ ]

$t$ : Saugzeit [ $s$ ]

Unter der Vernachlässigung der Schwerkraft und der Beschleunigung kann die Saughöhe in Abhängigkeit von der Zeit näherungsweise nach Gleichung (12) berechnet werden.

$$z(t) = \sqrt{\frac{r \cdot \sigma \cdot \cos(\Theta)}{2 \cdot \eta}} \cdot \sqrt{t} \quad [m] \quad (12)$$

$z(t)$ : Wassereindringtiefe [ $m$ ]

s. Gleichung (11)

Die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in einer Kapillare kann unter Benutzung der Hagen-Poissonille'schen Gesetze /10/ mit Gleichung (13) berechnet werden.

$$\bar{v} = \frac{\Delta p \cdot r^2}{8 \cdot l \cdot \eta} \quad [m/s] \quad (13)$$

$\bar{v}$ : mittlere Geschwindigkeit der Kapillare ( $= V_{\max}/2$ ) [ $m/s$ ]

$\Delta p$ : Druckdifferenz [ $N/m^2$ ]

$l$ : Kapillarlänge [ $m$ ]

s. Gleichung (11)

Es ergibt sich somit ein zur Wurzel der Zeit proportionales Eindringverhalten. Gleichung (12) ist eine Näherungslösung, in der die Steighöhe  $z$  mit der Zeit unendlich zunimmt. Für eine exakte Bestimmung der Steighöhe bei längeren Saugzeiten müsste daher Gleichung (10) numerisch gelöst werden.

Garrecht /23/ hat den Zusammenhang zwischen Eindringtiefe, Zeit und Kapillarradius rechnerisch ermittelt. Der Zusammenhang ist in Bild 12 im doppelt logarithmischen Maßstab dargestellt. In Abhängigkeit vom Kapillarradius geben die durchgezogenen Linien die Steighöhen für vertikales Saugen in Abhängigkeit der Zeit an. Der Schnittpunkt mit der Winkelhalbierenden gibt die maximale Steighöhe an. Die gestrichelten Linien stellen die Fortsetzung für den Fall des horizontalen Saugens dar.

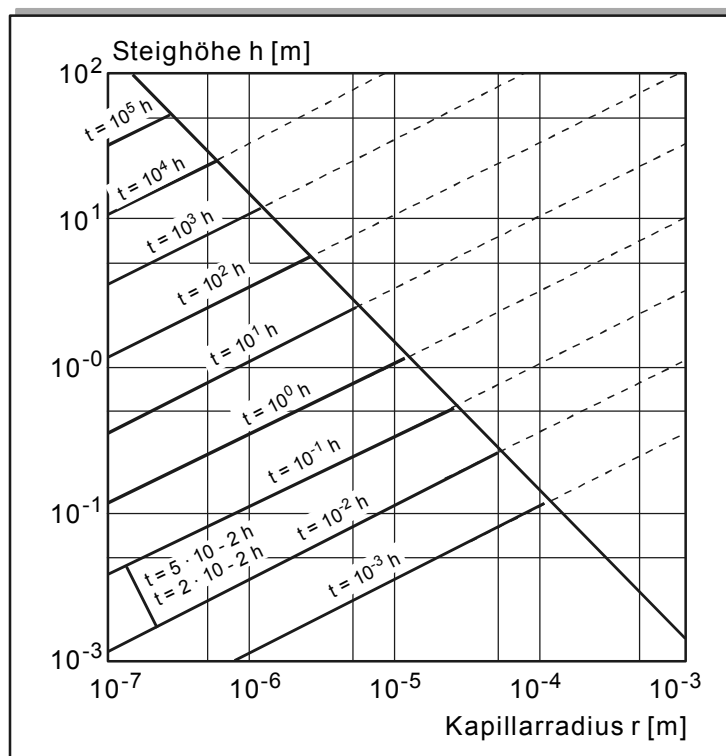


Bild 12: Zusammenhang zwischen Steighöhe und Saugzeit in Zylinderkapillaren /23/

Trotz der vereinfachten Annahmen zeigen die meisten mineralischen Baustoffe auch in der Realität über lange Zeit eine zur Wurzel der Zeit proportionale Wasseraufnahme. Schwarz /104/ hat daher den Wasseraufnahmekoeffizienten  $A$ , der die Masseaufnahme über die Saugfläche und den Wassereindringkoeffizienten  $B$ , der die Steighöhe beschreibt eingeführt, s. Gleichungen (14) und (15). Sie können nach DIN 52617 im kapillaren Saugversuch ermittelt werden. Zwischen den Koeffizienten  $A$  und  $B$  kann der in Gleichung (16) formulierte Zusammenhang hergestellt werden.

$$m_w = A \cdot \sqrt{t} \quad (14)$$

$$z = B \cdot \sqrt{t} \quad (15)$$

$$A = B \cdot \psi_k \cdot \rho \quad (16)$$

$m_w$ : Flächenbezogene Wasseraufnahmemenge [kg/m<sup>2</sup>]

$t$ : Saugzeit [s]

$A$ : Wasseraufnahmekoeffizient [kg/(m<sup>2</sup>·√s)]

$B$ : Wassereindringkoeffizient [m/√s]

$z$ : Steighöhe bzw. Eindringtiefe [m]

$\psi_k$ : kapillare Wasserkapazität [m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>]

$\rho$ : Dichte [kg/m<sup>3</sup>]

Die Wasserkapazität entspricht dabei im kapillaren Saugversuch dem Anteil der mit Wasser gefüllten Poren am Gesamtporenraum. Je geringer die Streuung der Porenradien ist und je besser die Vernetzung der Poren untereinander, umso höher ist die Wasserkapazität.

Bei konstanten Bedingungen kann davon ausgegangen werden, dass die Oberflächenspannung und die Viskosität konstant sind, so dass die Wassereindringgeschwindigkeit nur noch eine Funktion des Kapillarradius ist. Wird für  $r$  ein mittlerer Porenradius des Baustoffs eingesetzt (z.B. aus der Hg-Druckporosimetriemessung), so ergeben sich jedoch rechnerisch Steiggeschwindigkeiten, die um mehrere Größenordnungen über den experimentell ermittelten liegen können /87/. Daher wird Gleichung (12) häufig mit einem konstanten Umwegfaktor modifiziert, wobei die Proportionalität zur Wurzel der Zeit erhalten bleibt, Gleichung (17) /50/.

$$z(t) = \sqrt{\frac{r_{rep}}{K^2}} \cdot \sqrt{t} \quad (17)$$

$z(t)$ : Wassereindringtiefe [m]

$K$ : Umwegfaktor

$r_{rep}$ : repräsentativer Kapillarradius [m]

Zum Teil ergeben sich dabei Faktoren  $K$  von bis zu 300. Lutz /66/ führt dies auf die tatsächliche Wegverlängerung, aber auch auf Richtungsänderungen und Umverteilungen des Wassers bei Porenquerschnittsänderungen zurück. Durch Beschleunigen und Abbremsen entstehende Verluste sind ja aus Gleichung (11) herausgekürzt. Schubert /103/ führte einen dynamischen Benetzungswinkel ein, der bei höheren Geschwindigkeiten größer ist. Volkwein /109/ nahm für die Porenlösung eine höhere Viskosität an. Ein wesentlicher Aspekt ist aber die zu stark vereinfachte Modellvorstellung des Porenraums. Der reale Porenraum weist Porenverengungen und -erweiterungen, Quervernetzungen in den Porenräumen und von der idealen Kreisform stark abweichende Querschnitte auf, s. auch Bild 9 und Bild 8 links. Reinhard und Gaber /85/ stellten daher für unterschiedlichste Zementmörtel fest, dass die Porenverteilung zwar über einen äquivalenten Porenradius abgebildet werden kann, dieser

aber nicht konstant ist, sondern von den physikalischen Transportmechanismen abhängt. Garrecht /23/ benutzte daher ein Porenmodell, bei dem die veränderlichen Radien der Kapillaren mit einbezogen werden, s. Bild 13. Für die Eindringgeschwindigkeit einer Flüssigkeit ist demnach der Kapillarabschnitt mit dem kleinsten Radius maßgebend.

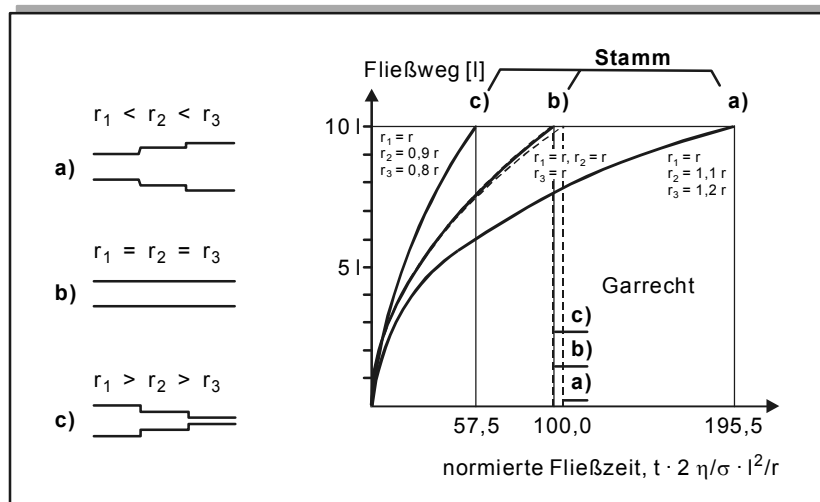


Bild 13: Vergleich der nach Stamm und nach Garrecht berechneten Fließzeiten in einer aus 10 Stück zusammengesetzten Kapillare, in der die Kapillarporenradien im Fall a jeweils um 10 % zu und im Fall b jeweils um 10 % abnehmen /23/

All diese Effekte sind zurzeit messtechnisch nicht erfassbar. Eine rechnerische Bestimmung muss sich daher bereits beim „einfachen“ kapillaren Saugvorgang stets am Experiment orientieren. Durch die damit unvermeidbare Verknüpfung von Voraussetzung und Ergebnis kann die gute Übereinstimmung von Simulation und weiteren Experimenten nicht zur Verifizierung des physikalischen Ansatzes benutzt werden /87/.

Anhand der Gleichungen (11) und (12) und der experimentell bestimmbaren Koeffizienten kann zwar die Menge des aufgenommenen Wassers während des Saugversuchs (für nicht zu lange Saugzeiten) angegeben werden, Aussagen über Wassergehaltsverteilungen im Baustoff sind aber nicht möglich. Das Modell geht ja davon aus, dass eine exakt definierte Wasserfront in das Baustoffinnere hineinströmt. Je geringer die Streuung der Porenradien ist, umso besser stimmt diese Annahme mit der Wirklichkeit überein.

In realen Baustoffen stellt aber der Flüssigkeitstransport mit Feuchtegefälle den üblichen Fall dar. Aufgrund der unterschiedlich großen und miteinander verknüpften Poren treten verschieden große kapillare Zugkräfte und Widerstände auf. Die Saugspannung in der Pore ist dabei umgekehrt proportional zum Radius (Gleichung in Bild 11), die Geschwindigkeit aber umgekehrt proportional zum Radius im Quadrat (Gleichung (13) bzw. Bild 12). Dies führt dazu, dass Wasser in großen Kapillaren trotz der geringeren Saugspannung schneller steigt als



in kleinen, aber die Steighöhe in kleineren Kapillaren größer ist, was makroskopisch als Feuchtegefälle messbar ist. Dieser Zusammenhang ist in Bild 14 schematisch für 5 parallele Kapillaren unterschiedlichen Durchmessers dargestellt, die über eine starke Quervernetzung verfügen sollen. In Bild 14 (A) sind die Vorgänge für einen kapillaren Saugversuch zu unterschiedlichen Zeiten dargestellt. Nach ausreichend langer Zeit sind alle Kapillardurchmesser bis zur Oberfläche gefüllt.

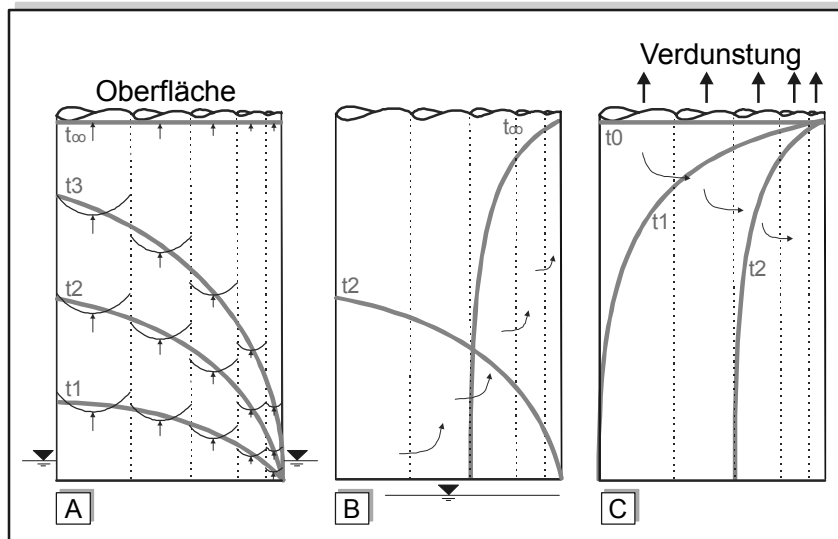


Bild 14: Modellhafte Darstellung des Porenraums als parallele Kapillaren unterschiedlichen Durchmessers, die miteinander verbunden sind, nach /59/  
 A) Vorgänge für einen Saugversuch zu unterschiedlichen Zeiten,  
 B) Weiterleitung für einen Saugversuch, der zur Zeit  $t_2$  unterbrochen wird,  
 C) Trocknungsverlauf für einen vollständig gesättigten Probekörper, der nur nach oben hin austrocknet

Beim Wärmetransport ist die Temperatur unbestritten das treibende Potential. Dieser Ansatz gilt auch für den Dampftransport, wo der Partialdampfdruck das treibende Potential ist.

Für den flüssigen Feuchtetransport sind in der Literatur die unterschiedlichsten Ansätze für das treibende Potential zu finden, die sich zum Teil ineinander umrechnen lassen. Obwohl es sich beim kapillaren Saugen um eine Strömung handelt, hat Krischer /55/ einen Diffusionsansatz gewählt und in Analogie zur Temperatur beim Wärmetransport den Wassergehalt erstmals als treibendes Potential eingeführt. Ein Diffusionsansatz setzt aber voraus, dass der Feuchtestrom proportional zum Feuchtegefälle ist. Dies trifft für Dampfdiffusion und Oberflächendiffusion sicherlich zu, ist aber beim Saugen in einer einzelnen Kapillare nicht gegeben. Es ist möglich, dass ein Feuchtigkeitsgefälle vorhanden ist und trotzdem keine Flüssigkeitsbewegung stattfindet. Ein eingesogener Wassertropfen in einer Kapillare bewegt sich z.B. nicht, obwohl an seinem Meniskus ein praktisch unendlicher Gradient vorhanden ist. Krischer nahm daher parallel geschaltete Kapillaren unterschiedlichen

Durchmessers an und kann somit über die Porenradienverteilung einem bestimmten Feuchtigkeitsgehalt eine bestimmte Saugspannung zuordnen. Die Saugspannung im Porensystem wird dabei von der größten bei dem vorhandenen Feuchtegehalt gerade noch gefüllten Kapillare bestimmt. Hierdurch kann er das Feuchtigkeitsgefälle als Ursache der Wasserbewegung annehmen. Der Kapillartransport kann damit als Produkt aus einem Gradienten des Wassergehaltes und einer materialspezifischen Kenngröße, dem sog. Flüssigkeitsleitkoeffizienten  $\kappa$  beschrieben werden, Bild 15.

Der Vorgang der Weiterverteilung, der in einer einzelnen Kapillare nicht stattfinden kann, sondern erst durch die Verbindung unterschiedlich großer Poren vorstellbar ist, entspricht den Bedingungen eines Diffusionsmodells /64/, wodurch sich die gute Übereinstimmung mit Versuchen erklären lässt. Crank /in 64/ zeigte, dass ein Diffusionsansatz mit exponentiell vom Feuchtegehalt abhängigen Diffusionskoeffizienten die gleiche Wurzelzeitabhängigkeit der Massenzunahme wie ein kapillarer Saugversuch ergibt.

Aufbauend auf dem Modell von Krischer entwickelte Kießl ein materialunabhängiges Feuchtepotential, das auch in mehrschichtigen Bauteilen stetig ist. Der Transportkoeffizient entspricht dabei dem Leitkoeffizienten nach Krischer.

$$g_w = \dot{m}_u = -\kappa(u) \cdot \frac{du}{dx}$$

$g_w$ : Flüssigtransportstromdichte [kg/(m<sup>2</sup>·s)]

$\kappa(u)$ : Flüssigleitkoeffizient [m<sup>2</sup>/s]

$u$ : Wassergehalt [kg/m<sup>3</sup>]

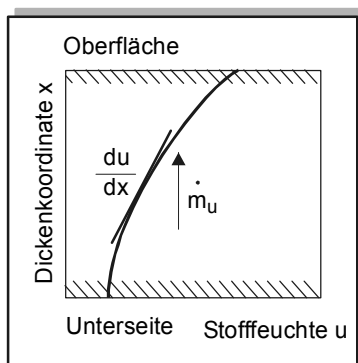


Bild 15: Schematische Darstellung zur Definition des Flüssigleitkoeffizienten bzw. kapillaren Transportkoeffizienten  $\kappa$

Jedoch hängt der Transportkoeffizient auch von den Randbedingungen ab. Deutlich wird dieses Problem bei einem unterbrochenen Saugversuch (Bild 14 B). Während des Saugversuchs wird der Transport maßgeblich von den größeren Kapillaren bestimmt, da nach Gleichung (13) die Geschwindigkeit des Wassereindringens quadratisch vom Radius der Kapillare abhängt. Wenn der Probekörper aus dem Wasser genommen wird, ändert sich sofort die Steiggeschwindigkeit. Die kapillare Weiterverteilung erfolgt nun in den kleineren Kapillaren, die aufgrund ihrer höheren Saugspannung die größeren Kapillaren leeren. Da die Transportgeschwindigkeit in den kleineren Kapillaren aufgrund der höheren Reibung deutlich geringer ist, sind die bei der Weiterverteilung ermittelten Transportkoeffizienten im Vergleich zum Saugen bei den meisten realen Baustoffen um rd. eine Zehnerpotenz kleiner.

Künzel und Krus /64/ haben daher in ihrem Rechenmodell konsequenterweise den Ansatz von Kießl weiterentwickelt und die äußeren Randbedingungen berücksichtigt und unterscheiden zwischen zwei Transportkoeffizienten, einem für das kapillare Saugen und einem für das Weiterleiten, wenn die Oberfläche nicht benetzt ist. Beide Transportkoeffizienten basieren dabei auf dem Leitkoeffizienten nach Krischer.

Bei Trocknungsvorgängen (Bild 14 C) gelten die gleichen Voraussetzungen wie beim Weiterverteilen. Zunächst verdunstet das Wasser aus allen Poren an der Oberfläche. Aufgrund der höheren Saugspannung gleichen die kleineren Poren den Verdunstungsverlust aus, indem sie Wasser aus den größeren saugen.

### **3.2.5 Feuchtetransport im übersättigten Bereich**

Wie bereits in Abschnitt 3.1.3 beschrieben, ist die relative Feuchte im Übersättigungsbereich unabhängig vom Wassergehalt 100 % r.F.. Damit ist nach Gleichung (2) die kapillare Saugspannung gleich Null, so dass es einen Flüssigkeitstransport trotz eines Wassergehaltsgefälles nicht gibt. Dies wurde von Krus /63/ in Versuchen bestätigt, s. Abschnitt 3.1.3.

### **3.2.6 Bestimmung der Feuchtetransportkoeffizienten**

Die Bestimmung der Transportkoeffizienten lässt sich in stationären Befeuchtungsversuchen besonders einfach und anschaulich bestimmen. Dabei wird auf der einen Seite der Probe eine definierte Wassermenge je Zeiteinheit aufgebracht, die auf der gegenüberliegenden Seite von einem definierten Luftstrom aufgenommen wird. Nach Erreichen des Beharrungszustandes kann die Feuchteverteilung in Abhängigkeit von der aufgebrachten Flüssigkeitsmenge durch Zerteilen und Trocknen der Probe bestimmt werden. Die Versuchspunkte werden durch eine vermittelnde Kurve verbunden, aus deren Differentiation die Feuchtetransportkoeffizienten in Abhängigkeit von der jeweiligen Stofffeuchte bestimmt werden können. Der große Nachteil besteht im großen Probenaufwand durch die zerstörende Prüfung und im Zeitaufwand, der nötig ist, bis sich stationäre Bedingungen eingestellt haben. Zudem eignen sich derartige Versuche nur für Stoffe, die sich bei dauerndem Feuchteangebot nicht verändern.

Aus diesem Grund wurden von vielen Autoren /59, 45, 64, 55/ die Feuchteverteilungen mit Hilfe von zerstörungsfreien Messanlagen bestimmt, die z.B. auf der kernmagnetischen Resonanz oder der Gammatechnik beruhen. Die Bestimmung der Transportkoeffizienten kann hierbei aufgrund der schnellen und ortsgenauen Messwerterfassung durch die Messung instationärer Feuchteprofile, z.B. während des kapillaren Saugversuchs, erfolgen. Die exakte Bestimmung der Transportkoeffizienten ist jedoch sehr teuer und nach wie vor zeitaufwändig.

Versuchstechnisch bestimmte kapillare Transportkoeffizienten sind in Bild 16 für Porenbeton dargestellt. Es zeigt sich eine starke Abhängigkeit der Transportkoeffizienten von der Stofffeuchte. Bei hohen Stofffeuchten ist der kapillare Transportkoeffizient um mehrere Größenordnungen größer als bei niedrigen Stofffeuchten. Die Verläufe der Kurven lassen sich zwischen einem minimalen Wassergehalt und der freien Wassersättigung,  $u_f$  durch eine von der Stofffeuchte abhängige Exponentialfunktion gut beschreiben.

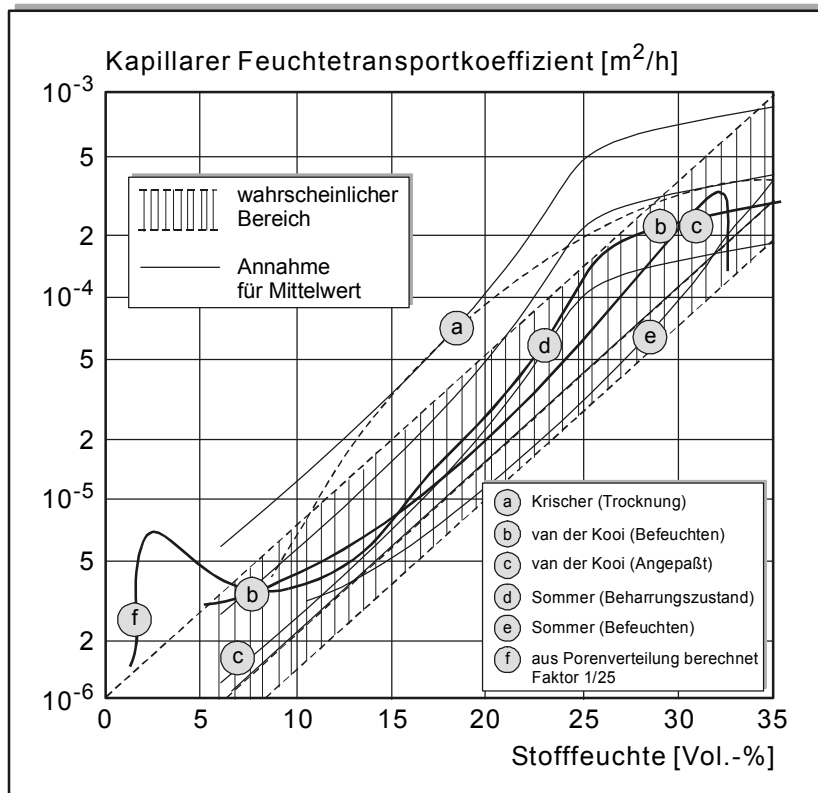


Bild 16: Kapillarer Feuchtetransportkoeffizient für Porenbeton als Funktion der Stofffeuchte nach verschiedenen Autoren /45, 54, 55, 105/

Nach Kießl /45/ weist die Weiterleitungsfunktion im Bereich zwischen der Feuchten zwischen Null und der freien Wassersättigung für übliche kapillar wirksame Baustoffe ein Steigungsverhältnis zwischen  $10^3$  und  $10^5$  auf. Dieser Bereich ist in Bild 16 schraffiert dargestellt. Nimmt man den mittleren Verhältniswert von rd.  $10^4$  an, so beträgt der Fehler für die kapillare Wasseraufnahme etwa 7-8 % und liegt damit in der Streubreite des Versuchs /45/.

Der kapillare Transportkoeffizient kann nach Kießl mit Hilfe eines Nomogramms aus dem Wassereindringkoeffizienten ermittelt werden, dem die folgende Gleichung (18) zugrunde liegt.

$$A = \psi_k \cdot \rho \cdot B = \psi_k \cdot \rho \cdot \sqrt{-\kappa \cdot \Delta u} \tag{18}$$

$A$ : Wasseraufnahmekoeffizient [ $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}^{0.5})$ ]

$\psi_k$ : Wasserkapazität [ $\text{m}^3/\text{m}^3$ ]

$\rho_w$ : Dichte Wasser [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]

$B$ : Wassereindringkoeffizient [ $\text{m}/\text{h}^{0.5}$ ]

$\kappa$ : Kapillarer Transportkoeffizient [ $\text{m}^2/\text{h}$ ]

$u$ : Feuchtegehalt [ $\text{m}^3/\text{m}^3$ ]

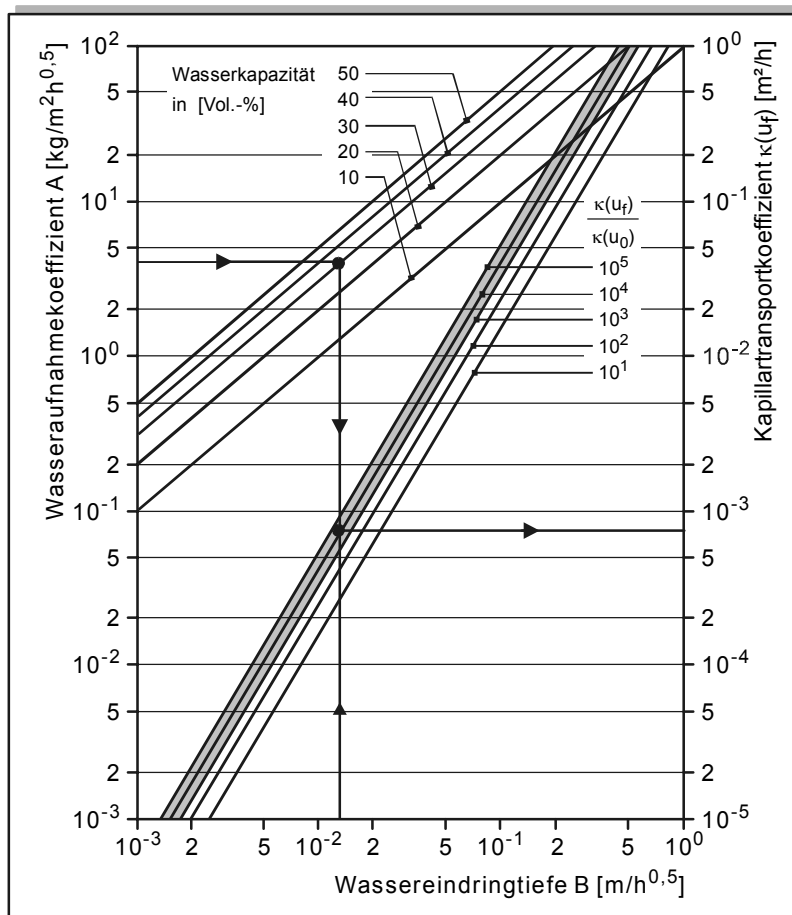


Bild 17: Nomogramm zur Ermittlung des Kapillartransportkoeffizienten  $\kappa$  für den Saugvorgang aus der Wasserkapazität, dem Wasseraufnahmekoeffizienten des Baustoffs und dem Verhältnis der Extremwerte für  $\kappa$ . Die graue Zone gibt den für die meisten Baustoffe zutreffende Bereich an (nach Kießl /45/)

Da die messtechnische Bestimmung der Transportkoeffizienten sehr teuer und aufwändig ist, wurde von Künzel eine vereinfachte Bestimmungsmethode vorgestellt. Hierzu wurde der Wasseraufnahmekoeffizient  $A$  aus dem einfachen kapillaren Saugversuch benutzt. Zwischen  $A$  und dem Transportkoeffizienten besteht ein Zusammenhang. Dieser ist allerdings nicht eindeutig, da die Steigung des Transportkoeffizienten in Abhängigkeit von der Feuchte nicht genau bekannt ist. Wie Kießl /45/ gezeigt hat, lässt sich die Steigung durch eine Exponentialfunktion darstellen, die sich linear über mehrere Größenordnungen erstreckt. Unter der Vorgabe, dass die Steigung 3 Größenordnungen beträgt, lässt sich der

Kapillartransportkoeffizient für den Saugvorgang nach Gleichung (19) bestimmen, so dass sich der Kapillartransportkoeffizient aus den zwei Stoffkenngrößen freie Wassersättigung und Wasseraufnahmekoeffizient ausreichend genau ermitteln lässt, /61/. Der Zusammenhang entspricht der Darstellung in Bild 17.

$$D_{ws}(w) = 3,8 \cdot \left(\frac{A}{w_f}\right)^2 \cdot 1000^{\left(\frac{w}{w_f}-1\right)} = 3,8 \cdot (B)^2 \cdot 1000^{\left(\frac{w}{w_f}-1\right)} \quad (19)$$

$D_{ws}$ : Kapillartransportkoeffizient für den Saugvorgang [ $m^2/s$ ]

$A$ : Wasseraufnahmekoeffizient [ $kg/m^2 \cdot \sqrt{s}$ ]

$w$ : Wassergehalt [ $kg/m^3$ ]

$w_f$ : freie Wassersättigung [ $kg/m^3$ ]

$B$ : Wassereindringkoeffizient [ $m \cdot \sqrt{s}$ ]

Meng /72/ hat versucht über Porenmodelle eine bessere Approximation der Saugkoeffizienten zu erreichen. Nach Meng ist neben der Beschreibung der Porosität auch die Beschreibung der Porenverteilung notwendig. Sie hat dazu ein neues Konzept zur Beschreibung des Porengefüges auf der Basis der fraktalen Geometrie entwickelt. Die Transportkoeffizienten werden dabei in Abhängigkeit der Porenverteilung rechnerisch bestimmt. Zur Beschreibung der Porenverteilung werden Ergebnisse aus der Sorptionsmessung, Hg-Druckporosimetrie und bildanalytischen Verfahren verwendet. Dabei geht Meng davon aus, dass für das kapillare Saugen nicht das gesamte Porenspektrum maßgebend ist. Der untere Grenzradius beträgt  $10^{-7}$  m. Den oberen Grenzradius bestimmt sie aus der Hg-Druckporosimetrie. Sie zeigt, dass der obere Grenzradius aus dem ersten Wendepunkt der Hg-Druckporosimetrie als Näherungswert für den Kapillartransport angesetzt werden kann. Der repräsentative Porenradius für das Saugen wird dann als Mittelwert aus dem oberen Grenzwert, bestimmt aus der Hg-Druckporosimetrie und dem unteren Grenzradius ( $10^{-7}$  m) bestimmt. Hiermit kann das kapillare Saugen bestimmt werden.

Für die Bestimmung der Transportkoeffizienten während der Trocknung schlägt Künzel im Bereich der freien Wassersättigung einen Wert vor, der etwa eine Zehnerpotenz unter dem Wert des Transportkoeffizienten für den Saugvorgang liegen soll /60/. Messergebnisse /30, 48/ zeigten jedoch, dass die Abweichungen zwischen einem Faktor 3 und 100 liegen können.

Allerdings bleibt bei diesen Betrachtungen der Einfluss der unterschiedlichen Porenradienverteilungen auf die Form der sich einstellenden Feuchtegradienten unberücksichtigt. Die sich einstellenden Feuchtegradienten bei der Trocknung werden aber besonders von den unterschiedlichen Porenradienverteilungen beeinflusst.

In Bild 18 sind mit dem NMR-Messverfahren bestimmte Transportkoeffizienten für Gips dargestellt. Die mit NMR-Messungen bestimmten Transportkoeffizienten für Saugen und Weiterverteilen unterscheiden sich erheblich. Die Transportkoeffizienten für das

Weiterverteilen (Trocknen) weisen zwischen den Wassergehalten  $u_f$  und  $0,5 \cdot u_f$  einen nahezu exponentiell linearen Zusammenhang auf. Eines wird jedoch deutlich: Eine linear exponentielle Näherung über den gesamten Feuchtebereich kann das Weiterleitungsverhalten in der Trocknungsphase nicht hinreichend genau beschreiben.

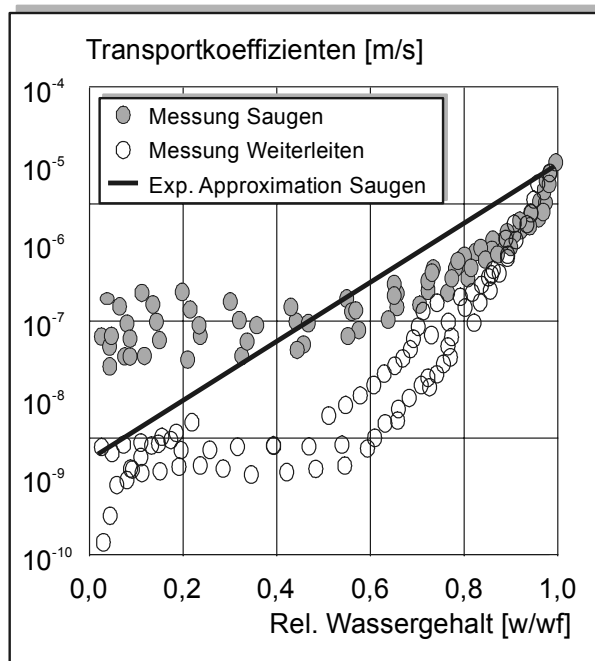


Bild 18: Aus mit der NMR-Messung gemessenen Wassergehaltsverteilungen berechnete Transportkoeffizienten für das kapillare Saugen und Weiterleiten in Abhängigkeit vom bezogenen Feuchtegehalt. Die durchgezogene Linie stellt eine linear exponentielle Approximationen für die Saugtransportkoeffizienten dar /59/

Grundsätzlich muss sich die Porenstruktur nicht nur in der Größe, sondern auch im Verlauf der Transportkoeffizienten für die Trocknung „wieder finden“. Je kleiner die maximalen Poren sind, umso geringer ist der Unterschied zwischen Saugen und Weiterleiten. Je gleichmäßiger die Porenradien zwischen großen und kleinen Poren verteilt sind, umso eher ist die Vorstellung parallel geschalteter Kapillarradien unterschiedlichen Durchmessers erfüllt, die zu einem linearen Verlauf führt.

Es stellt sich die Frage, in wie weit die an Gips bestimmten Transportkoeffizienten auch für CSF übernommen werden können. CSF besteht vereinfacht angenommen aus Zuschlag und Gipsstein in unterschiedlichen Volumenanteilen. Der Raum, den die Zuschläge einnehmen, steht dabei für den Transport nicht zur Verfügung, so dass sich der für den Transport relevante Porenanteil aus dem Porenraum des Gipssteins zusammensetzt. Dessen Durchlässigkeit kann mit der elektrischen Leitfähigkeit eines Materials verglichen werden /106/. Maxwell /70/ hat bereits 1873 für den Fall eines leitenden Mediums mit nicht leitenden kugelförmigen Einschlüssen gleicher Größe eine Beziehung angegeben. Hall /34/ hat an

Gipspasten mit unterschiedlichem Sandgehalt experimentell nachgewiesen, dass der Wassereindringkoeffizient  $B$  lediglich vom Volumenanteil des Zuschlags abhängt, Bild 19.

Die experimentell bestimmten Daten entsprechen der in /106/ theoretisch hergeleiteten Beziehung

$$\frac{B_{G+S}}{B_G} = (1 - \delta)^{1,25} \quad [-] \quad (20)$$

$B_G$ : Eindringkoeffizient in Gipspaste [ $m/\sqrt{s}$ ]  
 $B_{G+S}$ : Eindringkoeffizient in Gipsmörtel [ $m/\sqrt{s}$ ]  
 $\delta$ : Zuschlagkonzentration [-]

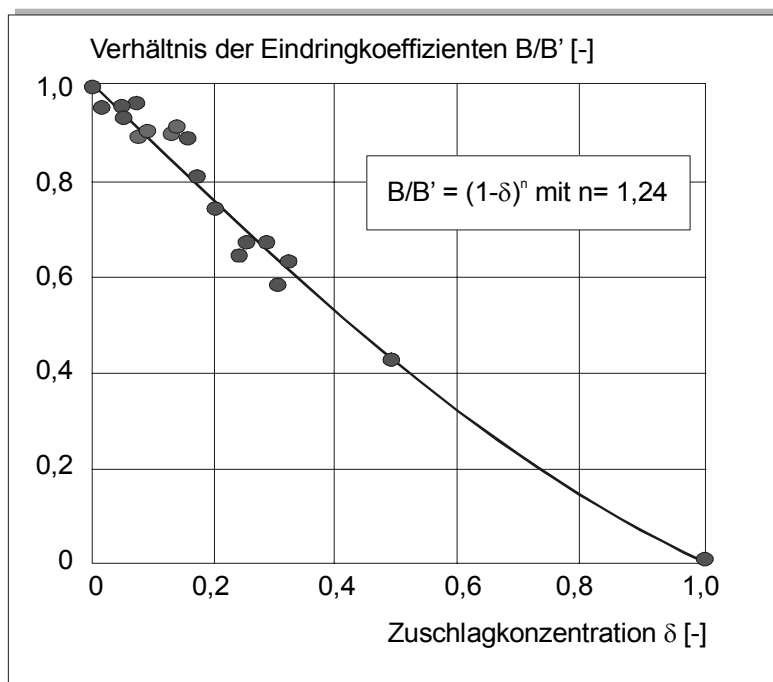


Bild 19: Verhältnis der Eindringkoeffizienten in Abhängigkeit von der Zuschlagkonzentration für Gipspasten /34/

Untersuchungen an verschiedenen CSF zeigten nahezu identische relative Porenverteilungen für unterschiedliche Gesamtporositäten /76/ (vgl. Abschnitt 2.2.2.2).

Krischer /55/ hat anhand einer Modellvorstellung (Bild 20) parallel angeordneter, zylindrischer Kapillaren unterschiedlicher Weite den Verlauf des kapillaren Transportkoeffizienten in Abhängigkeit von der Porenverteilung hergeleitet. Bei der Trocknung eines CSF ist der Massentransport an die Oberfläche im Vergleich zum kapillaren Saugen sehr klein, so dass der Strömungswiderstand in den kurzen Querverbindungen als so gering angenommen werden kann und die Kapillaren damit an jeder Stelle widerstandslos miteinander verbunden sein sollen.



Die Kapillaren sollen in der Modellvorstellung so angeordnet sein, dass die Radien stetig von  $r_{\min}$  auf  $r_{\max}$  zunehmen. Bedeutet  $r_z$  den Radius derjenigen Kapillare, die bei der vorhandenen Feuchte gerade noch gefüllt ist, so kann der volumenbezogene Feuchtegehalt aus der Summe der Kapillarfläche, die hier noch gefüllt ist, bestimmt werden und nach Gleichung (21) berechnet werden. Diese Darstellung entspricht der integralen Porenverteilung nach Bild 26.

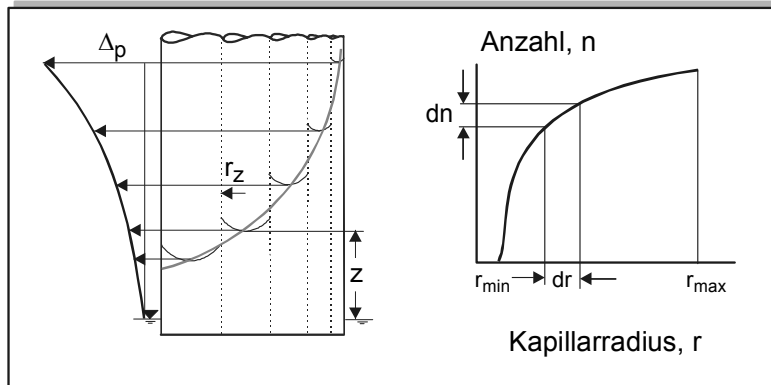


Bild 20: Kapillarmodell zur theoretischen Herleitung der kapillaren Transportkoeffizienten  
 Links: Druckverlauf in einem Modellkörper aus miteinander widerstandslos verbundenen Kapillaren unterschiedlicher Weite /23, 56/  
 Rechts: Kapillarverteilungskurve mit  $n$ : Anzahl der Kapillaren, deren Radius  $< r_z$  ist

$$\psi = \int_{r_{\min}}^{r_z} r^2 \cdot \pi \cdot \frac{dn}{dr} dr \quad (21)$$

$\psi$ : Volumenbezogener Feuchtegehalt  
 $n$ : Anzahl der Kapillaren einer Größe  
 $r$ : Kapillarradius

Der Feuchtestrom, der an der Stelle  $z$  in jeder Kapillare mit dem Radius  $r$  transportiert wird ergibt sich aus Gleichung (13) zu

$$\dot{V} = \int_{r_{\min}}^{r_z} \pi \cdot \frac{r^4}{8\eta} \cdot \frac{dn}{dr} dr \cdot \frac{dp}{dz} \quad (22)$$

s. Gleichung (21)  
 $\eta$ : Viskosität

Bei der Austrocknung ist die Saugspannung, die in jeder Kapillare herrscht, durch den Meniskus der größten Kapillare bestimmt (Gleichung (4)), so dass sich der kapillare Transportkoeffizient nach Gleichung (23) in Abhängigkeit von der Feuchte berechnen lässt.

$$\kappa = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos \vartheta}{8 \cdot \eta} \cdot \frac{\int_{r_{\min}}^{r_z} r^2 \frac{d\psi}{d \log r} d \log r}{r_z^2 \frac{d\psi}{dr} \Big|_{r_z}} \quad (23)$$

Die Herleitung gilt für eine Anordnung von parallel liegenden Kapillaren, bei denen die Strömung in der Richtung erfolgt, in der die Druckdifferenz  $\Delta p$  wirkt. Der wirkliche Widerstand in den Porenkanälen zu denen gerader Röhren ist nach Krischer aufgrund der Umwege und Porenraumerweiterungen und Verengungen größer. Diese Einschränkungen führen dazu, dass der Leitkoeffizient bestimmt aus der Porenverteilung gegenüber experimentell bestimmten nach Untersuchungen von Krischer, Mahler und Sommer /56/ um den Faktor 15-250 größer ist. Allerdings war der Faktor jeweils über den gesamten Feuchtebereich nahezu konstant, so dass der Verlauf der Leitkoeffizienten sich entsprach. Garrecht /23/ fand in seiner Arbeit wesentlich kleinere Abweichungen, die er darauf zurückführte, dass Krischer und Sommer, die Integrale und Steigungen der integralen Porenverteilungskurve auf graphischem Weg bestimmt haben, s. Bild 21.

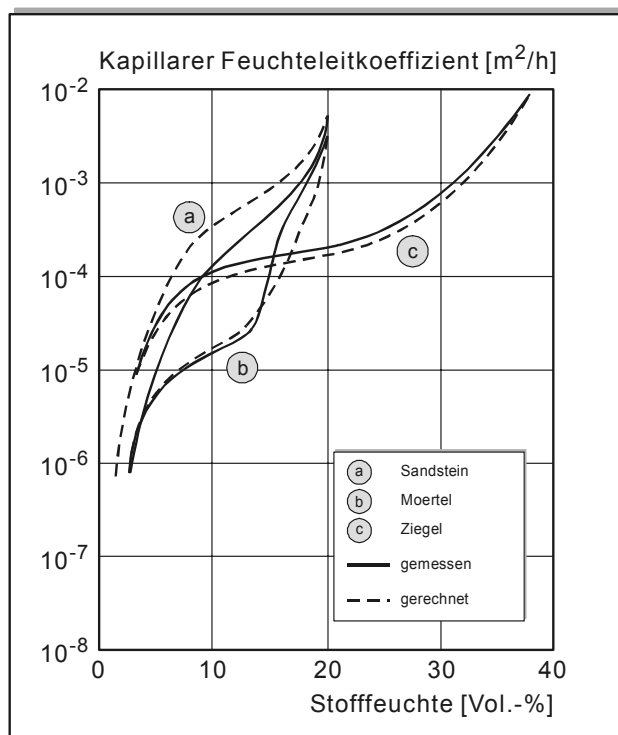


Bild 21: Gegenüberstellung von experimentell und theoretisch berechneten kapillaren Leitkoeffizienten für Mörtel, Sandstein und Ziegel. Die schraffierten Flächen veranschaulichen die geringen Abweichung /23/

### 3.3 Übergangsbedingungen

Die Einwirkungen der Umgebung können hygri-scher und thermischer Art sein und durch die rel. Luftfeuchte, die Lufttemperatur und die Ventilation beschrieben werden. Einflüsse aus Regen oder Sonneneinstrahlung werden in den nachfolgenden Betrachtungen nicht berücksichtigt, da die in dieser Arbeit behandelten CSF nur als Innenbauteile eingebaut werden.

Bei der Trocknung von CSF muss die Feuchte aus dem Baustoff in den umgebenden Luftraum übergehen. Zwischen der Oberfläche und der Umgebungsluft bildet sich eine Grenzschicht aus. In dieser kommt es in Analogie zur Wärmeleitung, siehe Bild 22, zu einem Feuchtekonzentrationsgefälle zwischen der Umgebungsluft und der Feststoffoberfläche. Der Dampfdiffusionsstrom durch diese Grenzschicht kann mit Hilfe der Diffusionsgesetze durch

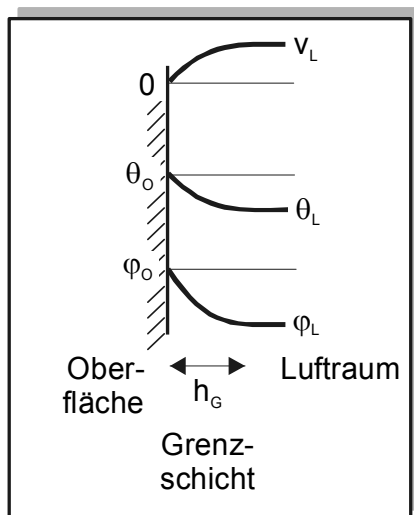


Bild 22: Schematische Darstellung des Einflusses der Grenzschicht auf Temperatur  $\theta$ , Feuchte  $\phi$  und Geschwindigkeit  $v$

eine ruhende Luftschicht gewisser Dicke oder durch einen Stoffübergangskoeffizienten beschrieben werden.

Die Dicke dieser Grenzluftschicht wird unter anderem maßgeblich von den Windgeschwindigkeiten in der Umgebungsluft beeinflusst. Je dicker die Grenzschicht ist, umso mehr behindert sie den Feuchtetransport zwischen Baustoffoberfläche und umgebender Luft. In der Regel wird die Grenzschicht über einen Wasserdampfübergangskoeffizienten abgebildet. Gemäß CEB Report 167/14/ kann der Wasserdampfübergangskoeffizienten  $h_{\bar{u}}$  der Grenzschicht für vertikale Flächen in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit  $v$  der Umgebungsluft nach Bild 23 abgeschätzt werden.

Bei vertikalen Flächen stellt sich dabei für sehr geringe Windgeschwindigkeiten ein gewisser Grenzwert ein, da es aufgrund der Dichteunterschiede zu einer zirkulierenden Auftriebsströmung kommt. Bei der Austrocknung großer horizontaler Flächen ist dies bei konstanter Temperatur nicht der Fall. Die feuchte Luft an der Oberfläche ist schwerer als die Umgebungsluft, so dass es (bei ausreichendem Feuchteangebot) mit der Zeit theoretisch zur Ausbildung einer unendlichen dicken Grenzschicht kommt, durch die die Feuchte aus dem Bauteil in die Umgebungsluft diffundiert. (Diesen Effekt nutzt man z.B. bei nach oben offenen Kühltruhen bewusst aus).

Der Feuchteleitwiderstand der Grenzschicht ist im Vergleich zum Dampfdiffusionswiderstand des Baustoffs um Größenordnungen kleiner. Daher beeinflusst er die Dampfdiffusion durch den Baustoff nur wenig. Bedeutsam für das Austrocknungsverhalten der CSF ist er nur zu den Zeiten, in denen der um Größenordnungen stärkere kapillare Wassertransport im Feststoff der entscheidende Transportmechanismus ist, weil dann die Grenzschicht die Austrocknungsgeschwindigkeit hemmt.

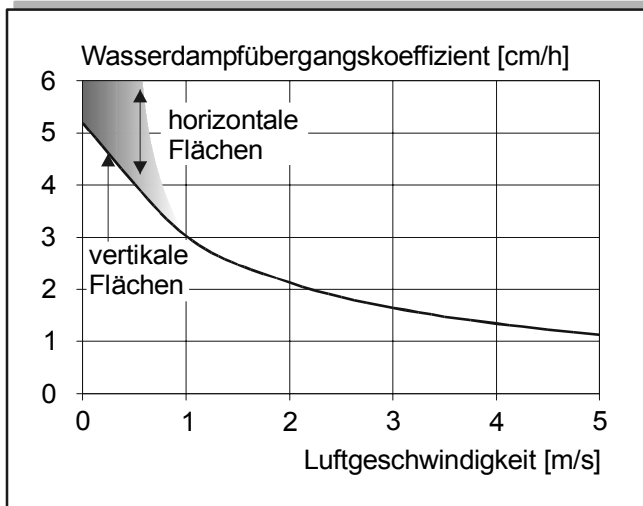


Bild 23: Einfluss der Windgeschwindigkeit der Umgebungsluft auf den Wasserdampfübergangskoeffizienten von Wandflächen (in Analogie zum Wärmedurchgangswiderstand) /14/

### 3.4 Trocknungsverhalten

Der Trocknungsverlauf hygroskopischer, kapillaraktiver Stoffe, die von hohen Feuchtegehalten aus trocknen, ist durch 3 Trocknungsabschnitte gekennzeichnet, die durch so genannte Knickpunkte der Trocknungsgeschwindigkeit gekennzeichnet sind, s. Bild 24.

Trocknungsphase A: Das Wasser verdunstet an der Stoffoberfläche. Solange die kapillare Leitfähigkeit groß genug ist, aus dem Innern die an der Oberfläche verdunstende Wassermenge nachzufördern, bleibt die Trocknungsgeschwindigkeit konstant und wird von der Verdunstungsleistung der Grenzschicht bestimmt.

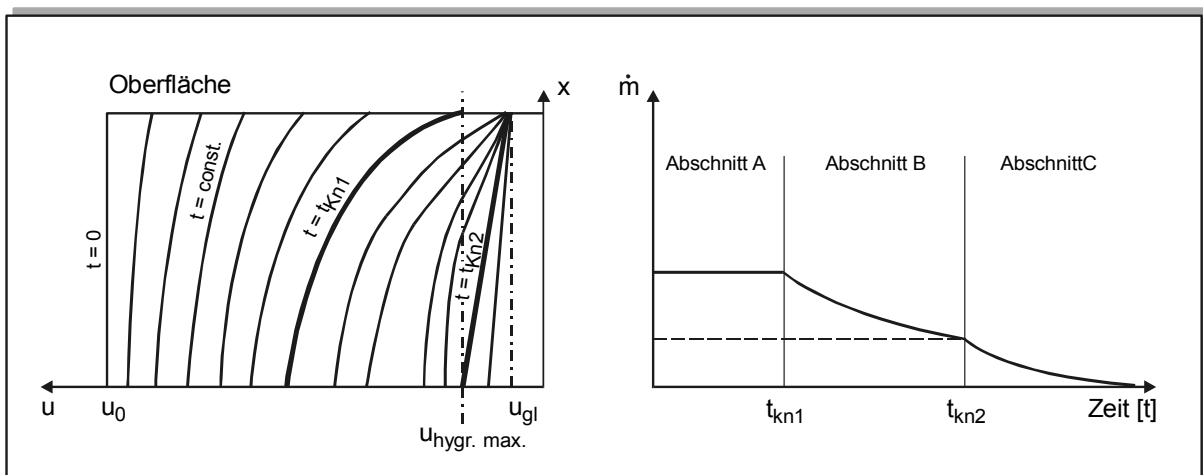


Bild 24: Charakteristischer zeitlicher Verlauf der Trocknungsgeschwindigkeit und der Feuchteverteilung bei einseitiger Austrocknung eines hygroskopischen, kapillaraktiven Baustoffs

Trocknungsphase B: Ist ein ausreichender Feuchtenachschub nicht mehr vorhanden, so sinkt die Oberflächenfeuchte unter die maximale hygroskopische Feuchtigkeit, die häufig auch als kritischer Feuchtegehalt  $w_{krit}$  gekennzeichnet wird und der Feuchtespiegel wandert in den Stoff hinein. Von nun an liegen im Innern noch ausreichende Feuchtegehalte für einen kapillaren Transport vor. Die Trocknungsgeschwindigkeit ist deutlich kleiner, da der Feuchtetransport vom Verdunstungsspiegel im Stoff an die Oberfläche des Stoffs vom Wasserdampfpartialdruckgefälle bestimmt wird und der Transport je nach Werkstoff aus Diffusion, Effusion oder Oberflächendiffusion besteht.

Trocknungsphase C: Auf der Unterseite wird ebenfalls der kritische Feuchtegehalt erreicht und die Austrocknungsgeschwindigkeit sinkt asymptotisch gegen Null bis die Ausgleichsfeuchte erreicht ist.

## **4 BESTIMMUNG DER HYGRISCHEN KENNWERTE**

### **4.1 Bestimmung der Feuchtespeicherfunktion**

Für die Bestimmung der hygrischen Kennwerte wurden zylindrische Prüfkörper mit einem Durchmesser von 100 mm und einer Höhe von 50 mm hergestellt. Der CSF wurde ohne Verdichtungsarbeit in die Schalungen gefüllt. Die Prüfkörper lagerten bis zum Ausschalen ohne Abdeckung für 14 d im Klimaraum 20°C / 65 % r.F.. Nach 14 d wurden die Prüfkörper ausgeschalt und die einzelnen Probekörper nass zugeschnitten. Um Randeinflüsse zu vermeiden, wurden die oberen und unteren 5 mm der Prüfkörper abgeschnitten.

Bei der Bestimmung der Speichereigenschaften muss, wie in Abschnitt 3.1 gezeigt, zwischen dem Sorptionsfeuchtebereich und dem Kapillarwasserbereich unterschieden werden /59/.

#### **4.1.1 Sorptionsfeuchtebereich**

In dieser Arbeit wurde für die Bestimmung des Sorptionsfeuchtebereiches das in DIN 52620 genormte Verfahren gewählt, bei dem die Proben in einem konstanten Klima gelagert werden und die Ausgleichsfeuchte durch Wiegen der Probe bis zur Massekonstanz ermittelt wird. Nach Erreichen der Ausgleichsfeuchte werden die Proben schrittweise von höheren in niedrigere Luftfeuchten umgelagert bzw. umgekehrt. Hierdurch erhält man die Desorptions- bzw. Adsorptionsisotherme. Messungen oberhalb von 93 % r.F. lassen sich mit diesem Verfahren nicht durchführen, da die Sorptionsisotherme für CSF oberhalb von 93 % r.F. sehr steil ist. Hierdurch führen kleine Schwankungen der Luftfeuchte, die sich versuchstechnisch nicht vermeiden lassen, zu großen Änderungen in der Sorptionsfeuchte.

Als Probekörper dienten jeweils 3 Scheiben mit einer Höhe von 10 mm. Nach der Vorlagerung wurden die Probekörper bis zum Beginn der Desorptionsmessung für 3 Wochen in deionisiertem Wasser vorgelagert. Anschließend wurden die Probekörper in den Exsikkatoren in die entsprechenden Klimate eingelagert. In Tabelle A17 sind die für die Einstellung der verschiedenen Klimate verwendeten übersättigten Salzlösungen angegeben.

Die versuchstechnisch ermittelten Sorptionsfeuchten sind in Tabelle A16 angegeben und in Bild 25 dargestellt. Es stellten sich geringe Sorptionsfeuchten ein, wie für Gipsprodukte üblich. Nach Untersuchungen von Schnell /101/ beträgt die Ausgleichsfeuchte von unterschiedlichen Anhydritestrichen bei trockenem Bauklima rd. 0,2 M.-%. Die Sorptionsfeuchten wiesen einen geringen Temperatureinfluss auf. Wie zu erwarten lagen die Sorptionsfeuchten bei 40°C leicht unter denen bei 20°C.

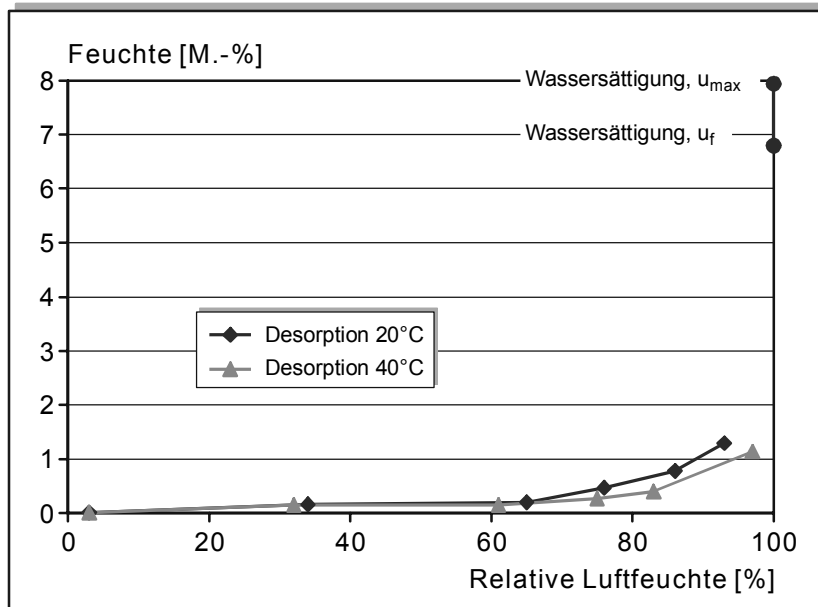


Bild 25: Versuchstechnisch ermittelte Sorptionsisotherme von CSF bei 20°C und 40°C

#### 4.1.2 Kapillarwasserbereich

Im Kapillarwasserbereich muss die Speicherfunktion, die den Zusammenhang zwischen relativer Luftfeuchte oder Kapillardruck und Wassergehalt des Baustoffes darstellt, wie in Abschnitt 3.1.2 gezeigt, auf andere Weise bestimmt werden.

Es ist sicherlich vorteilhaft, die Feuchtespeicherfunktion im Kapillarwasserbereich unter der Verwendung von Wasser als Prüfmedium zu bestimmen, wie es beim Zentrifugal-, oder Druckplattenverfahren der Fall ist. Hierdurch werden evtl. vorhandene Wechselwirkungen zwischen Porenoberfläche und Feuchte und der Einfluss der Porenlösung erfasst. Dennoch ist die Bestimmung der Porenradienverteilung mit Hilfe der Hg-Druckporosimetrie hinreichend genau für Proben aus CSF. Lediglich für mit Salz belastete Proben, die somit hygroskopische Stoffe im Porenraum enthalten, zeigte die mit Hilfe des Druckplattenapparates bestimmte Speicherfunktion bei Sandsteinen deutlich bessere Resultate /59/. Daher wird die Porenradienverteilung und daraus abgeleitet die Speicherkapazität im Kapillarwasserbereich in dieser Arbeit mit Hilfe der Quecksilberdruckporosimetrie bestimmt.

#### 4.1.3 Bestimmung der Porenstruktur

##### 4.1.3.1 Porosität

Das gesamte zugängliche Porenvolumen wurde mittels Wasseraufnahme unter 15 MPa Druck nach DIN 52103 bestimmt. Der Wert entspricht der maximal möglichen Wassersättigung des CSF.

Die für natürliche Feuchtespeichervorgänge zugänglichen Porenräume wurden mit Hilfe der kapillaren Wasseraufnahme bestimmt und entsprechen der kapillaren Wasserkapazität. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4 angegeben, die zudem Angaben zur Rohdichte und Reindichte enthält.

Tabelle 4: Dichte, Rohdichte und Porosität, bestimmt durch Wasseraufnahme unter 15 MPa Druck und kapillare Wassersättigung

Wasseraufnahme unter 15 MPa Druck				Kapillare Wasseraufnahme (24 h)	
Dichte	Rohdichte	Porosität		Porosität	
[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]	[M.-%]	[Vol.-%]	[M.-%]
2520	2090	17,1	8,2	14,2	6,8

#### 4.1.3.2 Porengrößenverteilung

Neben dem Porenvolumen ist die Verteilung der Porenradien bei der Beurteilung der Feuchtespeicherung von großer Bedeutung. Trotz gleicher Gesamtporosität verhalten sich zwei Baustoffe völlig unterschiedlich, wenn sich die Porenradienverteilung unterscheiden (vgl. Bild 5). Die Porenradienverteilung kann mit der Quecksilberdruckporosimetrie bestimmt werden. Die Quecksilberdruckporosimetrie beruht auf der Messung von Kapillarkräften, welche beim Eindringen einer nicht benetzenden Flüssigkeit (Hg) in das Porensystem entstehen. Die Probe wird unter Vakuum mit Hg beaufschlagt, welches im Laufe der Messung mit zunehmendem Druck in immer kleinere Poren gedrückt wird. Dabei wird für jede Druckstufe die in die Probe hinein gedrückte Quecksilbermenge bestimmt. Die Oberflächenspannung des Quecksilbers beträgt 0,485 N/m. Für den Randwinkel von Quecksilber auf mineralischen Baustoffen werden Werte zwischen 116° und 145° angegeben. Eine exakte Bestimmung ist aufgrund der Oberflächenstruktur der Baustoffe kaum möglich. In den Untersuchungen wurde ein Randwinkel von 141,3° angenommen. Unter der Annahme vollständig vernetzter zylindrischer Poren kann der dem jeweiligen Druck entsprechende Porenradius berechnet werden. Man erhält die Poreneingangsradienverteilung und kann den jeweiligen Kapillarporenradien ein Porenvolumen zuordnen, das gefüllt wird. Reale Baustoffe besitzen sog. Flaschenhalsporen. Diese Poren werden erst gefüllt, wenn der Druck ausreicht, das Quecksilber durch die kleinere Eingangspore zu drücken. Das Porenvolumen wird dabei dem kleineren Eingangsporenradius zugewiesen, wodurch sich in der Ermittlung Verschiebungen in Richtung kleinerer Radien ergeben.

Für den hier betrachteten Fall der Austrocknung sind die beim Hineindrücken von Quecksilber bestimmten Poreneingangsradien, für die enthaltene Feuchte eigentlich Porenausgangsradien. Das ist jedoch genau der Radius, der die Austrocknung des Porenvolumens bestimmt.



Um repräsentative Ergebnisse der Quecksilberdruckporosimetrie für die Mörtelproben zu gewährleisten, wurden je 5 Proben ( $\sim 1 \text{ cm}^3$ ) im Alter von 28 d aus dem mittleren Bereich eines Prismas gebrochen und die Messergebnisse gemittelt. Anschließend wurden die Proben 24 h in Methanol gelagert, um den Hydratationsprozess zu beenden und das Wasser auszutreiben, und dann bei  $40^\circ\text{C}$  über Silicagel getrocknet. Die mit Hilfe der Hg-Druckporosimetrie ermittelte Porenradienverteilung ist in Bild 26 oben als inkrementelle Porenradienverteilung und unten als integrale Porenradienverteilung dargestellt.

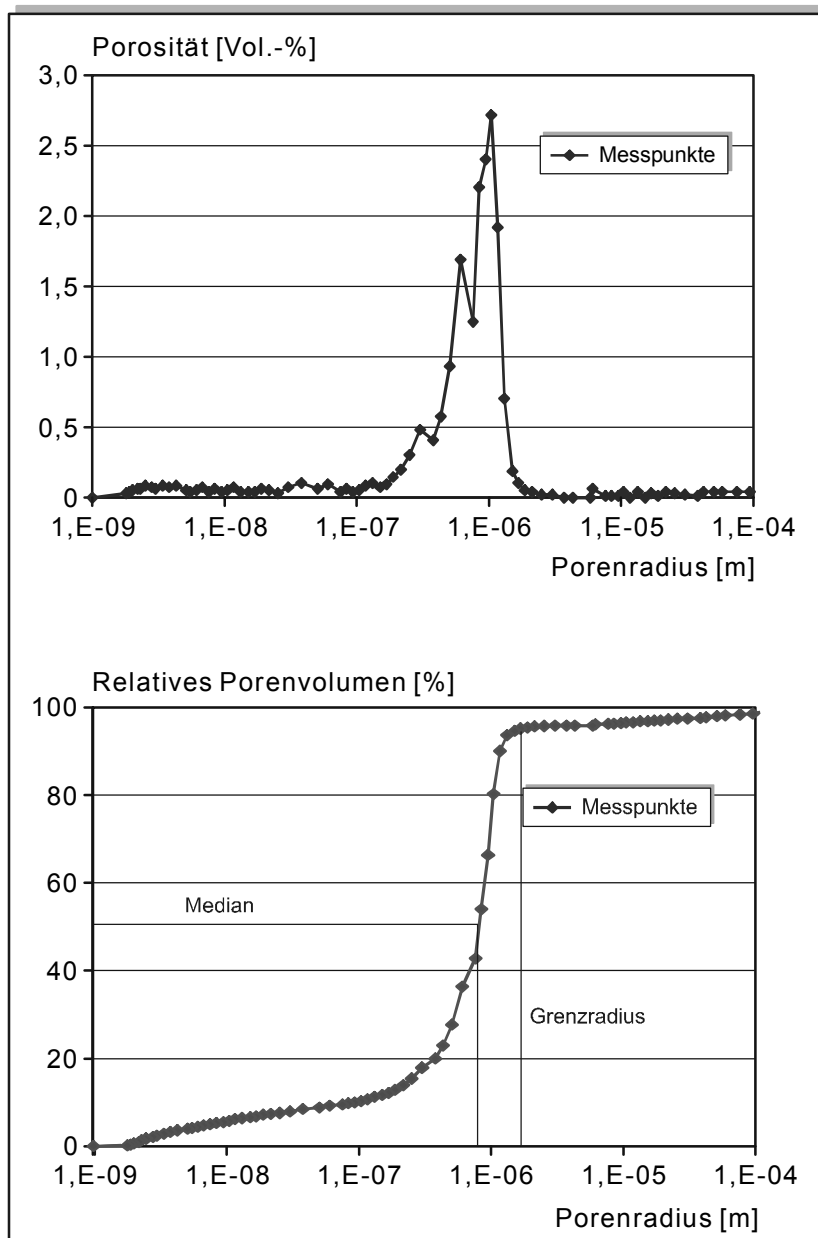


Bild 26: Darstellung der Porenradienverteilung von CSF, bestimmt durch Hg-Druckporosimetrie  
 Oben: Inkrementelle Darstellung der Porenradienverteilung, aus der die Häufigkeit abgelesen werden kann, mit der Poren einer bestimmten Größe am Gesamtporenvolumen beteiligt sind  
 Unten: Integrale Darstellung des Porenvolumens

Die Porenradienverteilung des CSF weist unterhalb von  $10^{-7}$  m kaum Poren auf. Die vorhandenen Poren sind eng um einen Porenradius von  $0,9 \cdot 10^{-6}$  verteilt. Als charakteristische Kennwerte der Porenverteilung wurden aus der Summenkurve Medianradius und Grenzradius bestimmt, s. Tabelle 5. Der Medianradius bezeichnet den Porenradius, bei dem 50 Vol.-% des Gesamtvolumens eingedrungen sind. Er charakterisiert somit die Lage der Porenverteilung. Beim Grenzradius dringen erstmals größere Mengen Quecksilber in die Probe ein. Er wird über den Wendepunkt der integralen Intrusionskurve bestimmt /44/. Nach Meng /72/ ist er ein wichtiger Kennwert für den hygri-schen Transportkoeffizienten, da er den kritischen Porenradius bzw. den zugehörigen Wassergehalt beschreibt. Bei einer guten Vernetzung des Porensystems (wie bei CSF) wird angenommen, dass das Quecksilber unterhalb des Grenzradius in allen groben Poren vorliegt und von dort in die feineren Poren gedrückt wird.

Tabelle 5: Ergebnisse der Hg-Druckporosimetrie

Medianradius	Grenzradius	Grenzradius zugeordnete Restfeuchte
[m]	[m]	[M.-%]
$0,9 \cdot 10^{-7}$	$1,3 \cdot 10^{-6}$	7,3

Eine Hg-Druckporosimetrie liefert zusätzlich Dichte, Rohdichte, Porosität und die Porenoberfläche. Aus dem Intrusionsvolumen je Porenradienklasse kann die Mantelfläche unter der Annahme zylindrischer Poren leicht bestimmt werden ( $A = 2 V/r$ ). Die Aussagegenauigkeit ist aber begrenzt. Neben der fehlerbehafteten Annahme von zylindrischen Poren, haben Ringversuche gezeigt, dass die Streuung von Geräten und Versuchsparametern abhängt /73, 74/. Die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche sind in Tabelle A19 dargestellt.

#### 4.1.4 Speicherfunktion

Im hygroskopischen Bereich wird der Feuchtegehalt eines Baustoffs durch die Sorptionsisotherme charakterisiert. Im Kapillarwasserbereich sind Kapillarkräfte wirksam, die je nach Feuchteangebot zur Füllung der Porenräume in Abhängigkeit von den Porenradien führen. Aus dem Zusammenhang zwischen Porenradiengröße und relativer Feuchte kann nach Gleichung (2) derjenige Porenradius angegeben werden, der bei einer gegebenen relativen Luftfeuchte gefüllt ist. Wird dem Porenradius  $r$  die Summe des Porenvolumens aller Poren mit einem Radius  $r_i \leq r$  zugeordnet, stellt dieses Volumen, den durch die Kapillarkondensation gefüllten Porenraum dar. Die Darstellung der Porenradienverteilung als relative Summenkurve (Bild 26) entspricht dem jeweils gefüllten Porenraum.

Somit kann im Bereich geringer Feuchtegehalte der Zusammenhang zwischen Feuchtegehalt und relativer Luftfeuchte aus der Sorptionsisotherme und bei hohen Feuchtegehalten aus der Porengrößenverteilung abgeleitet werden. In dieser Arbeit wird die Sorptionsisotherme im Bereich von 0 bis 93 % r.F. verwendet. Die Porengrößenverteilung wird oberhalb von 93 % r.F. im Porenradienbereich von  $10^{-8}$  bis  $10^{-4}$  m verwendet. Die versuchstechnisch mittels der Sorptionsmessung bestimmte und aus der Hg-Druckporosimetrie ermittelte Speicherfunktion ist in Bild 27 oben links bzw. oben rechts dargestellt. Die Überlagerung der beiden Kurven ergibt die Speicherfunktion. Die freie Wassersättigung wurde aus dem kapillaren Saugversuch bestimmt, die maximale Wassersättigung aus der Wasseraufnahme unter Druck (Tabelle 4). Der dem Grenzradius zugeordnete kritische Feuchtegehalt, ab dem nach Meng /72/ eine kapillare Leitfähigkeit vorausgesetzt werden kann, beträgt rd. 7,3 M.-%.

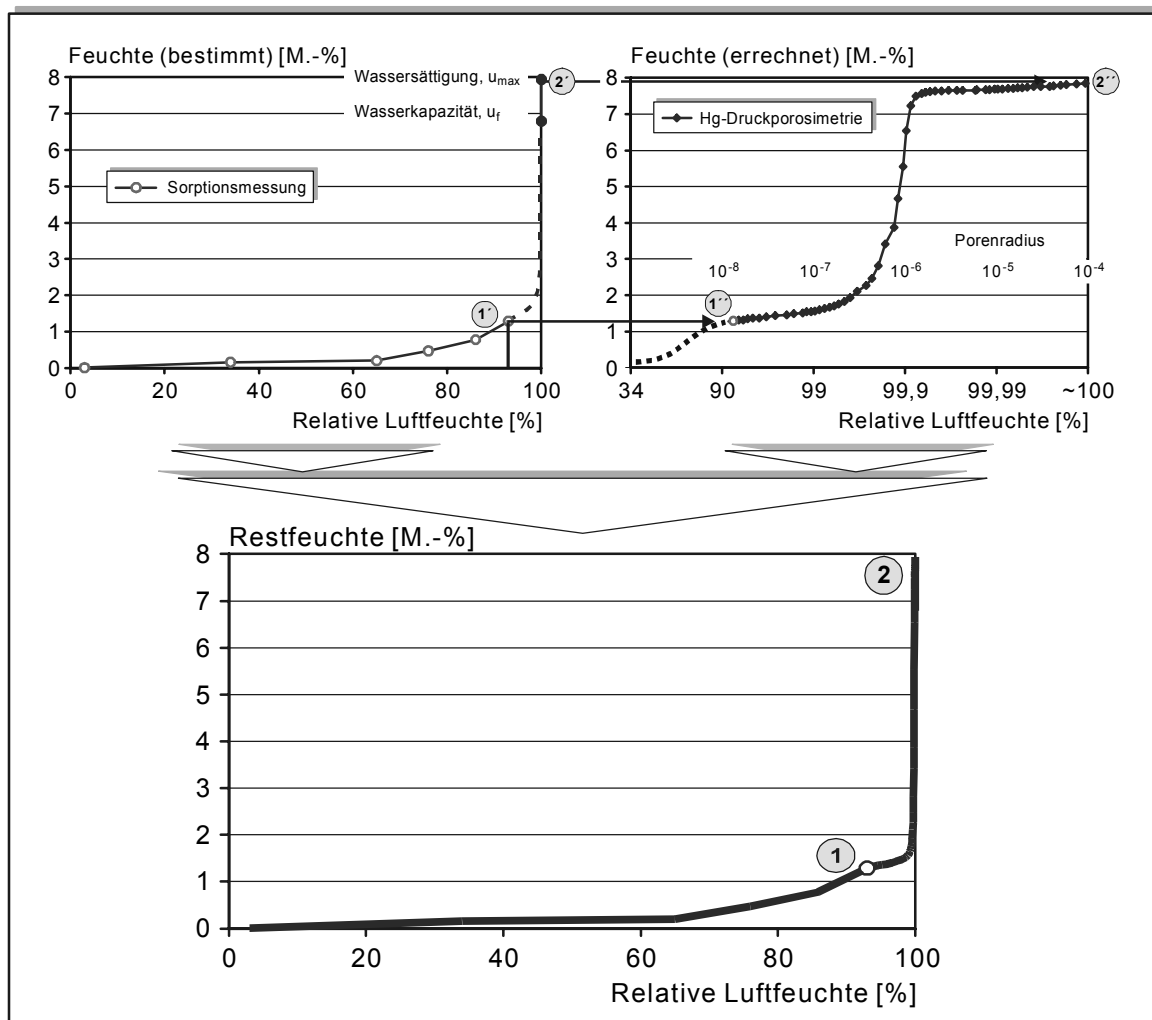


Bild 27: Darstellung der Ermittlung der Speicherfunktion aus den Ergebnissen der Sorptionsmessung und der Hg-Druckporosimetrie sowie dem kapillaren Saugversuch ( $u_f$ ) und der Wasseraufnahme unter Druck ( $u_{max}$ )

## 4.2 Bestimmung der Wasserdampfdiffusionskoeffizienten

Der Wasserdampfdiffusionskoeffizient muss unter Bedingungen ermittelt werden, in denen praktisch kein Flüssigkeitstransport herrscht. Bei den meisten Baustoffen liegt im Trockenbereich (0-50 % r.F.) nach DIN 52615 nur ein geringer Sorptionsfeuchtegehalt vor. Dies gilt insbesondere auch für CSF. Die Diffusionswiderstandszahl kann daher in diesem Bereich als charakteristische Stoffeigenschaft angesehen werden.

Die Bestimmung der Diffusionskoeffizienten erfolgte in Anlehnung an das genormte Verfahren nach DIN 52615. Dazu wurden plattenförmige Probekörper (Durchmesser 100 mm, Dicke 10 mm) nach der Vorlagerung dicht schließend auf ein Gefäß aufgebracht und ihre Seitenflächen mit Paraffinwachs abgedichtet. Im Gefäß wurde durch Salzlösungen nach DIN 50008 eine konstante relative Luftfeuchte eingestellt. Außerhalb des Gefäßes wurde mittels Klimaschrank oder Salzlösung das Klima eingestellt. Unter dem Einfluss der Partialdruckdifferenzen auf den beiden Seiten der Probe diffundiert Wasserdampf durch die Probe. Nach einer gewissen Anlaufzeit, in der sich in der Probe zunächst ein Feuchtegleichgewicht einstellt, stellt sich ein konstanter Diffusionsstrom ein und der entsprechende Dampfdiffusionswiderstand kann nach DIN 52615 berechnet werden. Er berücksichtigt den reduzierten Diffusionsquerschnitt und die Umwege und Querschnittsänderungen im Porenraum. Der Einfluss der versuchstechnisch unvermeidbaren Luftzwischenräume auf Ober- und Unterseite wird rechnerisch über  $s_L$  berücksichtigt, siehe Gleichung (24).

$$\mu = \frac{1}{s} \cdot \left( \delta_L \cdot A \cdot \frac{p_1 - p_2}{I_D} - s_L \right) \quad (24)$$

mit  $d_L$  nach Gleichung (8)

$\delta_L$ : Diffusionsleitkoeffizient von Wasserdampf in Luft [kg/(m·h·Pa)]

$\mu$ : Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl [-]

$s$ : mittlere Dicke der Probe [m]

$s_L$ : mittlere Dicke der Luftschicht im Prüfgefäß unterhalb der Probe [m]

$p_1, p_2$ : Wasserdampfteildrücke an der Probe [Pa]

$I_D$ : Wasserdampfdiffusionsstrom [kg/h]

In Tabelle 6 sind die ermittelten Diffusionswiderstandszahlen angegeben. Um den Einfluss der Randbedingungen auf die Diffusionswiderstandszahl berücksichtigen zu können, wurden engere Partialdruckdifferenzen als in DIN 52615 vorgegeben sind, gewählt, siehe Tabelle 6.

Die Diffusionswiderstandszahlen bleiben im Bereich zwischen 50 und 76 % r.F. zunächst konstant und nehmen dann leicht ab. Normalerweise erwartet man bei der Erhöhung der r.F. eine Abnahme der Diffusionswiderstände /31, 33, 86/. Dies wird dadurch begründet, dass unter isothermen Verhältnissen die Gradienten des Partialdrucks und der relativen Feuchte in dieselbe Richtung weisen. Steigt die relative Feuchte an, so bilden sich Oberflächenfilme aus,

die in Bereichen höherer relativer Luftfeuchte dicker und beweglicher sind und sich in Richtung niedrigerer relativer Feuchte bewegen. Dieser Transport im Sorbatfilm gehört aber physikalisch zum Flüssigkeitstransport, wie im Abschnitt 3.2.3 gezeigt wurde /89, 64/.

Tabelle 6: Diffusionswiderstandszahlen von CSF bei verschiedenen Luftfeuchtbereichen

Probe	Diffusionswiderstandszahl bei einer mittleren relativen Luftfeuchte in %		
	50 (34 ÷ 65)	76 (65 ÷ 86)	85 (76 ÷ 93)
	[ - ]		
CSF	25	25	22

Entsprechend der sehr flachen Sorptionsisotherme im Bereich zwischen 34 und 76 %, kommt es in diesem Feuchtbereich auch praktisch zu keiner Verringerung des Dampfdiffusionswiderstandes. Die Abnahme der Diffusionswiderstände im Bereich zwischen 76 und 85 % r.F. ist nur gering und lässt sich evtl. darauf zurückführen, dass die Durchlässigkeit des Porenraums abgenommen hat. Ursächlich hierfür könnten späte Quelleffekte sein, die im Bereich der hohen r.F. den Porenraum verengen.

In dieser Arbeit wird im Folgenden mit einem feuchteunabhängigen Diffusionswiderstand von  $\mu = 25$  gerechnet. Die bei CSF ohnehin geringen Effekte der Oberflächendiffusion können bei der Berechnung der kapillaren Weiterleitung berücksichtigt werden.

### 4.3 Bestimmung der kapillaren Feuchtebewegung

#### 4.3.1 Bestimmung der kapillaren Wasseraufnahme

Zur Charakterisierung des kapillaren Saugvermögens können der Wasseraufnahmekoeffizient A und der Wassereindringkoeffizient B bestimmt werden. Die Ermittlung der Wasseraufnahmekoeffizienten erfolgte in Anlehnung an DIN 52617 an 40 mm hohen Probekörpern mit einem Durchmesser von 100 mm, die zuvor getrocknet wurden. Die Wasseraufnahme ist in Bild 28 dargestellt. Trägt man den Wassergehalt gegen die Zeit im Wurzelmaßstab auf, so zeigt die Kurve einen linearen Verlauf bis zum Erreichen der maximalen Steighöhe (bedingt durch die Höhe des Probekörpers). Sie entspricht somit der in DIN 52617 angenommenen linearen Abhängigkeit mit der Zeit.

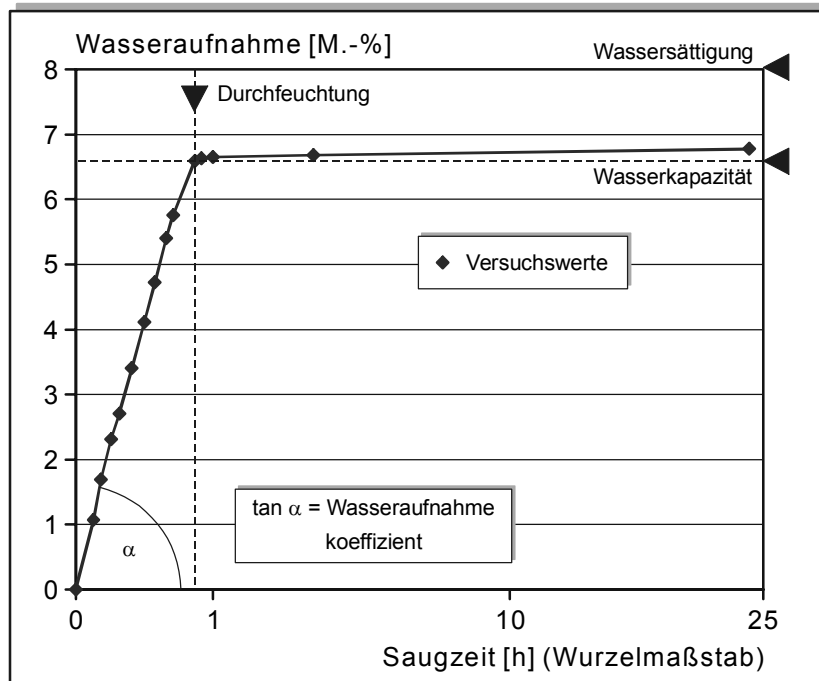


Bild 28: Kapillare Wasseraufnahme in Abhängigkeit von der Zeit (Wurzelmaßstab)

Nach rd. 45 min kommt die kapillare Wasseraufnahme plötzlich zum Stillstand. Zu diesem Zeitpunkt war der Probekörper auf der Oberseite leicht durchfeuchtet. Im weiteren Verlauf ändert sich die Masse des Probekörpers nur noch geringfügig. Dies zeigt, dass nahezu alle Poren vollständig gefüllt sind und es nur zu einem geringen Nachsaugen in Poren mit geringerer Kapillarkraft kommt. Der Wasseraufnahmekoeffizient ergibt sich als Steigung im ersten linearen Bereich der Kurve. Zudem kann die freie Wasserkapazität beim kapillaren Saugen aus dem Wassergehalt beim Erreichen des Knickpunktes errechnet werden. Die Kennwerte sind in Tabelle 7 dargestellt.

Tabelle 7: Kennwerte aus dem kapillaren Saugversuch

Probe	Wasseraufnahmekoeffizient	Wassereindringkoeffizient	Wasserkapazität
	[kg/(m <sup>2</sup> ·s <sup>0,5</sup> )]	[m/h <sup>0,5</sup> ]	[M.-%]
CSF	0,113	0,028	6,8

### 4.3.2 Berechnung der kapillaren Transportkoeffizienten

In Abschnitt 3.2.6 wurde der kapillare Flüssigkeitstransportes und die rechnerische Ermittlung der Transportkoeffizienten erläutert.

Bei der freien Wassersättigung wiesen die mittels NMR-Messung für Gips bestimmten Transportkoeffizienten für das Saugen und Weiterleiten den gleichen Wert auf (Bild 18). Der Wert bei der freien Wassersättigung wird in dieser Arbeit aus dem kapillaren Saugversuch

bestimmt und nach Gleichung (19) berechnet. Der rechnerische Verlauf des Transportkoeffizienten für den Saugversuch ist in Bild 30 dargestellt.

Der Verlauf des Feuchtetransportkoeffizienten in Abhängigkeit von der Stofffeuchte wird aus der Porenverteilung errechnet. Für das in Bild 20 dargestellte Kapillarmodell leitete Krischer /55/ die Ermittlung des kapillaren Transportkoeffizienten her (Gleichung (21) - (23)).

Die integrale Porenvolumenverteilung wurde in dieser Arbeit mit Hilfe der Hg-Druckporosimetrie bestimmt. Diese liefert aber Messwerte mit unterschiedlichem Abstand auf der x-Achse. Um die Kurve entsprechend der erforderlichen Integrale in Gleichung (23) auszuwerten, wurde mit Hilfe eines kubischen Splines eine integrale Porenvolumenverteilung mit stetigen Stützpunkten auf der x-Achse erzeugt /23/. Damit kann die integrale Porenvolumenkurve in beliebig vielen Abschnitten integriert werden. In Bild 29 sind die Berechnungsergebnisse für den untersuchten CSF dargestellt. Sie entsprechen im Verlauf nahezu den in Bild 18 dargestellten Transportkoeffizienten.

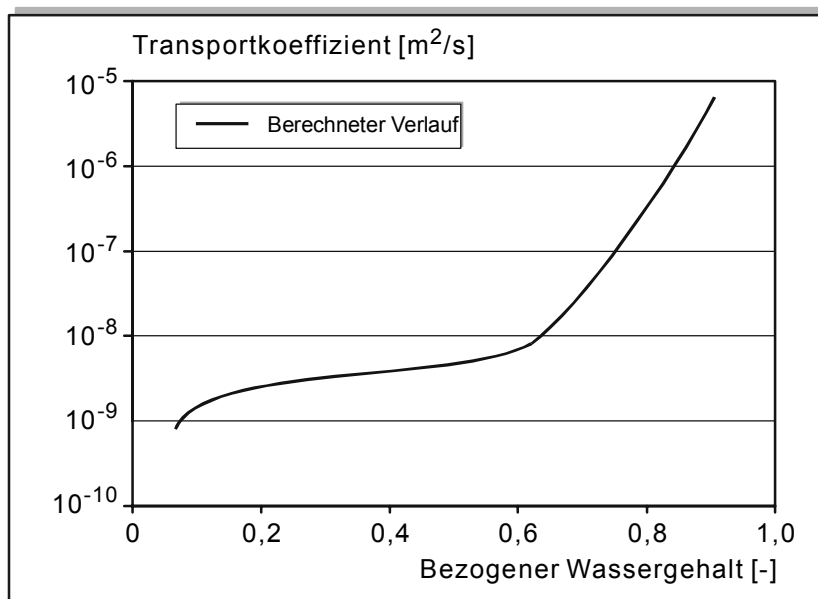


Bild 29: Aus der Porenverteilung errechnete kapillare Transportkoeffizienten

Im Sorptionsfeuchtebereich wird die Verringerung des Dampfdiffusionswiderstandes dem kapillaren Transport zugeordnet. Unter der Annahme, dass sich die Verringerung des Dampfdiffusionswiderstandes im Feuchtbereich auf einen überlagerten Flüssigkeitstransport zurückführen lässt, kann aus der Differenz der im Feucht- und Trockenbereich bestimmten Dampfdiffusionswiderstände der Wert des kapillaren Transportkoeffizienten nach Gleichung (25) bestimmt werden und ergibt sich zu rd.  $1 \cdot 10^{-10}$  [ $\text{m}^2/\text{s}$ ].

$$g_w = -\left(\frac{1}{\mu} - \frac{1}{\mu^*}\right) \cdot \frac{\delta_L \cdot p_s}{R \cdot T} \cdot \frac{d\varphi}{ds} = -\kappa \frac{dw}{ds} \quad (25)$$

$$\kappa = \left(\frac{1}{\mu} - \frac{1}{\mu^*}\right) \cdot \frac{\delta_L \cdot p_s}{R \cdot T} \cdot \frac{\Delta\varphi}{\Delta w}$$

$g_w$ : Wasserdampfstromerhöhung [kg/m<sup>2</sup>·h]

$\delta_L$ : Diffusionsleitkoeffizient von Wasserdampf in Luft [kg/(m·h·Pa)]

$\mu$ : Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl [-]

$\mu^*$ : Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl im Feuchtbereich [-]

$s$ : mittlere Dicke der Probe [m]

$\varphi$ : relative Luftfeuchte [-]

$p_s$ : Sättigungsdampfdruck [Pa]

$\kappa$ : Kapillare Transportkoeffizient [m<sup>2</sup>/s]

Anschließend wird die gewählte Funktion in Trocknungsversuchen verifiziert. In Bild 30 sind die Transportfunktionen dargestellt, die für die weiteren Berechnungen in dieser Arbeit verwendet werden. Die Transportfunktionen wurden mit wenigen Stützpunkten erstellt. Hierdurch sind die Berechnungen bei ausreichender Genauigkeit schneller.

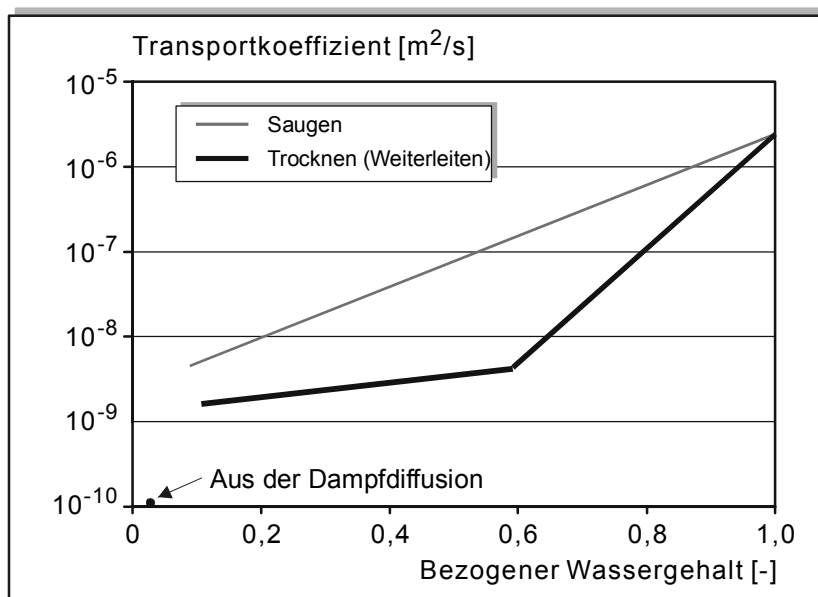


Bild 30: Transportfunktion für Saugen und Weiterverteilen (Trocknen)

Zur Validierung der experimentell und theoretisch ermittelten Transportfunktion werden Trocknungsversuche durchgeführt, die in Abschnitt 5 beschrieben sind. Sie werden in Abschnitt 7 mit Hilfe eines FEM-Programms simuliert.



## 5 UNTERSUCHUNGEN DES AUSTROCKNUNGSVERHALTENS

### 5.1 Zusammensetzung des untersuchten CSF

Der im Rahmen dieser Arbeit untersuchte CSF ist auf der Basis von Naturanhydrit hergestellt und besteht neben dem Bindemittel aus Kalksteinzuschlag 0-2 mm, Zement als Anreger und einem Fließmittel in Trockenform. Die Zusammensetzung ist in Tabelle 8 angegeben.

Tabelle 8: Zusammensetzung des in dieser Arbeit untersuchten CSF

	Materialart	Anteil
Zuschlag	Kalkstein 0-2 mm	58 M.-%
Bindemittel	Anhydrit	40 M.-%
Anreger	Zement	2 M.-%
Wasser/Feststoffverhältnis		0,150

### 5.2 Trocknungsversuche

Das Trocknungsverhalten von CSF wurde an Probekörpern mit den Abmessungen 300·300·46 (mm) untersucht, die nur zur Oberfläche hin austrocknen konnten. Die Probekörper wurden im Laborklima 20°C / 65 % r.F. hergestellt und gelagert. Der Laborraum wies eine in klimatisierten Arbeitsräumen üblicherweise vorhandene Luftbewegung auf. Der Masseverlust durch Austrocknung wurde durch kontinuierliche Wägung bestimmt und unmittelbar nach der Herstellung automatisch erfasst. Er ist in Bild 31 dargestellt. Während in Bild 31 oben der Verlauf der Restfeuchte über die Zeit, also die integrale Austrocknung, dargestellt ist, ist unten die Austrocknungsgeschwindigkeit dargestellt. Dabei wurde in der Regel ein zeitliches Intervall von 2 h, bei starker Änderung der Austrocknungsgeschwindigkeit auch ein Intervall von 1 h ausgewertet. Das Austrocknungsverhalten lässt sich in 4 Phasen einteilen.

Phase 1:

In den ersten Stunden weist der Probekörper eine sehr hohe Austrocknungsgeschwindigkeit von rd. 85 g/(m<sup>2</sup>·h) auf. Der CSF befindet sich hier noch in der flüssigen Phase. Freies Wasser steht auf der Oberfläche und die Verdunstung erfolgt somit von der freien Wasseroberfläche auf der gesamten Probekörperoberfläche. Mit dem Ansteifen und der Ausbildung der Porenstruktur trocknet die Oberfläche ab und für den Wassertransport und als Verdunstungsfläche steht nur noch der deutlich kleinere Querschnitt des Porenraums zur Verfügung. Dementsprechend verringert sich die Trocknungsgeschwindigkeit innerhalb der ersten 12 h deutlich auf rd. 30 g/(m<sup>2</sup>·h).

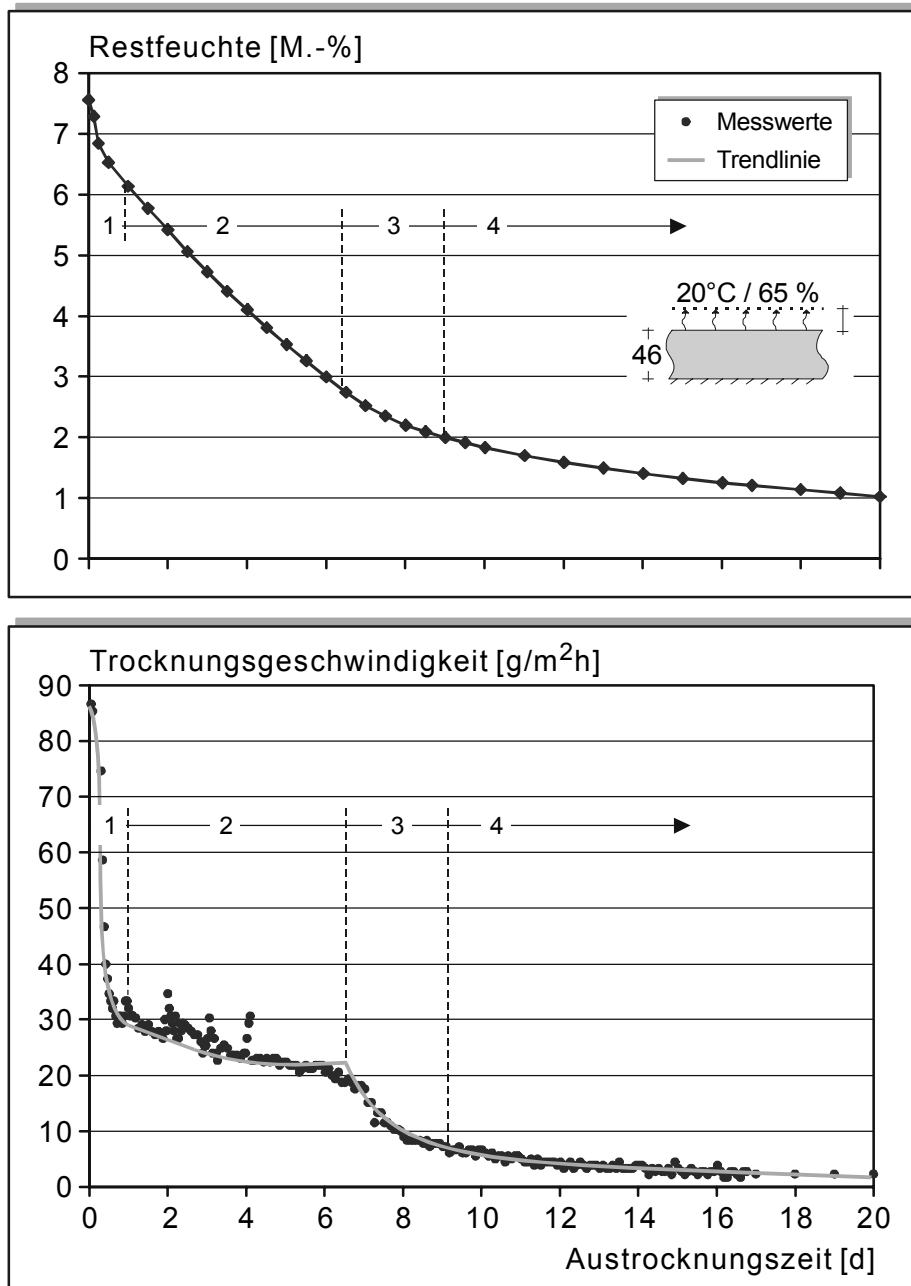


Bild 31: Austrocknung eines CSF unmittelbar nach der Herstellung bei einseitiger Austrocknung im Klima 20°C / 65 % r.F., Messergebnisse als Punkte dargestellt, Estrichkleinfläche 300·300·46 (mm)  
 Oben: Gemittelter Masseverlust über die Zeit  
 Unten: Trocknungsgeschwindigkeit über die Zeit

Phase 2:

In der zweiten Phase zeigt der Probekörper eine nahezu konstante Austrocknungsgeschwindigkeit. Der kapillare Flüssigkeitstransport aus dem Inneren des CSF an die Oberfläche setzt die Ausbildung eines Feuchtegefälles voraus. Allerdings ist zu bedenken, dass im feuchten CSF die Leitfähigkeit sehr groß ist und dementsprechend das Gefälle klein. Die Grenzschicht

behindert aber den Feuchtetransport von der Oberfläche des Probekörpers in die Umgebungsluft. So lange die Transportleistung der Grenzschicht geringer ist, als der Feuchtetransport aus dem Innern des Probekörpers über den kapillaren Transport an die Oberfläche, bleibt die Trocknungsgeschwindigkeit annähernd konstant. Die Transportleistung der Grenzschicht hängt ab von der Differenz der Wasserdampfpartialdrücke an der Bauteiloberfläche und der Umgebungsluft, sowie dem Wasserdampfübergangskoeffizienten. Dieser wird bei den im Allgemeinen glatten Oberflächen der Estriche von der Zirkulationsgeschwindigkeit der Luft und damit von der Dicke der Grenzschicht beeinflusst, analog zum Wärmeübergangskoeffizienten /97/.

Der Feuchtetransport im Probekörper beeinflusst damit im Wesentlichen nicht die Größe der Trocknungsgeschwindigkeit in Phase 2, sondern lediglich deren zeitliche Dauer. Damit gilt in dieser Phase näherungsweise:

$$g_w = \beta_p \cdot (P_U - P_O) \quad (26)$$

$g_w$ : Wasserdampfstromdichte durch die Grenzschicht (max. Trocknungsgeschwindigkeit in Phase 2) [ $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ]

$\beta_p$ : Wasserdampfübergangskoeffizient [ $\text{kg}/\text{m}^2\text{sPa}$ ]

$P_O$ : Wasserdampfpartialdruck auf der Bauteiloberfläche [ $\text{Pa}$ ]

$P_U$ : Wasserdampfpartialdruck in der Umgebungsluft [ $\text{Pa}$ ]

$p_O$  kann in dieser Phase zu 100 % r.F. angenommen werden und  $p_U$  ist aus der Klimalagerung bekannt (hier 65 % r.F.), so dass sich aus der versuchstechnisch bestimmten mittleren Wasserdampfstromdichte  $g_w$  zwischen dem ersten und sechsten Tag von rd. 25 g/(m<sup>2</sup>h) der Wasserdampfübergangskoeffizient  $\beta_p$  für die im Versuch vorhandenen Lagerungsbedingungen rechnerisch zu bestimmen lässt. Dies entspricht einer Grenzluftschichtdicke von rd. 12 mm. Er wird für den weiteren Austrocknungsverlauf als konstant angenommen.

Die Leistungsfähigkeit der kapillaren Weiterleitung bei sinkender Stofffeuchte entscheidet darüber, wie stark der Feuchtegradient im Innern des Calciumsulfat-Estrichs ausgebildet wird.

Zwischen dem 2. und 4. Tag schwanken die stündlichen Trocknungsgeschwindigkeiten deutlich. Auffällig ist, dass es lediglich Abweichungen zu höheren Trocknungsgeschwindigkeiten gibt. Da die Probe in einem Laborraum gelagert wurde, können Arbeiten in der Nachbarschaft der Probe zu Luftbewegungen führen, die dann die Dicke der Grenzschicht verringern und somit die Austrocknungsgeschwindigkeit nach oben verändern.

Mit fortschreitender Hydratation verdichtet sich das Porengefüge des CSF. Hierdurch kann die Verringerung der Trocknungsgeschwindigkeit von rd. 30 auf rd. 24 g/(m<sup>2</sup>·h) nach 3 d erklärt werden. Anschließend verringert sich die Austrocknungsgeschwindigkeit bis zum 6. Tag geringfügig auf rd. 21 g/(m<sup>2</sup>·h). Ursächlich hierfür ist die sich verringern-

Kapillarleitung in der oberflächennahen Schicht und die sich mit fortschreitender Austrocknung zunehmende Auslastung der Menisken.

Die Leistungsfähigkeit der kapillaren Weiterleitung nimmt mit zunehmender Austrocknung ab. Hierdurch bildet sich ein zunehmendes Gefälle der Feuchte zur Oberfläche aus. Ab einem bestimmten Zeitpunkt ist die oberflächennahe Schicht so weit getrocknet, dass die kapillare Weiterleitung an der Oberfläche nicht mehr ausreichend ist, um die maximale Trocknungsgeschwindigkeit aufrecht zu erhalten. Die Trocknung ist nun so weit fortgeschritten, dass der kritische Wassergehalt an der Oberfläche erreicht ist. Nun beginnt die Phase 3. Der Wechsel von Phase 2 zu Phase 3 entspricht dem Knickpunkt 1 in Bild 24.

Phase 3:

Die Trocknungsgeschwindigkeit verringert sich nun stetig, da mit sinkendem Wassergehalt der kapillare Transport weiter abnimmt. Der Trocknungsspiegel wandert hierdurch immer weiter in den CSF hinein. In dieser Phase ist in der Tiefe des CSF die Feuchte noch ausreichend, um einen geringen kapillaren Transport zu ermöglichen, der die Feuchte aus dem Innern bis an den Trocknungsspiegel heranführt. Die Diffusion als zweiter Transportmechanismus gewinnt zwar mit der Leerung der groben Poren zunehmend an Bedeutung, ist aber längst nicht so leistungsfähig. Der mögliche Feuchteabtransport in der Grenzschicht ist größer als der Nachtransport aus dem Innern des Probekörpers (Luftumwälzung vorausgesetzt). Die Oberfläche trocknet hierdurch rasch auf die Umgebungsfeuchte ab. In den oberflächennahen Schichten erfolgt der Transport jetzt nur noch durch die Diffusion im Porenraum. Der Diffusionswiderstand der Grenzschicht beeinflusst die Trocknung ab jetzt nur noch unwesentlich, da die in Reihe geschalteten Diffusionswiderstände des Porenraums ( $\mu = 25$ ) und der Grenzschicht ( $\mu = 1$ ) vom Porenraum dominiert werden.

Phase 4:

In der vierten Phase ist die Probe oberflächennah so weit ausgetrocknet, dass der kapillare Transport bedeutungslos wird. Die Trocknung erfolgt jetzt nur über Diffusionsprozesse. Die Trocknungsgeschwindigkeit verringert sich ständig, da der Feuchtegradient mit dem Austrocknen immer tieferer Schichten über die Verlängerung von  $\Delta x$  immer kleiner wird und da die treibende Kraft, der Partialdruckunterschied zwischen Prüfkörperinnern und – oberfläche ständig kleiner wird. Der Austrocknungsverlauf verläuft daher asymptotisch gegen den Ausgleichsfeuchtegehalt in Abhängigkeit der jeweiligen Umgebungsfeuchte. Da die Grenzschicht in Phase 4 aufgrund des wesentlich höheren Dampfdiffusionswiderstandes im Porenraum nur einen geringen Einfluss auf die Austrocknung hat, schwankt die Austrocknungsgeschwindigkeit kaum noch.

Zu diesem Zeitpunkt ist in der Tiefe des Probekörpers die Feuchte noch ausreichend für einen teilweise überlagerten Kapillartransport. Erst nach rd. 20 d ist die Probe auch auf der Unterseite so weit ausgetrocknet, dass der kapillare Transport auch in der Tiefe bedeutungslos wird. Dieser Knickpunkt 2 nach Bild 24 ist wegen der geringen Trocknungsgeschwindigkeit jedoch nicht feststellbar.

### **5.3 Messungen der relativen Feuchte in der Grenzschicht und in der Porenluft**

Um den Einfluss der Grenzschicht und den abrupten Wechsel zwischen kapillaren Transport, der von der Grenzschicht begrenzt wird, und Transport über Dampfdiffusion, bei dem die Grenzschicht kaum einen Einfluss hat, zu verifizieren, wurde die Luftfeuchte in einem weiteren Versuch in der Grenzschicht und im Porenraum direkt gemessen. Die Probekörper wiesen die Abmessungen 300·300·42 (mm) auf und konnten nur zur Oberfläche hin austrocknen. Die Probekörper wurden im Laborklima 20°C / 65% r.F. hergestellt und gelagert. Der Laborraum wies wiederum eine in klimatisierten Arbeitsräumen üblicherweise vorhandene Luftbewegung auf.

Zur Messung der relativen Feuchte wurden Sensoren mit kapazitivem Messprinzip eingesetzt, die in einer Höhe von rd. 6 mm über der Estrichoberfläche positioniert wurden. Zur Messung der Porenluftfeuchte wurden mehrere Bohrungen mit einem Durchmesser von 15 mm nach 1 d senkrecht in den CSF gebohrt. In die Bohrlöcher wurde eine Gummidichtung eingeführt, die die Bohrlochwandungen bis auf je eine Messkammer abdichtete. Die Messkammer wird mit einem Deckel dicht verschlossen. Das in der Messkammer eingeschlossene Luftvolumen strebt einen Ausgleich mit der Porenluftfeuchte im CSF an. In diese Messkammer wird später

der Feuchtesensor gesteckt. Nach einigen Minuten kann der Messwert abgelesen werden. Nach erfolgter Messung wird die Messkammer wieder mit dem Deckel verschlossen. Die Messkammern waren in unterschiedliche Tiefen angebracht, so dass ein tiefenabhängiges Profil erstellt werden konnte, s. Bild 32.

Im oberen Bereich von Bild 32 ist der Verlauf der relativen Luftfeuchten in der Grenzschicht dargestellt. In den ersten 5 Tagen nach Herstellung beträgt die relative Luftfeuchte rd. 82 %. Die relative Luftfeuchte im Laborraum betrug rd. 65 %, so dass sich unter der Annahme eines linearen Transportgefälles in der Grenzschicht, deren Dicke zu rd. 1,2 cm ergibt.

Im unteren Bereich von Bild 32 ist der Gradient der Porenluftfeuchte über die Tiefe zu ausgewählten Zeitpunkten dargestellt. Bis zum 4. Tag wird in einer Tiefe von 0-10 mm eine relative Feuchte von rd. 92 % gemessen und in größeren Tiefen praktisch 100 %. Nach 5 d sinkt die in der oberflächennahen Schicht (0-10 mm) gemessene Feuchte innerhalb von 3 d auf rd. 72 % ab. Dabei bildet sich ein deutlicher Gradient der relativen Feuchte in den oberflächennahen Schichten aus. Die Ergebnisse sind aus einem weiteren Versuch, wodurch sich das etwas frühere Ende der Phase 2 erklären lässt (rd. 5 d).

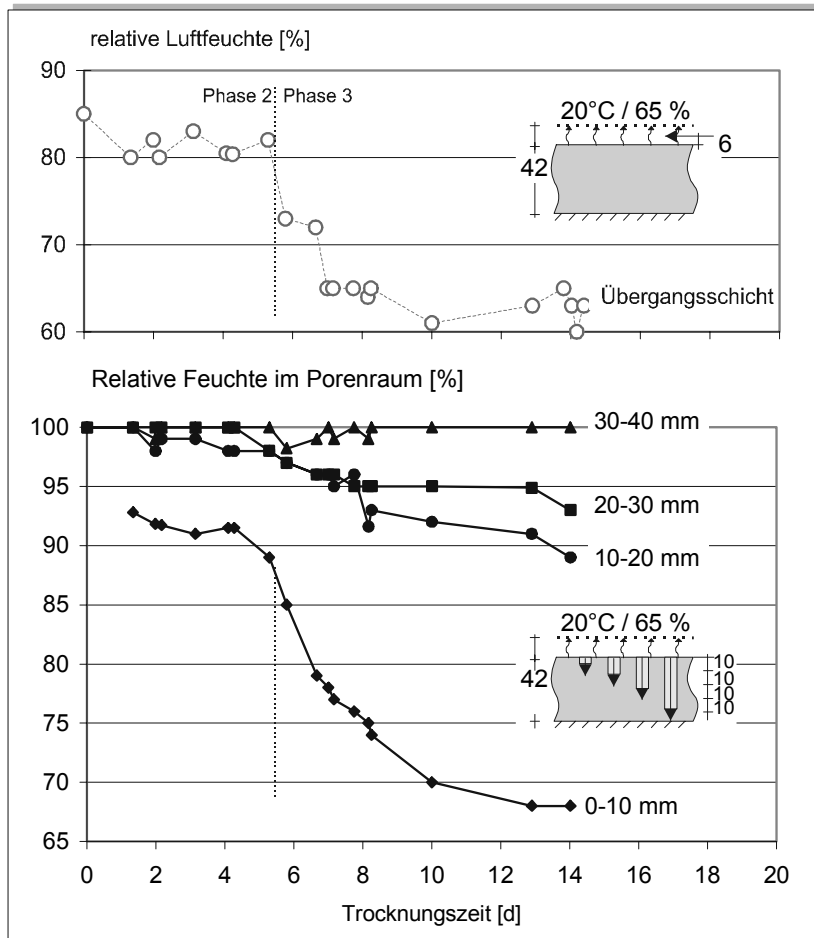


Bild 32: Ergebnisse der Messung der relativen Luftfeuchte in der Grenzschicht (oben) und der Porenluftfeuchte in verschiedenen Tiefen (unten) bei Austrocknung im Laborklima 20°C/65 % r.F. von Estrichkleinflächen 300·300·42 (mm) über die Zeit nach Herstellung

## 6 FEUCHTEGRADIENTEN

Die Feuchteverteilung über die Tiefe der Probekörper wurde an separat hergestellten Probekörpern verschiedener Dicke mit den Abmessungen 40·40·40 und 40·40·90 (mm), die nur zur Oberfläche austrocknen konnten, bestimmt. Die Probekörper wurden bis zum Alter von 1 d im Klima 20°C / 95 % r.F. und anschließend in einem Laborraum im Klima 20°C / 65 % r.F. gelagert. Im Alter von 3 und 7 d nach Herstellung wurden sie in Teilstücke mit Höhen zwischen rd. 10 und 23 mm gespalten. Die mittlere Stofffeuchte der Teilstücke wurde durch Trocknung bis zur Massekonstanz bestimmt und für die mittlere Tiefenlage der Teilstücke angegeben.

Bild 33 und Bild 34 zeigen den Stofffeuchtegehalt im Alter von 3 bzw. 7 d. Bei den Probekörpern mit einer Dicke von 40 mm wurde nach 3 d eine über die Dicke nahezu konstante Stofffeuchte von 4,7-4,9 M.-% ermittelt. Nach 7 d wies die oberflächennahe Zone (rd. 7 mm) eine Stofffeuchte von rd. 1,4 M.-% auf. Für die Trendlinie wurde an der Oberfläche entsprechend der Messungen der Porenluftfeuchte ein Wert von unter 1 M.-% gewählt. In Tiefen zwischen 15 und 40 mm betrug die Stofffeuchte nahezu konstant 2,5 M.-%. Aufgrund der geringen Gradienten kann angenommen werden kann, dass bis zu einer Stofffeuchte von rd. 2,5 M.-% der kapillare Transport „aktiv“ ist.

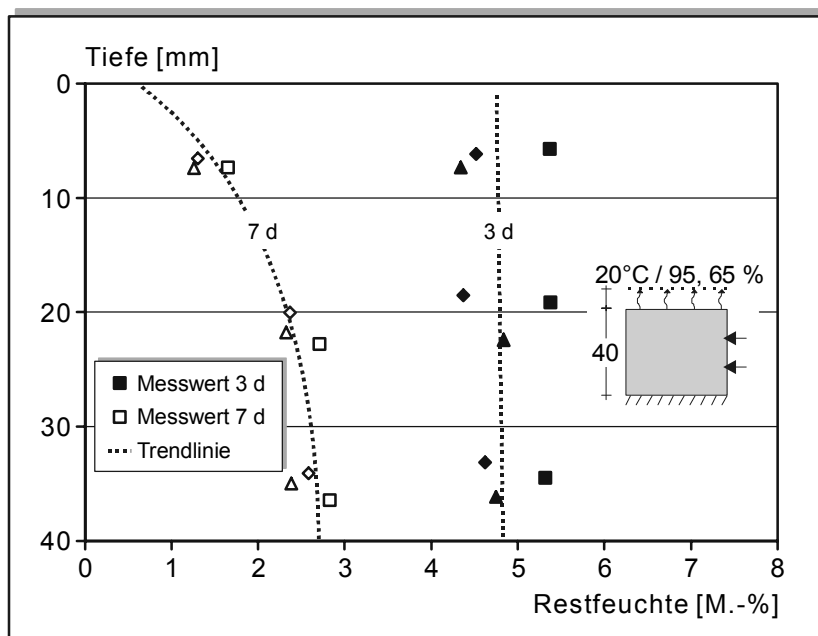


Bild 33: Stofffeuchte eines CSF im Alter von 3 und 7 d bei Austrocknung über die Oberseite, Dicke 40 mm, Lagerung 1 d 20/95, anschließend 20/65

Bei Prismen mit einer Dicke von 90 mm wurden im Alter von 3 d Stofffeuchten an der Oberfläche (rd. 6 mm) von rd. 6,5 M.-% und in der Tiefe (rd. 79 mm) von rd. 7,5 M.-%



ermittelt (Bild 34). Im Alter von 3 d stellte sich in einer Tiefe von 0 bis rd. 40 mm ein deutlicher Gradient von rd. 0,375 M.-%/cm (1,5 M.-%) ein, während in größeren Tiefen die Feuchte nahezu konstant war. Die etwas geringeren Werte an der Unterseite sind wahrscheinlich auf eine oberflächennahe Trocknung während der Beschichtung nach 1 d zurückzuführen. Wie bereits zuvor ausgeführt, ist der kapillare Transport im Übersättigungsbereich, oberhalb der freien Wassersättigung (28 d) von rd. 6,5 M.-% nur gering. Daher erklärt sich auch, dass durch die Trocknung nur oberflächennah ein Gradient entsteht. Nach 7 d stellt sich ein geringerer nahezu linearer Gradient von 0,12 M.-%/cm über die gesamte Probekörperhöhe von 90 mm ein (1 M.-%). Damit zeigt sich, dass die Weiterleitung auch für größere Tiefen ausreichend groß ist. Aus der mittleren Neigung des Feuchteprofils kann zudem der Transportkoeffizient der Weiterleitung für Restfeuchten im Bereich von 7,5 und 4,5 M.-% abgeleitet werden.

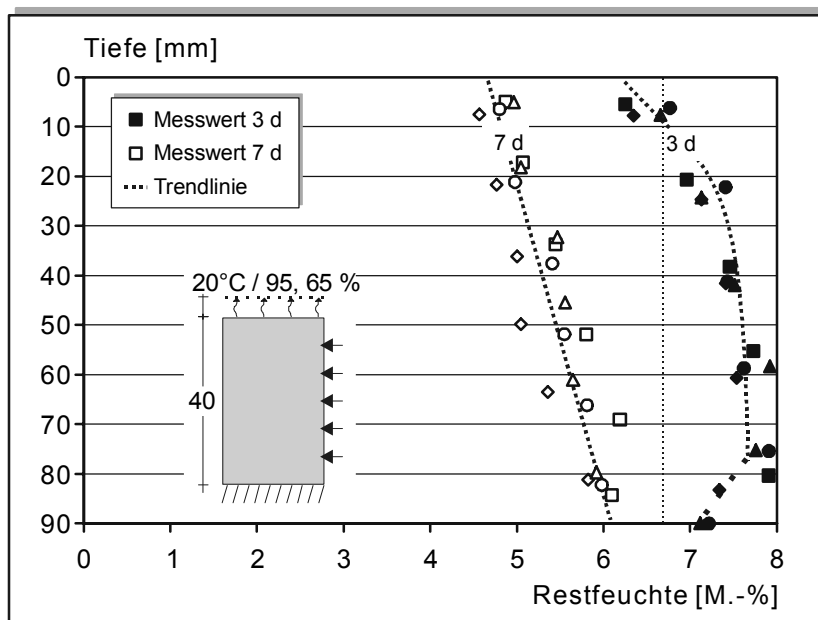


Bild 34: Restfeuchte eines CSF im Alter von 3 und 7 d bei Austrocknung über die Oberseite, Dicke 90 mm, Lagerung 1 d 20/95, anschließend 20/65

## 6.1 Zeit- und tiefenabhängige Bestimmung der Feuchteverteilung mit der Multi-Ring-Elektrode

### 6.1.1 Multi-Ring-Elektrode

Der Multi-Ring-Elektroden-Sensor besteht aus mehreren Edelstahlringen, die durch Zwischenringe aus Kunststoff in genau definiertem Abstand gehalten werden, siehe Bild 35. Die Dicke der Edelstahl- und der Kunststoffringe beträgt 2,5 mm bei einem Durchmesser von ca. 20 mm. An die Ringe angelötete und durch das Innere der Elektrode nach außen geführte Kabel erlauben die kontinuierliche Messung der Widerstände des Estrichs zwischen jeweils

2 benachbarten Stahlringen. Damit können im Abstand von 5 mm Messwerte über die Querschnittshöhe des Estrichs bestimmt werden. Die Messung der Widerstände in den CSF-Kleinflächen erfolgt über Wechselstrommessung mit einem Messbereich bis zu 2 Mega-Ohm. Die gemessenen Widerstände der MRE nehmen mit abnehmender Stofffeuchte zu.

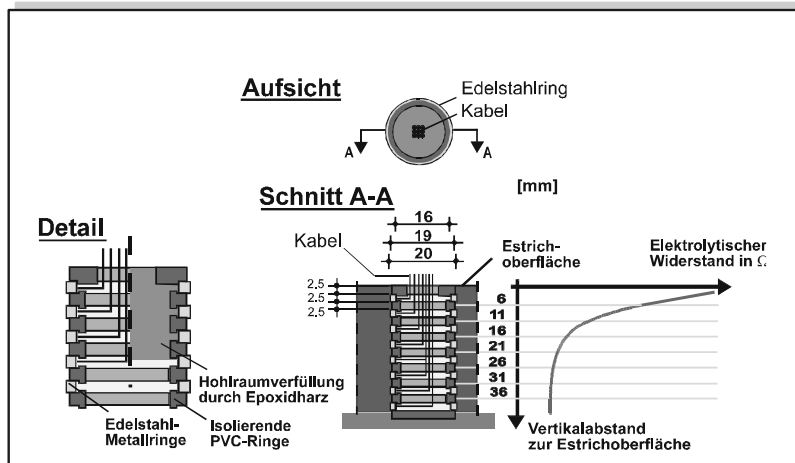


Bild 35: Aufbau der Multi-Ring-Elektrode und Messprinzip

### 6.1.2 Einfluss der Hydratation auf den Widerstand

Um den Einfluss der Hydratation auf die Entwicklung des elektrischen Widerstandes berücksichtigen zu können, wurde zunächst eine MRE zusammen mit frischem CSF in ein luft- und dampfdichtes Gefäß gefüllt. Die zeitabhängige Änderung des Widerstandes ist in Bild 36 dargestellt. Die Widerstände nehmen mit fortschreitender Hydratation durch die zunehmende Verdichtung des Porenraums nur geringfügig auf rd. 300 Ohm zu. Im Vergleich zu den Widerstandserhöhungen infolge Austrocknung, die bis zu mehreren MOhm betragen, kann der Beitrag infolge Hydratation auf den Widerstand jedoch vernachlässigt werden.

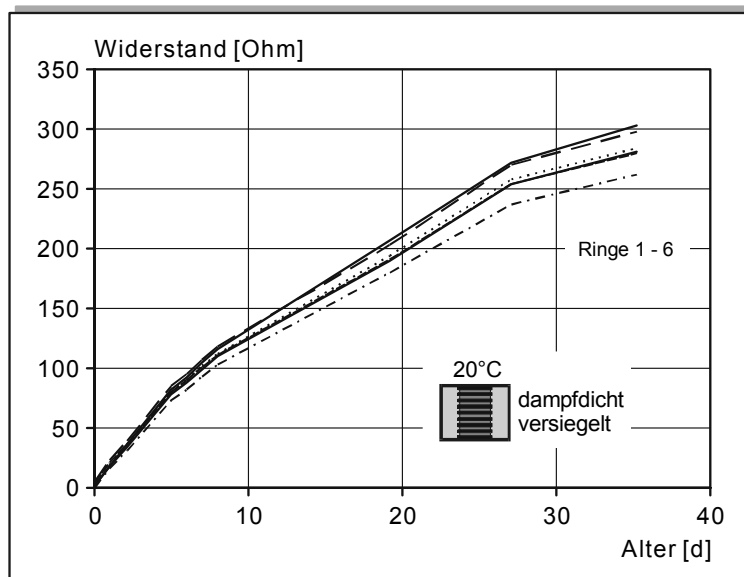


Bild 36: Zeitabhängige Änderung des elektrischen Widerstandes am vor Austrocknung geschützten Probekörper (Stofffeuchte rd. 7,5 M.-%)

### 6.1.3 Einfluss der Restfeuchte auf den Widerstand

Um den mit der MRE gemessenen Widerständen Feuchtegehalte zuzuordnen zu können, wurden zusätzliche Probekörper hergestellt, die im Laborraum bei 20°C / 65 % r.F. erhärteten. Aus diesen wurden nach 12 d die MRE mit einer rd. 2 cm dicken „Ummantelung“ ausgebohrt und für 14 d unter Wasser gelagert. Anschließend wurden die Probekörper bis zur Ausgleichsfeuchte unter definierten Klimabedingungen 20°C / 93 % r.F. bzw. 20°C / 76 % r.F. gelagert. Nach Erreichen der Massekonstanz wurden sie in das jeweils trockenere Klima 20/86 bzw. 20/34 umgelagert. Der Zusammenhang zwischen Widerstand und Restfeuchte bzw. Sorptionsfeuchte ist in Bild 37 dargestellt. Die Widerstände nehmen mit fortschreitender Austrocknung und damit geringeren Ausgleichsfeuchtegehalten zu. Bereits bei 93 % r.F. (~ 1,3 M.-%) erreichen die Widerstände einen Wert von rd. 700 kOhm. Mit zunehmender Austrocknung nehmen die Werte zu und erreichen bei 34 % r.F. (~ 0,1 M.-%) mit rd. 7.000 kOhm um den Faktor 10 höhere Werte.

Eine exakte Zuordnung zwischen den Widerständen und der Restfeuchte bzw. der relativen Luftfeuchte ist nicht möglich. Die Einzelwerte der Widerstände schwanken insbesondere im „interessanten“ Feuchtebereich unterhalb von 1,5 M.-% beispielsweise bei 76 % r.F. zwischen 2,5 und 3,6 MOhm und bei 93 % r.F. zwischen 0,3 und 1,1 MOhm.

Bei den Probekörpern, die bei 76 % r.F. und 93 % r.F. gelagert wurden, wurde die Widerstandszunahme während der Austrocknung bestimmt. Die Werte wurden der mittleren Restfeuchte der Probekörper zugeordnet. Der sich während der Austrocknung ausbildende Gradient über die Wandungsdicke ist nicht berücksichtigt. Diese Werte sind in Bild 37 als

„nicht ausgefüllte“ Symbole dargestellt. Für die Widerstände deutet sich eine exponentielle Abhängigkeit von der Restfeuchte an. Im Bereich zwischen 0 und 8 M.-% ergab die angegebene Trendlinie einen recht guten Zusammenhang. Die Widerstände im Bereich zwischen 2 und 8 M.-% werden damit unterschätzt.

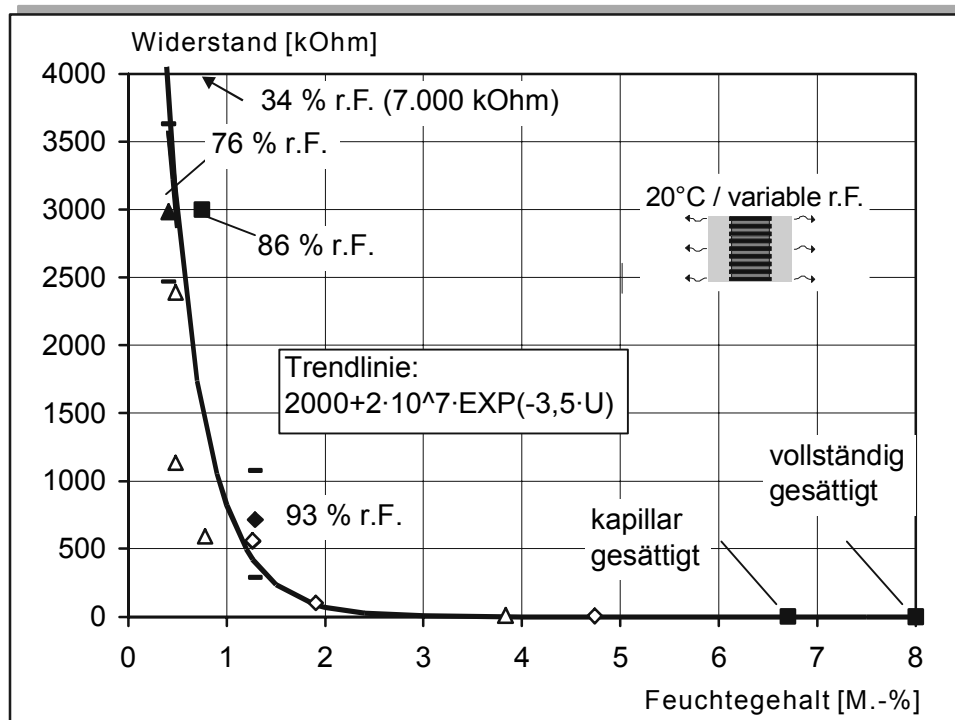


Bild 37: Elektrische Widerstand (MRE) in Abhängigkeit von der Ausgleichsfeuchte bzw. der entsprechenden rel. Luftfeuchte; volle Symbole nach Erreichen der Massekonstanz, leere Symbole während der Trocknung in 20/76 bzw. 20/93

### 6.1.4 Widerstandsentwicklung während der Austrocknung

Zur weiteren Ermittlung der zeit- und tiefenabhängigen Feuchteverteilung in CSF wurden Multi-Ring-Elektroden (MRE) in die zuvor beschriebenen CSF-Kleinflächen eingebaut.

Die gemessenen elektrischen Widerstände in Abhängigkeit von der Zeit und der Tiefe sind in Bild 38 dargestellt. Die Widerstände nehmen bis zum Alter von rd. 6 d nur geringfügig zu. Es bildet sich dabei ein geringer Gradient über die Tiefe aus. Nach rd. 7 d nehmen die Widerstände in der oberflächennahen Schicht „sprunghaft“ zu. Die Widerstände spreizen sich für größere Tiefen auf und die Zunahme verlangsamt sich mit größerer Tiefe.

Auch wenn den Widerständen die Restfeuchten nicht direkt zuzuordnen sind, bestätigen sie doch das Bild vom Austrocknungsverhalten des CSF.

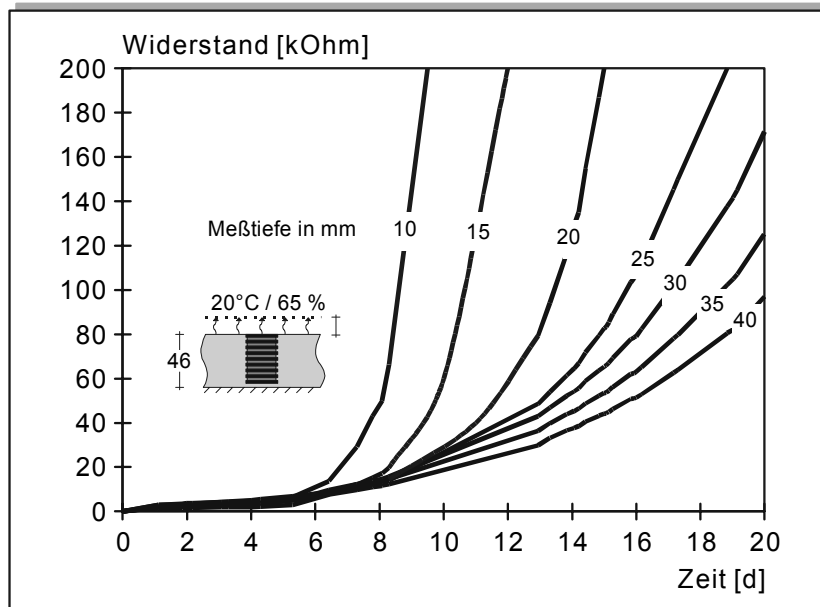


Bild 38: Ergebnisse der MRE-Messung bei Austrocknung im Laborklima 20°C / 65 % r.F. von Estrichkleinflächen 300·300·45 (mm) über die Zeit nach Herstellung

## 6.2 Einfluss der Ventilation

Der Einfluss der Ventilation auf das Austrocknungsverhalten von CSF wurde in einem praxisnahen Versuch gezielt untersucht /52/. Durch einen Hersteller wurden zwei CSF-Flächen in einer Größe von 3,00 · 4,00 (m) mit einer Estrichdicke von rd. 35 mm hergestellt. Die Estrichflächen wurden jeweils ca. 2,50 m hoch in Folien eingehaust, um übliche Räume zu simulieren. Ein Luftaustausch mit der Umgebung wurde hierdurch verhindert.

In beiden Räumen wurde nach 1 d in einer Höhe von rd. 50 cm über der Estrichoberfläche je ein Kondenstrockner aufgestellt. Raum A wurde ohne jegliche Ventilation getrocknet. In Raum B wurden zusätzlich zum Kondenstrockner Ventilatoren zur Luftumwälzung aufgestellt. Die mittlere Luftfeuchte wurde mit üblichen Haarhygrometern in einer Höhe von rd. 30 cm über der Estrichoberfläche bestimmt. Die Messwerte sind in Bild 39 oben dargestellt

Mit Hilfe der CM-Methode /138/ wurde die mittlere Restfeuchte der CSF zu verschiedenen Zeitpunkten bestimmt. Nach /135/ entspricht bei CSF die mittels der CM-Methode bestimmte Restfeuchte den über die Trocknung bis zur Massekonstanz bestimmten Werten. In Bild 39 sind die Versuchsergebnisse als Messpunkte dargestellt. Sie bestätigen den Einfluss der Ventilation auf die Grenzschicht und auf das „extreme“ Austrocknungsverhalten von CSF im kapillaren Trocknungsabschnitt.

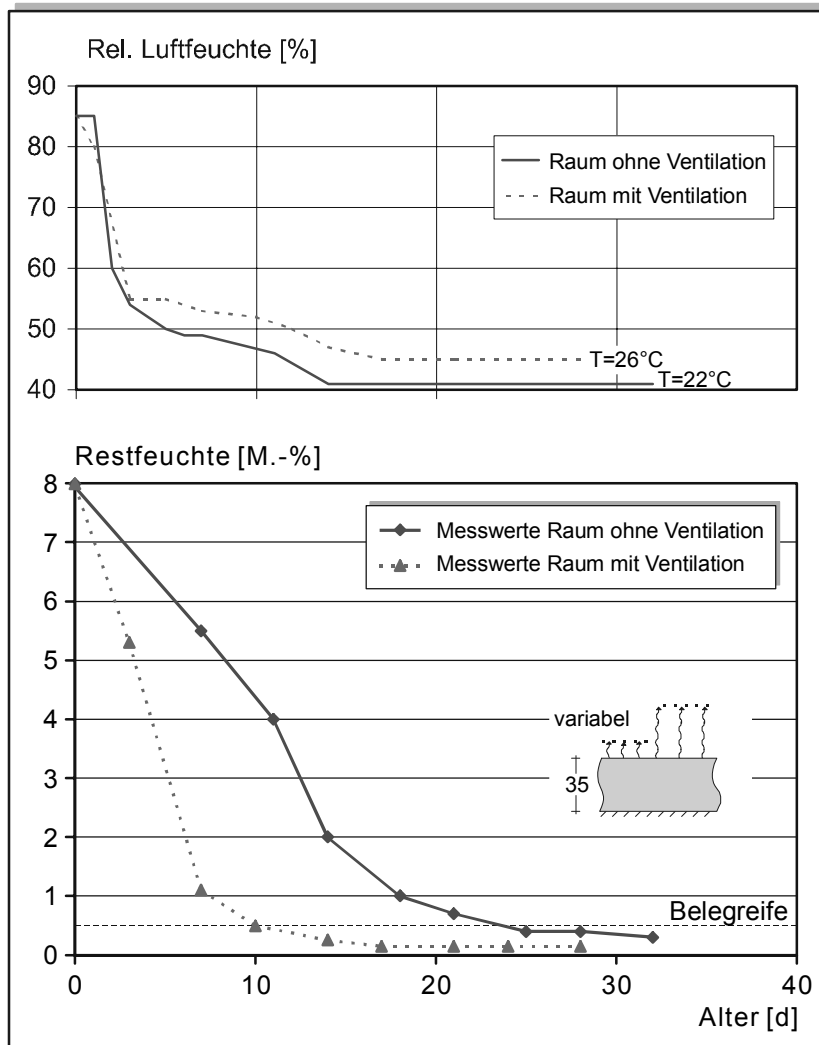


Bild 39: Masseverlust durch Austrocknung von Estrichflächen 300-400-3,5 (cm) und Einfluss der Ventilation  
 Oben: zeitlicher Verlauf der Luftfeuchte und Temperatur  
 Unten: Werte der Restfeuchte bestimmt mittels CM-Messung

## 7 BERECHNUNGEN DES AUSTROCKNUNGSVERHALTEN

### 7.1 Hygrische Berechnungen

Basierend auf der Arbeit von Kießl wird ein von Künzel modifiziertes Rechenprogramm /118/ benutzt, um die Feuchteverteilungen zu berechnen. Für isotherme Bedingungen wird dabei folgende Bilanzgleichung benutzt, Gleichung (27).

$$\frac{\delta w}{\delta \varphi} \cdot \frac{\delta \varphi}{\delta t} = \nabla(\kappa \cdot \frac{\delta w}{\delta \varphi} \cdot \nabla \varphi + \frac{\delta_L}{\mu} \cdot \nabla p) \quad (27)$$

$\kappa$ : Kapillartransportkoeffizient [ $m^2/h$ ]

$w$ : Wassergehalt [ $kg/m^3$ ]

$\varphi$ : relative Luftfeuchte [-]

$\delta_L$ : Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient in Luft [ $kg/(m \cdot hPa)$ ]

$\mu$ : Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl [-]

$p$ : Wasserdampfpartialdruck [ $Pa$ ]

Dabei werden die beiden Transportmechanismen Dampfdiffusion und Kapillarleitung getrennt erfasst ( $\mu$  bzw.  $\kappa$ ). Die vielfach beobachtete Erhöhung der Dampfdiffusion bei zunehmender Stofffeuchte ist auf Oberflächendiffusion zurückzuführen und wird daher in der Kapillarleitung miteingefasst. Der Ansatz für den Kapillartransportkoeffizienten  $\kappa$  wird aus einem Strömungsmodell abgeleitet, dessen treibendes Potential, der kapillare Unterdruck infolge der Meniskenbildung, auf die relative Luftfeuchte umgerechnet werden kann. Der Transportkoeffizient  $\kappa$  ist stark feuchteabhängig.

Als Ausgangszustand für die Feuchteberechnung wird vollständige Wassersättigung angenommen, da CSF nach der Herstellung von diesem Zustand in Richtung der Ausgleichsfeuchte austrocknen. Die Berechnung der Feuchteverteilung erfolgte in einem Zeitraster von 1 h bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte.

Die erforderlichen hygrischen Kennwerte wurden experimentell und rechnerisch in Abschnitt 4 und 5 bestimmt. Sie wurden als zeitlich und über die Dicke konstant angenommen.

### 7.2 Ergebnisse der hygrischen Berechnungen

#### 7.2.1 Austrocknungsversuche

Die experimentell und rechnerisch ermittelten Verläufe der Wasserabgabe sind in Bild 40 gegenübergestellt. Der Verlauf zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung. Der hohe Verlust in den ersten Stunden, wo der CSF noch flüssig ist, kann durch das Modell mit konstanten Materialeigenschaften naturgemäß rechnerisch nicht abgebildet werden und wird durch einen entsprechend geringeren Anfangswassergehalt berücksichtigt. Der typische Verlauf mit konstanter Trocknungsgeschwindigkeit bis zum 7. Tag und der

abrupte Wechsel vom kapillaren zum Dampfdiffusionsbereich werden rechnerisch gut abgebildet.

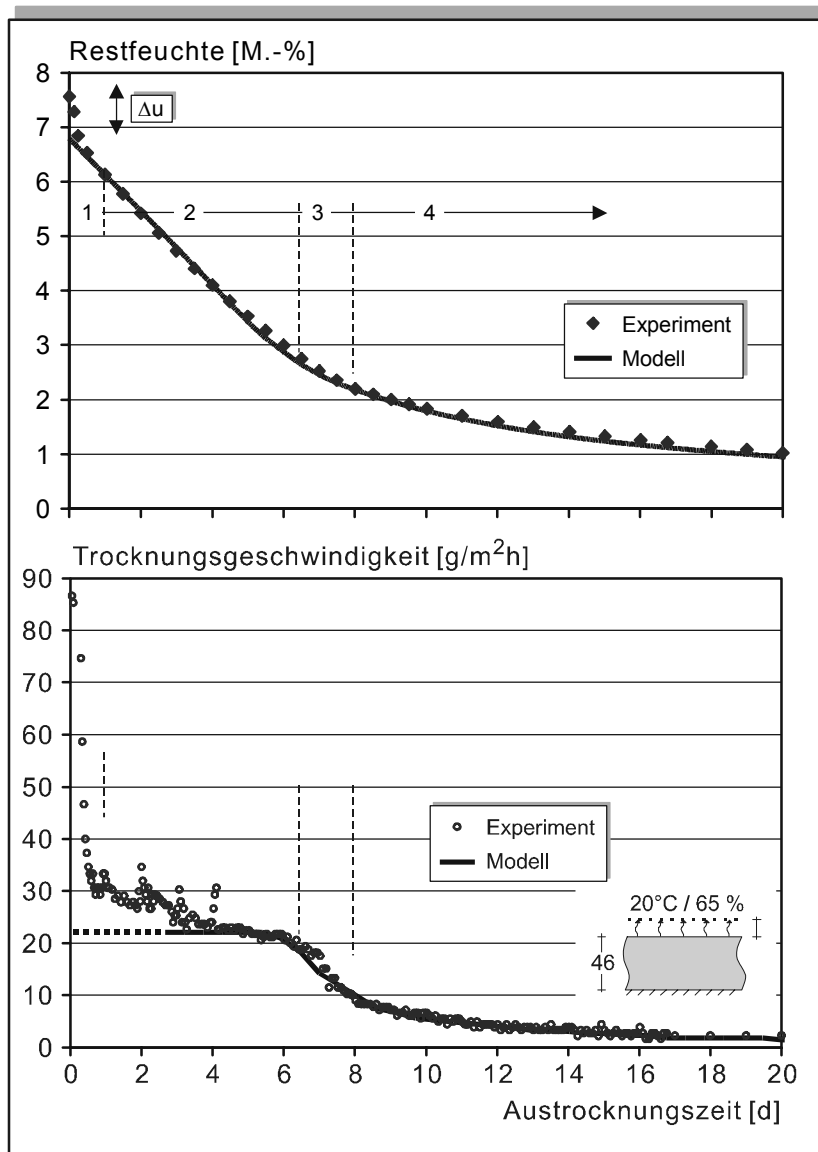


Bild 40: Austrocknung eines CSF unmittelbar nach der Herstellung bei einseitiger Austrocknung im Klima 20°C / 65 % r.F., Estrichkleinfläche 300·300·46 (mm), Messergebnisse als Punkte dargestellt und Rechenergebnisse als durchgezogene  
 Oben: Mittlere Restfeuchte über die Zeit  
 Unten: Austrocknungsgeschwindigkeit über die Zeit

## 7.2.2 Feuchtegradienten

In Bild 41 sind die gemessenen und berechneten Feuchteverteilungen im Alter von 3 bzw. 7 d dargestellt. Für 40 mm Dicke wird der Feuchtegradient auch für geringe Stofffeuchten rechnerisch gut abgebildet.



Das Rechenmodell zeigt für 40 mm Dicke zu beiden Zeitpunkten und für 90 mm Dicke nach 7 d ähnliche Gradienten im Wassergehalt wie bei der Messung. Damit sind die rechnerisch aus der Porenverteilung ermittelten Transportkoeffizienten bestätigt. Lediglich nach 3 d zeigt das Rechenmodell für 90 mm Dicke keinen Gradienten, da im Gegensatz zur Wirklichkeit, der Transportkoeffizient oberhalb der freien Wassersättigung nicht zu Null gesetzt wurde.

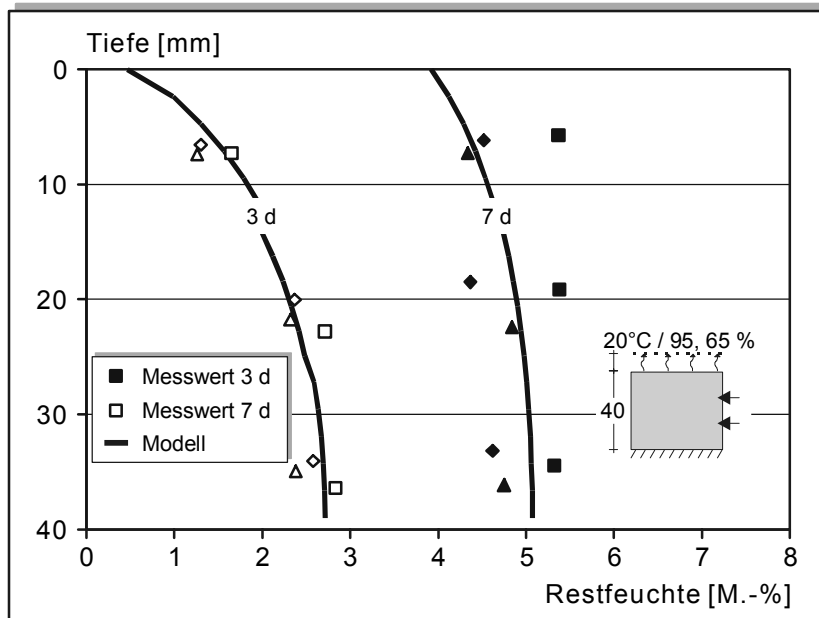


Bild 41: Vergleich der berechneten Feuchtegradienten mit dem im „Spaltversuch“ bestimmten für 40 mm dicken Estrich, Vorlagerung 1 d 20/95, Lagerung 20/65Bild BC

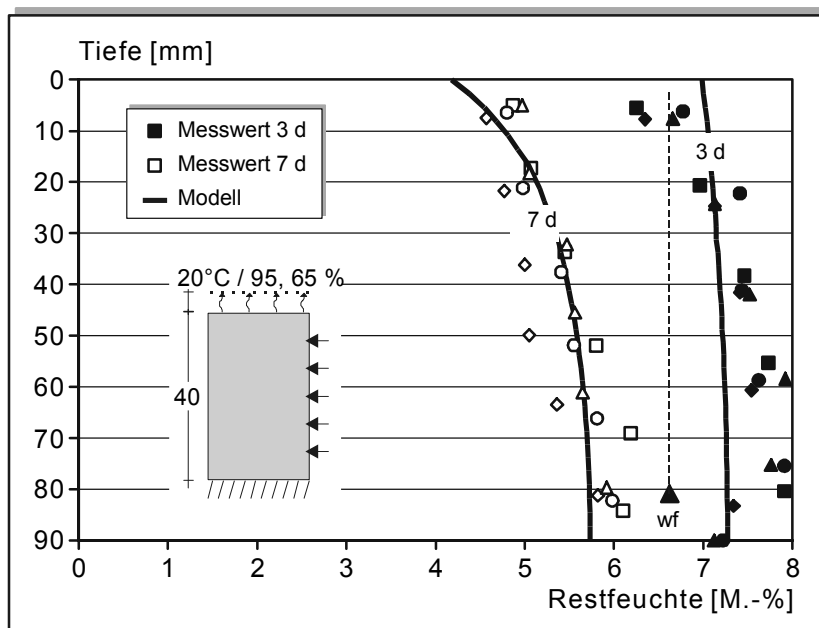


Bild 42: Vergleich der berechneten Feuchtegradienten mit dem im „Spaltversuch“ bestimmten für 40 mm und 90 mm dicken Estrich, Vorlagerung 1 d 20/95, Lagerung 20/65

In Bild 43 ist der rechnerische Verlauf der Feuchtigkeitsverteilung über den Querschnitt für verschiedene Zeitpunkte dargestellt. Zu Beginn ist bei noch feuchtem CSF die Feuchteleitfähigkeit entsprechend hoch, so dass nur geringe Feuchtegradienten ausgebildet werden. Bei weiterer Trocknung nimmt die Feuchteleitfähigkeit ab und es bilden sich steilere Gradienten aus. Nach rd. 6 d werden auf der Oberfläche rechnerisch Restfeuchten von rd. 1 M.-% erreicht. Wenn der maximale hygroskopische Feuchtigkeitsgehalt unterschritten ist, ist ein kapillarer Transport kaum noch möglich, die Trocknungsgeschwindigkeit verringert sich rapide und der dritte Trocknungsabschnitt beginnt.

Durch die gute Übereinstimmung der berechneten Feuchtegradienten und Trocknungsverläufe kann die ermittelte Transportfunktion als bestätigt angesehen werden.

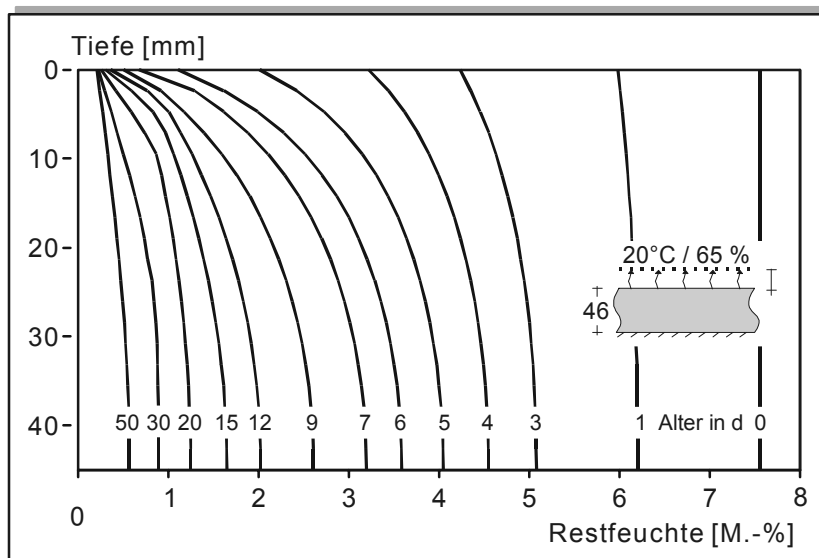


Bild 43: Austrocknung eines CSF unmittelbar nach der Herstellung bei einseitiger Austrocknung im Klima 20°C / 65 % r.F., Estrichkleinfläche 300·300·46 (mm), dargestellt sind die rechnerisch ermittelten Feuchtegradienten zu unterschiedlichen Zeitpunkten

### 7.2.3 Vergleich mit MRE-Messungen

Der Verlauf der Widerstände wurde aus den rechnerisch ermittelten Restfeuchten mit Hilfe der in Bild 37 dargestellten Trendlinie in Abhängigkeit von der Tiefe und der Zeit berechnet. Der Verlauf ist in Bild 44 dargestellt. Vergleichend sind die Ergebnisse der MRE-Messung dargestellt. Auch wenn eine direkte Zuordnung zwischen Widerstand und Feuchte zurzeit nicht möglich ist, so belegt doch der frappierend ähnliche Verlauf von Messung und Berechnung die Güte der Feuchteverteilungsberechnung.

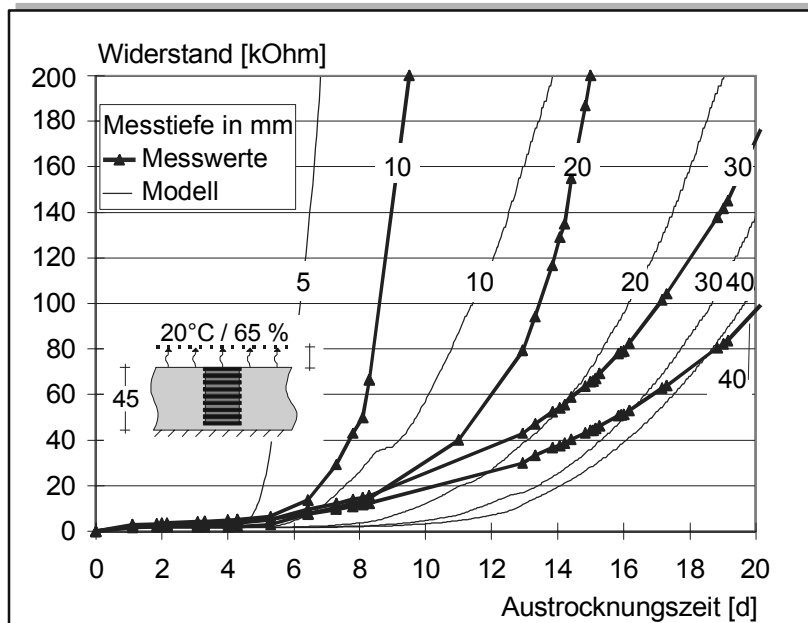


Bild 44: Rechnerischer Verlauf der Widerstände und mit der MRE gemessene Widerstände über die Tiefe in Abhängigkeit von der Zeit

### 7.2.4 Vergleich mit Ventilationsversuch

In Bild 45 sind als durchgezogene Linien die Ergebnisse der numerischen Berechnung dargestellt. Bei der Berechnung wurden die stehende Luft im Raum A) durch eine Grenzschicht mit einer Dicke von 50 mm und die Ventilation im Raum B) durch eine Grenzschicht mit einer Dicke von 5 mm berücksichtigt.

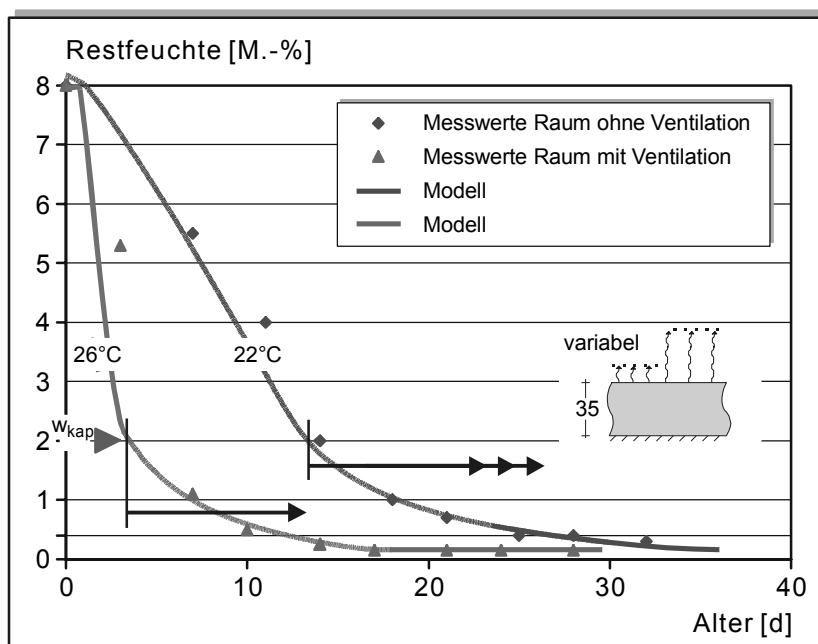


Bild 45: Masseverlust durch Austrocknung von Estrichflächen 300-400-3,5 (cm) und Einfluss der Ventilation, Vergleich Praxisversuch und FEM-Berechnung, Grenzschichtdicke 5; 12 mm

Auch unter diesen extremen Bedingungen zeigt sich eine Trennung in zwei Trocknungsbereiche. Es bestätigt den Einfluss der Ventilation auf die Grenzschicht und auf das Austrocknungsverhalten von CSF. Die Übergangsschicht reduziert die Trocknungsgeschwindigkeit nur im kapillaren Trocknungsabschnitt (Ende Phase 2), bis zu einer mittleren Restfeuchte von rd. 2 M.-%, die als  $w_{\text{kap}}$  bezeichnet werden soll (3 d bzw. 13 d). Die Zeit von  $w_{\text{kap}}$  bis zum Erreichen der Belegreife beträgt rd. 12 d für beide Ventilationsbedingungen. Die geringen Unterschiede sind auf die unterschiedlichen Temperaturen zurückzuführen.

### 7.3 Parameterstudien zum Austrocknen von CSF

Im Folgenden werden mit Hilfe des Rechenmodells rechnerisch die Einflüsse verschiedener Parameter auf das Austrocknen von CSF untersucht.

#### 7.3.1 Einfluss der relativen Luftfeuchte

Das Austrocknungsverhalten eines 40 mm dicken CSF wurde für unterschiedliche relative Luftfeuchten rechnerisch ermittelt. Die Ergebnisse sind in Bild 46 dargestellt.

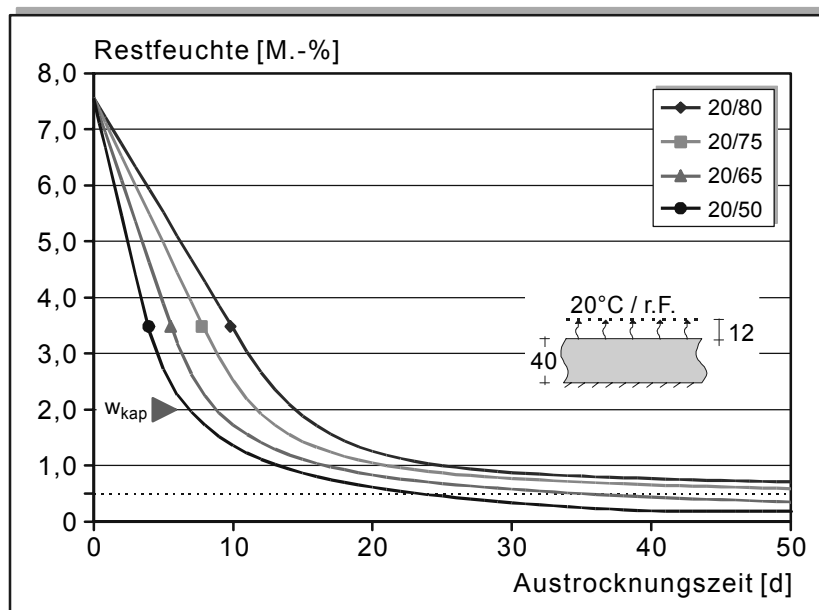


Bild 46: Einfluss der relativen Luftfeuchte auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel eines 40 mm dicken CSF bei üblicher Ventilation (12 mm Grenzschicht)

Bei den verschiedenen Klimabedingungen zeigen die CSF zunächst eine nahezu lineare Abnahme der Restfeuchte bis zu einem mittleren Feuchtegehalt von rd. 2 M.-%,  $w_{\text{kap}}$ . In dieser Phase wird die Trocknungsgeschwindigkeit praktisch nur vom Potentialunterschied

zwischen Probekörperoberfläche (100 % r.F.) und der relativen Feuchte der Umgebungsluft bestimmt. Im weiteren Verlauf trocknen die CSF umso schneller, je trockener die Umgebungsluft ist. Die Belegreife (im Mittel über den Querschnitt 0,5 M.-%) wird im Klima 20°C / 75 % r.F. erst nach 78 d und im Klima 20°C / 80 % r.F. nie erreicht.

### 7.3.2 Einfluss Ventilation

Die rechnerischen Ergebnisse zum Einfluss der Ventilation sind in Bild 47 dargestellt. Wie bereits in Abschnitt 6.2 und Abschnitt 7.2.4 gezeigt, beeinflusst die Grenzschicht maßgeblich das Trocknungsverhalten oberhalb der kritischen Restfeuchte, weil dann der kapillare Transport maßgebend ist. Unterhalb der kritischen Restfeuchte ist der Einfluss vernachlässigbar, so dass nach dem Erreichen einer Restfeuchte von rd. 2 M.-%,  $w_{kap}$  jeweils rd. 25 d bis zum Erreichen der Belegreife von im Mittel 0,5 M.-% für alle Ventilationsbedingungen vergehen. Die Dicke der Grenzschicht wurde entsprechend der Versuchsergebnisse für starke Ventilation zu 5 mm, für übliche Ventilation zu 12 mm und für Bedingungen ohne Ventilation zu 50 mm gewählt. Das bedeutet, dass sich während der kapillaren Phase in der Grenzschicht ein Gradient von 100 % r.F. auf der Oberfläche und der Umgebungsfeuchte (65 % r.F.) einstellt.

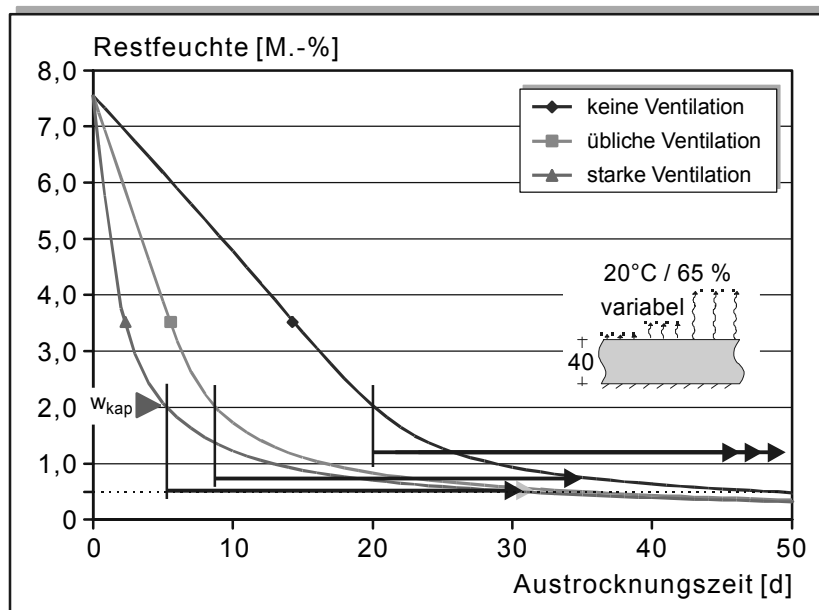


Bild 47: Einfluss der Ventilation auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel eines 40 mm dicken CSF bei 20°C / 65 % r.F., Grenzschichtdicke: 5, 12, 50 mm

### 7.3.3 Einfluss Estrichdicke

Das rechnerische Austrocknungsverhalten von CSF unterschiedlicher Dicke ist in Bild 48 dargestellt. Die Dicke spielt für die Austrocknung eine entscheidende Rolle. Es ist aber zu beachten, dass die Estrichdicke die Austrocknungszeit bis zum Erreichen des kapillaren Wassergehaltes,  $w_{\text{kap}}$  nahezu linear beeinflusst, da hier die Austrocknungsgeschwindigkeit von der Grenzschicht bestimmt wird. Bei einer Verdopplung der Estrichdicke von 30 auf 60 mm verdoppelt sich nahezu die Zeit bis zum Erreichen einer über den Gesamtquerschnitt gemittelten Restfeuchte von rd. 2 M.-% (Bild 48). Für übliche Estrichdicken bis zu 60 mm spielt der Gradient im Innern keine bedeutende Rolle. Die über den Gesamtquerschnitt gemittelte Restfeuchte liegt am Ende des kapillaren Bereichs unter rd. 2,5 M.-% (60 mm). Für sehr dicke Estriche (100 mm) führt der vorhandene Gradient dazu, dass zu diesem Zeitpunkt die über den Gesamtquerschnitt gemittelte Restfeuchte bei rd. 3,5 M.-% liegt. Erst nach Erreichen des hygroskopischen Wassergehaltes an der Oberfläche kommt der kapillare Transport dort zum Erliegen. Dann nimmt die Trocknungszeit mit der Dicke überproportional entsprechend den Diffusionsgesetzen zu.

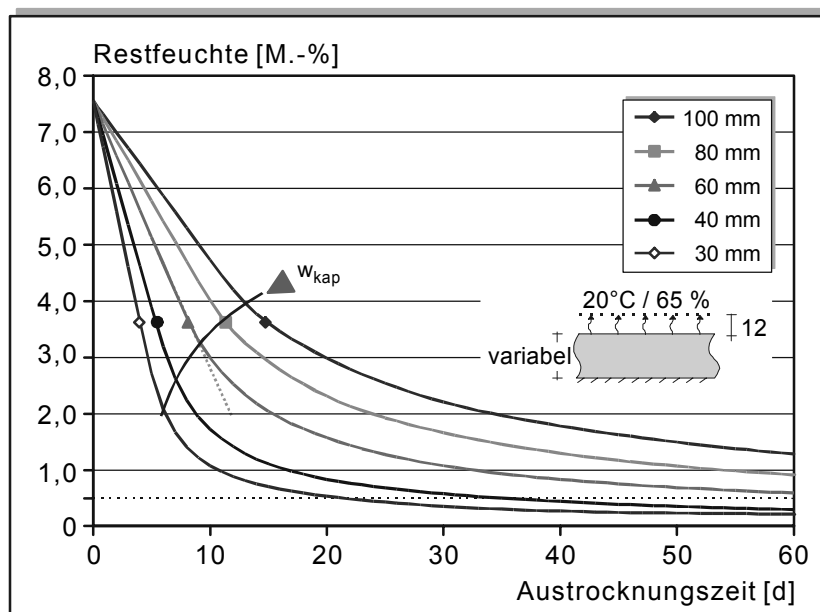


Bild 48: Einfluss der Estrichdicke auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel von CSF bei Lagerung in 20°C / 65 % r.F. mit üblicher Ventilation (12 mm Grenzschicht)

### 7.3.4 Zusammenfassung und Nomogramm

Anhand zahlreicher Versuche konnte aufgezeigt werden, dass CSF einen ausgeprägten kapillaren Transport aufweisen, der das Austrocknungsverhalten maßgeblich beeinflusst. Zu Beginn der Austrocknung wird durch den kapillaren Transport Feuchte über die gesamte

Querschnittsdicke des CSF an die Oberfläche transportiert, wodurch der CSF mit geringen Feuchtegradienten über die Höhe austrocknet.

Die Austrocknungsgeschwindigkeit wird zunächst maßgeblich von der Dicke der Grenzschicht beeinflusst. Daher ist in den ersten Tagen der Trocknung die Ventilation von großer Bedeutung für eine zügige Austrocknung.

Der kapillare Transport in der oberflächennahen Schicht bricht zusammen, wenn in der oberflächennahen Schicht eine kritische Restfeuchte von rd. 1,5 M.-% erreicht wird. Die kritische Restfeuchte ist keine Materialkonstante, sondern beschreibt lediglich den Wassergehalt in der oberflächennahen Schicht, bei der der Abtransport der Feuchte durch die Grenzschicht größer ist als der kapillare Transport aus der Tiefe. Aufgrund des ausgeprägten kapillaren Transports weisen CSF üblicher Dicke (40 mm) zu diesem Zeitpunkt nur einen geringen Feuchtegradienten über die Tiefe auf. In den Versuchen und Berechnungen hat sich gezeigt, dass mit einer über die Querschnittshöhe gemittelten Restfeuchte von rd. 2 M.-%, die als  $w_{\text{kap}}$  bezeichnet wurde, das Ende der kapillaren Phase auch für die verschiedensten Umgebungs- und Randbedingungen hinreichend genau beschrieben werden kann.

Nach Erreichen der kritischen Feuchte an der Oberfläche trocknen CSF nach einer kurzen Übergangsphase durch Diffusionsprozesse aus und die relative Feuchte der Umgebungsluft wird entscheidend für die Austrocknungsgeschwindigkeit.

Die Zusammenhänge sind in Bild 49 in einem Nomogramm dargestellt. Einflussgrößen sind Temperatur und relative Luftfeuchte der Umgebungsluft. Dabei wurde angenommen, dass Temperatur von Estrich und Umgebungsluft gleich sind. Diese Annahme ist bei den in der Regel dünnen Estrichen auf Dämmschichten in Innenbauteilen gerechtfertigt.

Die Trocknungszeit wird daher entsprechend den Untersuchungen in zwei Phasen aufgeteilt.

Auf der rechten Seite ist die kapillare Transportphase dargestellt. Die mittlere Restfeuchte, bis zu der CSF über den kapillaren Transport nahezu ohne Gradient austrocknen, wurde zu 2 M.-% gewählt. Dies ist für Estrichdicken bis rd. 60 mm korrekt. Bei Estrichdicken zwischen 60 und 100 mm nimmt der kapillare Transport bereits bei mittleren Restfeuchten von rd. 3,5 M.-% ab, ist jedoch noch immer deutlich leistungsfähiger als der „reine“ Dampfdiffusionstransport. Daher wurden die Einflusslinien für die Estrichdicke nicht „streng“ linear verschoben. Maßgebliche Einflussgrößen sind hier neben Temperatur und r.F. der Umgebungsluft die Ventilation. Die Estrichdicke geht nahezu linear ein.

Auf der linken Seite des Diagramms ist die zweite Trocknungsphase dargestellt, in der die Trocknung als Diffusionsprozess angenommen wird ( $\mu_{\text{CSF}} = 25$ ). Der Ventilationseinfluss ist

wegen des geringen Einflusses auf die Trocknung nicht berücksichtigt. Der Fehler ist allerdings vernachlässigbar klein. Die Estrichdicke geht in dieser Phase entsprechend den Diffusionsgesetzen überproportional ein. Während in der ersten Trocknungsphase bei Klimabedingungen 20/65 ohne Ventilation die Verdopplung der Estrichdicke von 30 auf 60 mm auch die Zeitdauer von rd. 15 auf 32 d verdoppelt, wird der Zeitraum der Trocknungsphase 2 von 15 auf 57 d nahezu vervierfacht. (Beispiel 1 und 3)

Die Gesamttrocknungszeit bis zum Erreichen einer Restfeuchte von 0,5 M.-% ergibt sich aus der Summe der beiden Trocknungsabschnitte.

Das Nomogramm, Bild 49, kann unter anderem dazu benutzt werden, Trocknungsmaßnahmen zu optimieren. So kann abgeschätzt werden, wie lange eine Ventilation sinnvoll ist und welchen Beitrag zum Beispiel eine künstliche Trocknung mit Kondentrocknern bringen kann. Der Einfluss der einzelnen Kenngrößen wird direkt ersichtlich.

Für die Annahme der relativen Luftfeuchte in den einzelnen Trocknungsabschnitten, ist der genaue Verlauf der relativen Luftfeuchte mit der Zeit nicht erforderlich. So lange die relative Luftfeuchte in der ersten Trocknungsphase unterhalb von 90 % r.F. bleibt, führt die Annahme des Mittelwertes der relativen Luftfeuchte zu gleichen Ergebnissen wie eine schrittweise Berechnung mit wechselnden Luftfeuchten.

Im zweiten Trocknungsabschnitt gilt diese Vereinfachung ebenfalls. Jedoch muss zusätzlich immer ein Transportgefälle zwischen Estrichoberfläche und Luftfeuchte bestehen. Zum Ende der Austrocknung muss die relative Luftfeuchte deutlich unter 75 % liegen, um eine Belegreife zu ermöglichen.



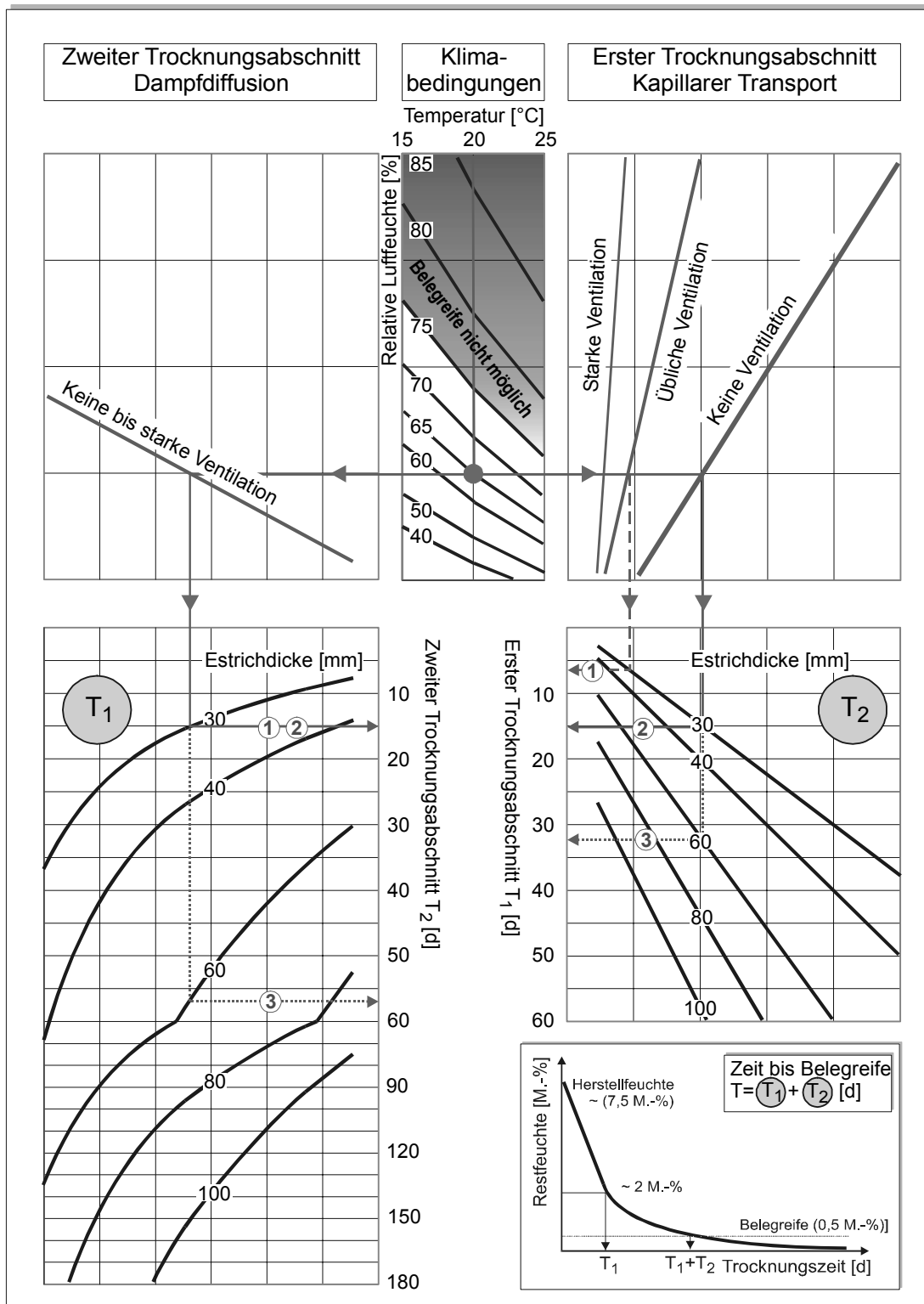


Bild 49: Nomogramm zur Bestimmung der Zeit bis zum Erreichen der Belegreife (0,5 M.-%) in Abhängigkeit von Temperatur und relativer Feuchte der Umgebungsluft, Ventilationsbedingungen und Estrichdicke;  
 Dauer des kapillaren Trocknungsabschnitts (T<sub>1</sub>) abh. von T, r.F., Ventilation und Dicke,  
 Dauer des Diffusions-Trocknungsabschnitts (T<sub>2</sub>) abh. von T, r.F. und Dicke  
 Beispiel 1) Estrich: 30 mm; Klima: 20/65, übliche Ventilation => T<sub>1</sub> = 7 d, T<sub>2</sub> = 15 d => T<sub>ges</sub> = 22 d  
 Beispiel 2) ohne Ventilation verlängert sich auf 15 d, bleibt gleich => = 30 d  
 Beispiel 3) Estrichdicke verdoppelt auf 60 mm => T<sub>1</sub> = 32 d (~2·15), T<sub>2</sub> = 57 (~4·15) => T<sub>ges</sub> = 89 d

### 7.3.5 Einfluss unterschiedlicher Materialparameter

Dem in Bild 49 dargestellten Nomogramm liegen die hygrischen Materialparameter des in dieser Arbeit untersuchten CSF zugrunde. Die verschiedenen Calciumsulfat-Bindemittelarten führen zu Eigenschaften der Gipsmatrix, die sich nur unwesentlich von dem hier untersuchten CSF unterscheiden. Dennoch kann die Verwendung unterschiedlicher w/g-Werte die Porosität und damit neben den mechanischen Eigenschaften auch die hygrischen Eigenschaften beeinflussen. Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere CSF zu ermöglichen, wurde der Einfluss verschiedener Materialparameter rechnerisch ermittelt. Die variierten Materialparameter sind in Tabelle 9 angegeben.

Tabelle 9: Variation hygrischer Materialparameter und Einfluss auf die Trocknungszeit eines 40 bzw. 80 mm dicken CSF im Klima 20°C / 65 % r.F.

	Kapillartransportkoeffizient	Wasserdampfdiffusionswiderstand	Trocknungszeit bis zur Restfeuchte 0,5 M.-%	
			40 mm	80 mm
[ - ]	[m <sup>2</sup> /s]	[ - ]	[d]	
1	2	3	4	5
Einfluss $\mu$	$2,4 \cdot 10^{-6}$	26	42	145
		38	52	183
		50	62	213
Einfluss Kapillartransportkoeffizient	$2,4 \cdot 10^{-6}$	26	42	145
	$1,2 \cdot 10^{-6}$		48	
	$0,6 \cdot 10^{-6}$		56	

#### 7.3.5.1 Einfluss der Dampfdiffusionswiderstandszahl

In Bild 50 ist der Einfluss der Dampfdiffusionswiderstandszahl auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Trocknungszeit dargestellt. Im ersten Trocknungsabschnitt unterscheiden sich die Verläufe nicht. Erst nach der Unterschreitung des kritischen Wassergehaltes verzögern sich die Austrocknungskurven mit zunehmendem Dampfdiffusionswiderstand. Während sich die Austrocknungszeit eines 40 mm dicken CSF durch die gleiche Erhöhung der Dampfdiffusionswiderstandszahl jeweils gleichermaßen um rd. 10 d verlängert, verlängert sich die Austrocknungszeit eines 80 mm dicken Estrichs jeweils um rd. 35 d.

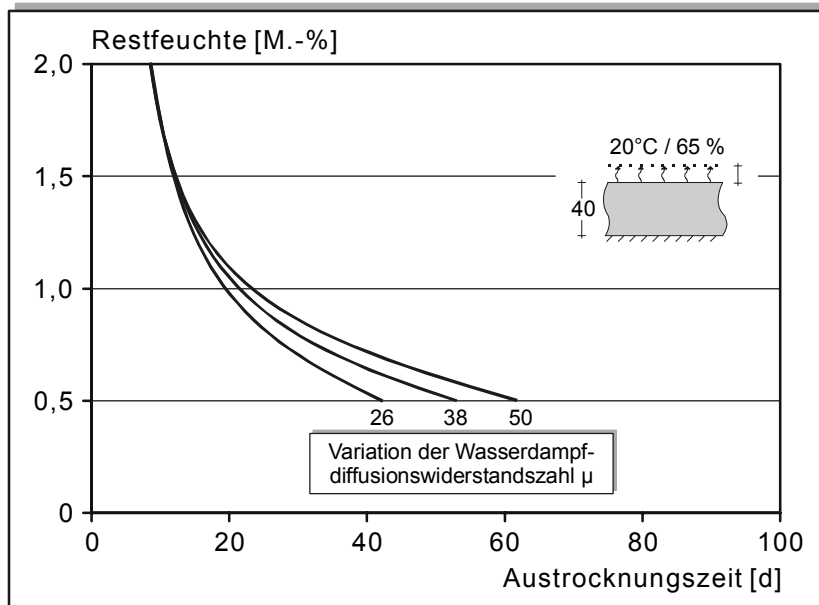


Bild 50: Einfluss der Dampfdiffusionswiderstandszahl auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit für einen 40 mm dicken CSF im Klima 20°C / 65 % r.F. mit üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

### 7.3.5.2 Einfluss der kapillaren Transportkoeffizienten

In Bild 51 ist der Einfluss der kapillaren Transportkoeffizienten auf den rechnerischen Verlauf der Austrocknung dargestellt. Zu Anfang beeinflusst die Größe des kapillaren Transportkoeffizienten die Austrocknung nicht. Bei kleineren kapillaren Transportkoeffizienten endet die erste Phase jedoch deutlich früher. Allerdings ist die Trocknungsgeschwindigkeit in der zweiten Phase aufgrund der vergleichsweise hohen Restfeuchte dann deutlich höher, so dass die Belegreife jeweils nur um rd. 6 d später erreicht wird.

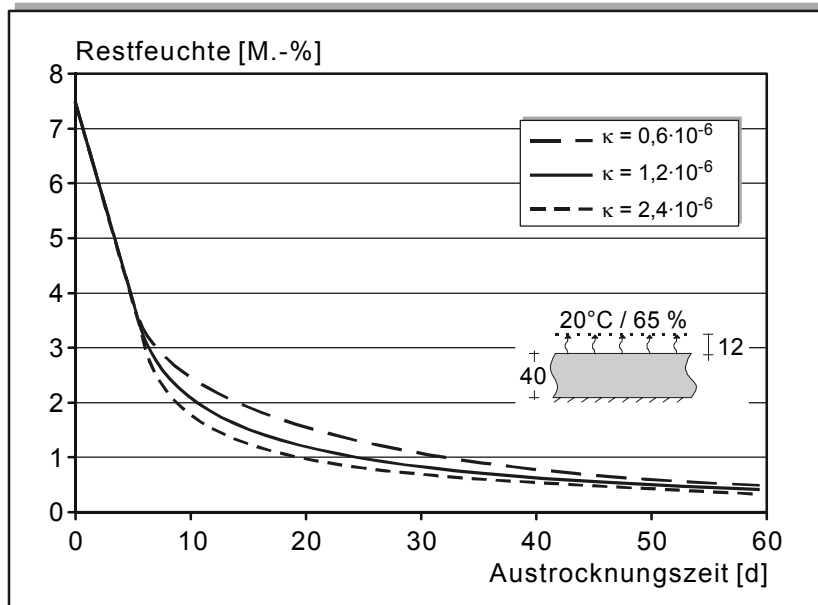


Bild 51: Einfluss der kapillaren Transportkoeffizienten ( $\kappa$ ) auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit für einen 40 mm dicken CSF im Klima 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

### 7.3.5.3 Einfluss inhomogener Materialeigenschaften

Die in dieser Arbeit untersuchten CSF wiesen über die Höhe gleichmäßige Materialeigenschaften auf. Weder Speicherfunktion noch Dampfdiffusionswiderstandszahl oder Wasseraufnahmekoeffizienten wiesen signifikante Änderungen über die Höhe auf. Bei CSF kann es bei Überwässerung des Systems jedoch zu Sedimentationsneigungen kommen, wodurch sich die oberflächennahen Schichten vom Kern unterscheiden können. Auch kann es, ohne dass eine mit bloßen Augen auffällige Sedimentation feststellbar wäre, bereits zur Ausbildung einer so genannten Sinterschicht kommen.

Hierdurch weisen die oberflächennahen Schichten in der Regel höhere Dampfdiffusionswiderstandszahlen und geringere Wasseraufnahmekoeffizienten, also weniger ausgeprägte kapillare Transporteigenschaften auf /4/.

Das Trocknungsverhalten von CSF wurde im Klima 20/65 rechnerisch für einen inhomogenen CSF mit einer Gesamtdicke von 40 mm ermittelt. Dabei wurden für die unteren 35 mm die hygrischen Materialparameter entsprechend den experimentell Ermittelten gewählt. Für die oberen 5 mm wurden die Materialparameter variiert, s. Tabelle 10.

Tabelle 10: Aufbau der CSF zur Bestimmung des Einflusses unterschiedlicher hygrischer Parameter über die Höhe und sich dadurch ergebende Trocknungszeiten bis zur Belegreife (0,5 M.-%) im Klima 20°C / 65% r.F. mit üblicher Ventilation

		Kapillartransportkoeffizient	Wasserdampfdiffusionswiderstand	Tiefe	Trocknungszeit
[ - ]		[m <sup>2</sup> /s]	[ - ]	[mm]	[d]
Oberflächeneigenschaften	Variation des Kapillartransportkoeffizienten	3·10 <sup>-7</sup> 0,3·10 <sup>-7</sup>	25	0-5	35 44
	Variation des Wasserdampfdiffusionswiderstandes	3·10 <sup>-7</sup>	25 50 100 200	0-5	35 41 52 69
Eigenschaften im unteren Bereich		3·10 <sup>-7</sup>	25	5-40	-

Der Einfluss der Variation des Dampfdiffusionswiderstandes der oberflächennahen Schicht ist in Bild 52 dargestellt. Bis zum Erreichen der kapillaren Restfeuchte von rd. 2 M.-% beeinträchtigt die oberflächennahe Schicht das Austrocknen nicht. Eine Variation des Dampfdiffusionswiderstandes der oberflächennahen Schicht beeinträchtigt die Austrocknungszeit bis zum Erreichen einer Restfeuchte von 2 M.-% nicht. Erst im zweiten Trocknungsabschnitt wird die Trocknungszeit bei einer Erhöhung des Dampfdiffusionswiderstandes der oberflächennahen Schicht verlängert. Aufgrund der geringen Dicke von 5 mm führt erst eine Erhöhung des Dampfdiffusionswiderstandes auf  $\mu = 100$  zu einer deutlichen Beeinträchtigung der Trocknungszeit, s. auch Tabelle 10.

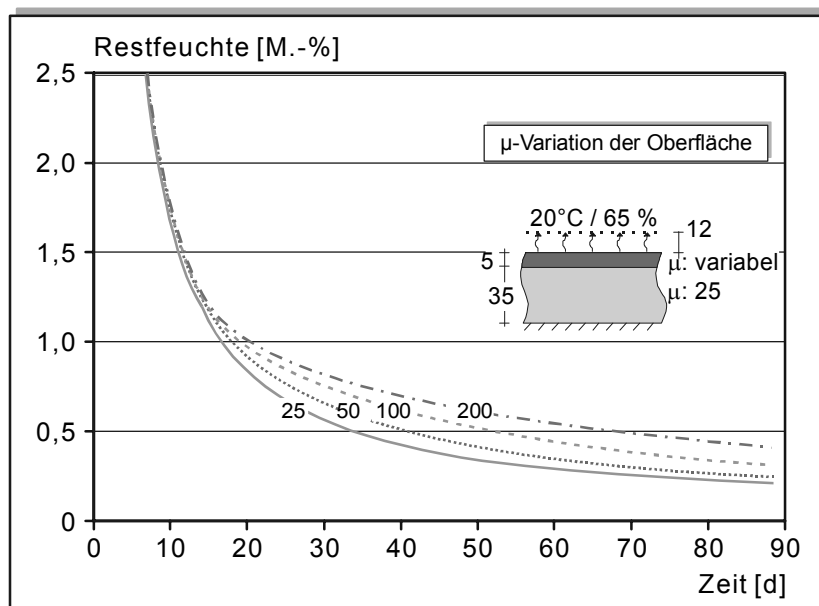


Bild 52: Einfluss der Dampfdiffusionswiderstandszahl der Oberfläche (0-5 mm) auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit im Klima 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

Der Einfluss einer Variation des Kapillartransportkoeffizienten auf die Trocknung wurde ebenfalls rechnerisch untersucht und ist in Bild 53 dargestellt. Die Variation des Trocknungskoeffizienten der oberflächennahen Schicht beeinflusst die Trocknungszeit nur unwesentlich. Der um den Faktor 10 verringerte Transportkoeffizient führt dazu, dass sich bereits bei einer Restfeuchte von rd. 5 M.-% der erste Knick in der Trocknungskurve zeigt. Die Trocknungsleistung der oberflächennahen Schicht ist zwar jetzt kleiner als die der Grenzschicht, in der Tiefe ist jedoch nach wie vor der höhere Transportkoeffizient vorhanden, so dass die Feuchte aus den Tiefen bis unter die dichte Oberfläche geführt wird. Hierdurch bildet sich ein starker Gradient zwischen Oberseite und Unterseite der schlecht leitenden Schicht aus, der dazu führt, dass in den weiteren Tagen die Trocknungsrate entsprechend hoch ist. Nach Erreichen der kapillaren Restfeuchte von rd. 2 M.-% bricht der kapillare Transport ohnehin zusammen, so dass sich die weitere Trocknung kaum unterscheidet und lediglich um rd. 1 Woche verschoben ist zu längeren Trocknungszeiten.

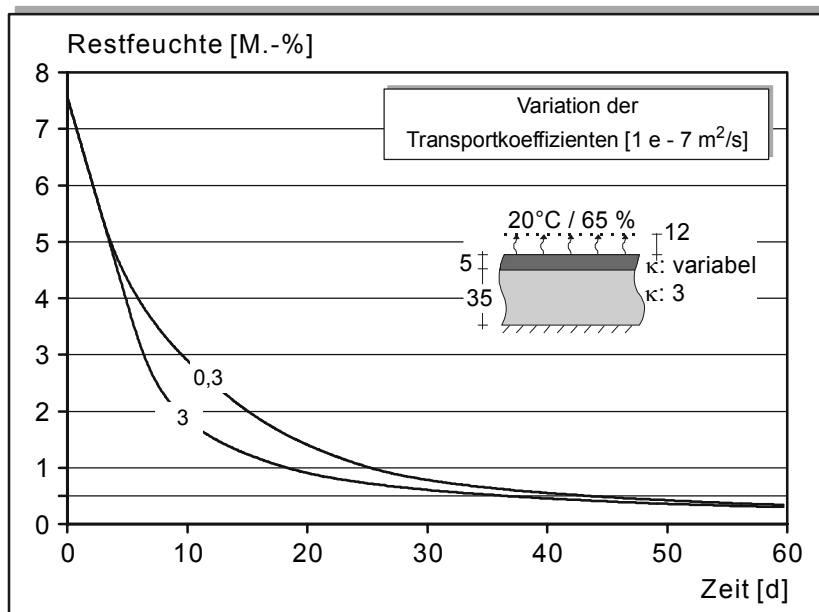


Bild 53: Einfluss der Kapillartransportkoeffizienten  $\kappa$  der Oberfläche (0-5 mm) auf den rechnerischen Verlauf der mittleren Restfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit im Klima 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

## 8 ENTWICKLUNG VON VERFORMUNGEN UND SPANNUNGEN

### 8.1 Eigenverformungen

#### 8.1.1 Temperaturverformungen

Zur Charakterisierung der Temperaturverformungen wird im Allgemeinen der Wärmedehnkoeffizient  $\alpha_T$  verwendet. Bei nicht verformungsbehinderten Proben führt die Temperaturerhöhung  $\Delta T$  zu einer Wärmedehnung, die vom Wärmedehnkoeffizienten  $\alpha_T$  bestimmt wird, Gleichung (28).

$$\varepsilon_T = \alpha_T \cdot \Delta T \quad (28)$$

$\varepsilon_T$ : Temperaturdehnung [-]

$\alpha_T$ : Wärmedehnkoeffizient [1/K]

$\Delta T$ : Temperaturunterschied [K]

Nach Auswertung der Literatur sind vorhandenen Abweichungen der Wärmedehnkoeffizienten von CSF nicht auf die chemische Zusammensetzung des Gipses zurückzuführen, vielmehr sind sie von der Art der verwendeten Zuschläge abhängig. Während Kalkstein einen geringen  $\alpha_T$ -Wert von  $5,7 \cdot 10^{-6}$  [1/K] hat /19/, weisen quarzhaltige Zuschläge  $\alpha_T$ -Werte bis zu  $11 \cdot 10^{-6}$  [1/K] auf /19, 78/. Der Einfluss ist jedoch nicht so stark wie beim Beton, da der Vol.-Anteil der Zuschläge nur rd. 50-60 Vol.-% ausmacht (gegenüber 70 Vol.-% bei Beton). Nach Weigler /111/ hängt der Einfluss zudem von der Korngröße ab. Nur grobe Zuschläge  $> 4$  mm beeinflussen den Wärmedehnkoeffizienten wesentlich.

Untersuchungen zur Feuchteabhängigkeit des Wärmedehnkoeffizienten wurden bisher an CSF nicht durchgeführt. Untersuchungen zur Abhängigkeit des Wärmedehnkoeffizienten von CSF vom Temperaturbereich wurden bisher ebenfalls nicht veröffentlicht.

#### 8.1.2 Chemisches Schwinden und Quellen

Gipse unterliegen ab dem Anmachen unterschiedlichen Volumenänderungen. In der Anfangsphase des Abbindens tritt ein geringes chemisches Schwinden auf, da die Gipskristalle ein kleineres Volumen einnehmen als die Ausgangsprodukte. Dieses Schwinden ist allerdings unbedeutend, da es in sehr jungem Alter in der noch plastischen Phase auftritt. Das anschließende Kristallisationsquellen entsteht durch das unregelmäßige Wachstum der Kristalle. Das freie Quellmaß von CSF kann in Abhängigkeit vom Wassergehalt bis zu 2 mm/m betragen /6/. Der Großteil dieser Dehnung ist ohne nachteiligen Einfluss, da dieser Vorgang ebenfalls größtenteils im plastischen Zustand stattfindet und sich Quellen und Kriechen schon bei geringen Druckbelastungen überlagern und aufgrund der vorhandenen Kristallstruktur des Anhydrits zu einem Abbau des freien Quellens führen /113/. Mit der relativ raschen Verfestigung ist das Quellen nahezu abgeschlossen.

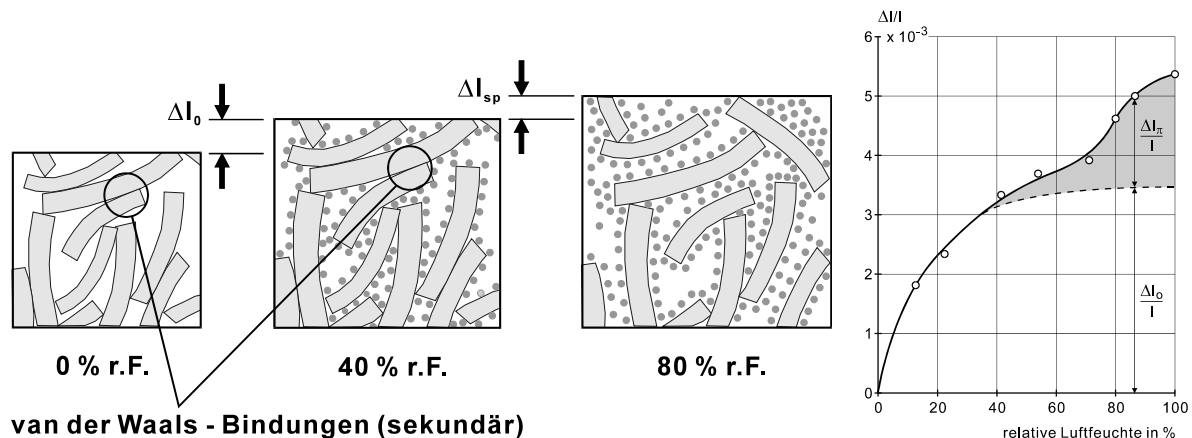
Für den Spannungsaufbau ist das primäre Quellen praktisch bedeutungslos. Es findet in sehr jungem Alter statt, in dem die Verformungen wegen des niedrigen E-Moduls und der hohen Relaxation nahezu vollständig in plastische Verformungen umgesetzt werden. Über die Größenordnung des primären Quellens von CSF sind in der Literatur verschiedene Angaben zu finden. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die unterschiedlichen Anreger, Zusatzmittel usw. das freie Quellen stark beeinflussen können /79/.

### 8.1.3 Trocknungsschwinden

Unter Trocknungsschwinden und Quellen bei Wasseraufnahme werden Längen- bzw. Volumenänderungen von Baustoffen verstanden, die sich infolge einer messbaren Änderung des Wassergehaltes einstellen. Die Vorgänge beim Trocknungsschwinden sind bei den mineralischen Baustoffen eng mit den Modellvorstellungen zur Zementsteinstruktur verknüpft. Wittmann /115/ entwickelte das sog. Münchener Modell, das eine Erweiterung des Modells von Powers /82/ darstellt. Es wurde von Jedamzik /42/ auf andere Bindemittel, wie beispielsweise Kalksandsteins, übertragen. Im Zementstein liegen zwei Arten von Porenstrukturen vor. Zum einen die so genannten Gelporen, als Modellvorstellung der Raum zwischen den engst vernadelten Calciumsilikathydrat-Kristallen und den sich dazwischen befindenden Räumen, den „echten“ Poren.

Wittmann /115/ unterscheidet daher in seinem Modell zwangsläufig auch zwei unterschiedliche Ursachen für die Feuchtedehnung. Dies sind die Oberflächenenergien zwischen den Gelpartikeln und der Spaltdruck des Wassers in den „echten“ Poren. Mineralische Baustoffe weisen neben den chemischen Bindungen auch physikalische Bindungen auf. Die physikalischen Bindungen (Van-der-Waals-Kräfte), streben eine Annäherung der inneren Oberflächen an. Sie sind vom Feuchtegehalt des Baustoffs und mithin von der relativen Luftfeuchte abhängig (vgl. Abschnitt 3.1). Im Bereich niedriger Feuchten, 0 - 40 % r.F., ist die Oberflächenenergie der CSH-Kristalle bestimmend. Mit zunehmender Adsorption von H<sub>2</sub>O-Molekülen nehmen die Oberflächenenergien ab. Die Gelpartikel dehnen sich aus und die Probe quillt ( $\Delta l_0$ ), siehe Bild 54.





van der Waals - Bindungen (sekundär)

Bild 54: Links: Schemat. Darstellung der Feuchtedehnung am Beispiel des Zementgels nach /116/ Rechts: Darstellung der Dehnung in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte, unterteilt nach Einfluss der Oberflächenenergie  $\Delta I_0$  und des Spaltdrucks  $\Delta I_{sp}$  nach /116, 51/

Im Bereich höherer relativer Feuchten (50 - 100 % r.F.) bilden sich aus den zunächst monomolekular angelagerten Schichten durch Kapillarkondensation in kleinen Poren „echte“ Wasserfilme aus und die Oberflächenkräfte der Wassermoleküle untereinander werden maßgebend. Durch den Spaltdruck des Wassers werden die Van-der-Waals-Kräfte zwischen den Feststoffpartikeln aufgehoben und die Partikel von einander entfernt, wodurch es zu einer überproportionalen Dehnung kommt. Dies bedeutet, dass neben dem Umgebungsklima die Bindungsart und die Porengrößenverteilung maßgebende Größen für die Trocknungsschwindmechanismen sind. Damit lässt sich ein Zusammenhang zwischen dem bei Austrocknen festzustellenden Massenverlust und dem Schwindmaß erstellen. Zunächst trocknen die größeren Kapillaren mit einem Radius von  $10^{-3}$  bis  $10^{-7}$  m (99 % r.F.) aus, aus denen das Wasser jedoch bereits bei relativ hoher Luftfeuchtigkeit entweichen kann und wodurch kaum Spaltdruck entsteht. Erst wenn auch die Mikrokapillaren  $< 10^{-7}$  m austrocknen, entsteht ein deutliches Schwinden der Proben. Bei der Beurteilung des Schwindens muss also die Porenverteilung und insbesondere der Porenanteil  $< 10^{-7}$  m beachtet werden, sowie die Umgebungsbedingungen.

Hierdurch wird auch klar, warum der Zusammenhang zwischen hygrischen Verformungen und der Umgebungsfeuchte nicht linear sein kann. Es ist wichtig, in welchem Feuchtebereich sich eine Änderung abspielt. Ebenso sind die Verformungen infolge Trocknungsschwinden nicht in allen Feuchtebereichen proportional zum Feuchteverlust. Wichtig ist immer, welche Poren geleert wurden und welche Spannungen dadurch auf die Porenwände wirken.

So haben Czernin und Powers /18, 81/ bei Untersuchungen an Zementstein gezeigt, dass das Schwinden von kapillarporenfreiem Zementstein nahezu proportional zur Massenabnahme ist, siehe Bild 55. Je größer der Kapillarporenanteil ist, desto größer sind auch die anfänglichen Masseverluste ohne dabei ein deutliches Schwinden hervorzurufen, da zunächst die

Kapillaren mit entsprechend großen Durchmessern geleert werden, in denen kaum Kapillarzug auftritt. Gegen Ende des Trocknungsvorgangs verlaufen die Kurven nahezu parallel, da nur noch Gelporen geleert werden.

Untersuchungen von Müller /76/ bestätigen diese Ergebnisse auch für CSF. In Schwindversuchen nach DIN 4208 an 5 verschiedenen CSF führten anfängliche Feuchteverluste von rd. 4 M.-% zu keinen messbaren Schwindverformungen.

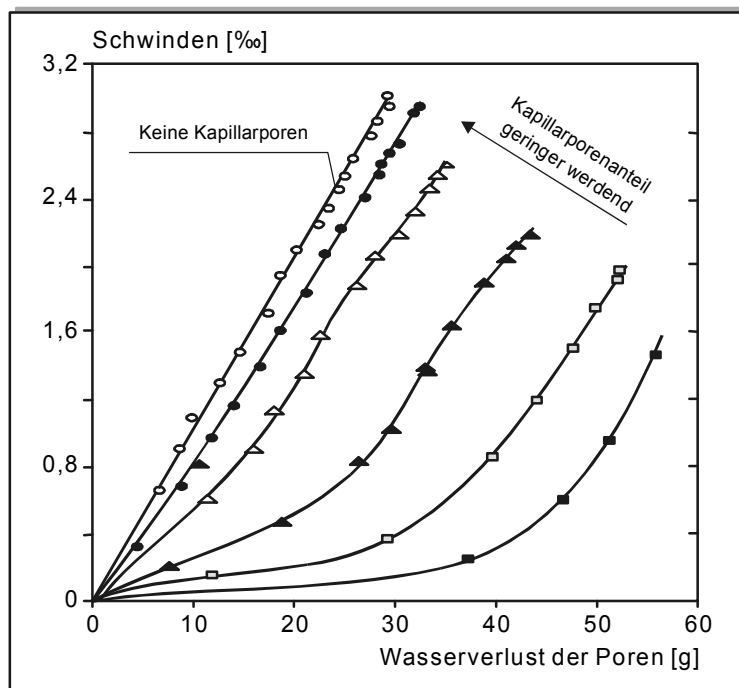


Bild 55: Schwinden von Zementstein mit unterschiedlichen Anteilen an Kapillarporen in Abhängigkeit vom Wasserverlust

Nach Wesche /113/ schwinden Sulfatbindemittel nicht bzw. nur sehr wenig, weshalb Anhydrit(fließ)estrichflächen im Gegensatz zu Zementestrichen über große Flächen hinweg ohne Fugen hergestellt werden können /6/.

Die an Probekörpern oder Bauteilen auftretende Schwindverformung ist auch von ihrer Form und Abmessung abhängig /114/. Je kleiner die durch die Austrocknung beanspruchte relative Oberfläche (Verhältnis von Oberfläche zu Volumen) ist, desto langsamer und geringer sind die durch das Trocknungsschwinden bedingten Verformungen, da es länger dauert, bis der Probekörper über den gesamten Querschnitt die Gleichgewichtsfeuchte erreicht hat. Durch die noch feuchten Kernbereiche wird zudem die Schwindverformung der äußeren Randschichten behindert.

## 8.2 Spannungsentwicklung

### 8.2.1 Verformungsbehinderung

Zwang- und Eigenspannungen entstehen, wenn Verformungen behindert werden. Die Behinderung kann dabei durch das Bauteil selbst oder durch äußere lastunabhängige Lagerkräfte erfolgen.

Die innere Verformungsbehinderung entsteht immer dann, wenn nichtlineare Dehnungsgradienten vorhanden sind. Damit der Querschnitt nach der Bernoulli-Hypothese eben bleibt, werden in den Fasern, die sich verkürzen wollen Zugeigenspannungen und in den restlichen Teilen Druckeigenspannungen aktiviert, um einen ebenen Verformungszustand zu ermöglichen, siehe Bild 56.

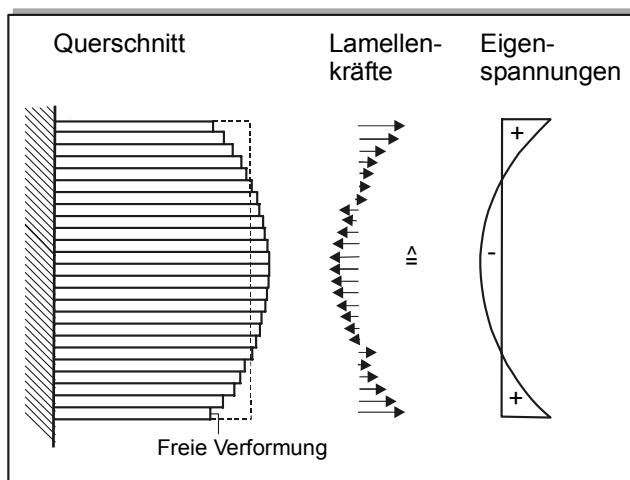


Bild 56: Ebenbleiben des Querschnitts unter der Einwirkung von Eigenspannungen /91/

Die Eigenspannungen stehen per definitionem mit sich im Kräfte- und Momentengleichgewicht und erzeugen daher keine äußeren Verformungen und damit auch keine Lagerkräfte. Dies bedeutet aber nicht, dass es nicht auch zu Rissen kommen kann. Bei einer ungleichmäßigen Verkürzung z.B. durch Abkühlen oder Schwindgradienten können Krakeleerisse oder Schalenrisse an der Oberfläche auftreten, da die Verformungen der Randzone fast vollständig durch den Kern behindert sind, s. Bild 57.

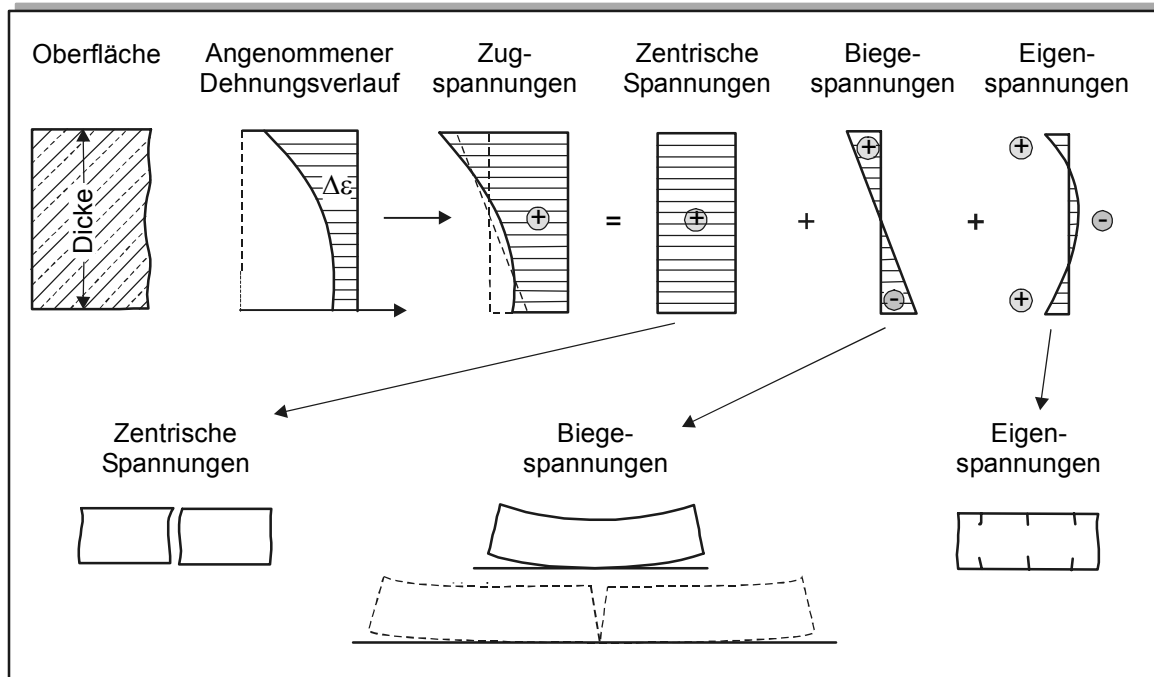


Bild 57: Unterteilung der Spannungen bei der Abkühlung einer Platte von oben und vollständiger Behinderung der Verformung /107/

Neben der inneren Verformungsbehinderung kann eine äußere Verformungsbehinderung bei statisch unbestimmter Lagerung entstehen. CSF sind in der Regel von außen verformungsbehindert, z.B. durch den Untergrund, durch aufgehende Bauteile oder ihr Eigengewicht. Werden über den Querschnitt konstante Dehnungsänderungen behindert, wird also eine Längsverformung behindert, so entstehen zentrische Zug/Druckspannungen, s. Bild 57. Werden linear über den Querschnitt veränderliche Dehnungsänderungen behindert, so wird eine Verkrümmung des Bauteils behindert und es entstehen Biegespannungen. Durch die Behinderung der Verformung entstehen Lagerkräfte. Die Spannungen im Bauteil sind dabei umso größer, je vollständiger die Verformungsbehinderung ist. Der Grad der Verformungsbehinderung ist dabei nach Gleichung (29) definiert als:

$$\delta = \frac{\epsilon_{beh}}{\epsilon_f} \tag{29}$$

$\delta$ : Behinderungsgrad

$\epsilon_{beh}$ : behinderte Dehnung

$\epsilon_f$ : freie, unbehinderte Dehnung

Bei CSF werden die konstanten Eigenverformungen durch das Eigengewicht und die Reibung zum Untergrund behindert. Vorausgesetzt, die Konstruktion ist im Randbereich zu aufgehenden Bauteilen frei verformbar und der Untergrund weist einen konstanten Reibungswiderstand auf, so ergibt sich die in Bild 58 dargestellte Spannungsverteilung.

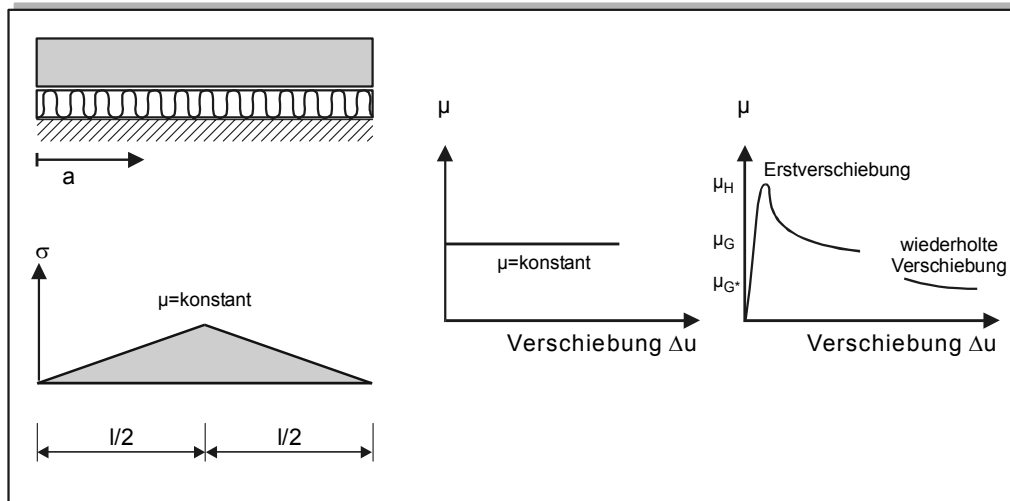


Bild 58: Spannungen in CSF bei gleichmäßiger Verkürzung unter der Annahme eines konstanten Reibbeiwertes (links). Realer Reibbeiwert (rechts)

Die Normalspannungen nehmen linear mit dem Abstand vom freien Rand zu. Sie erreichen das Maximum im Ruhepunkt der Platte bei  $a = l/2$ . Wie aus Gleichung (30) zu erkennen, sind die Spannungen unabhängig von der Dicke, da das Eigengewicht und die Reibkraft zwar linear mit der Dicke zunehmen, aber der aufzunehmende Querschnitt ebenfalls linear zunimmt.

$$\sigma = \mu \cdot a \cdot g \cdot \left(\rho + \frac{p}{d}\right) \cdot 10^{-6} \text{ [N/mm}^2\text{]} \quad (30)$$

$\sigma$ : Spannung [N/mm<sup>2</sup>]

$\mu$ : Reibbeiwert [-]

$a$ : Abstand [m]

$\rho$ : Dichte [kg/m<sup>3</sup>]

$g$ : Erdbeschleunigung, 9,81 [m/s<sup>2</sup>]

$p$ : Auflast, flächig verteilt [kg/m<sup>2</sup>]

$d$ : Dicke [m]

Dabei wurde ein konstanter Reibbeiwert  $\mu$  angenommen, der unabhängig von der Verschiebung ist. Bei realen Untergründen weist der Reibbeiwert ein Maximum bei sehr kleinen Verschiebungen auf, die sog. Haftreibung  $\mu_H$ . Mit zunehmender Verschiebung nimmt der Reibbeiwert ab. Bei wiederholten Verschiebungen kann sich der Reibbeiwert  $\mu_G$  deutlich reduzieren (vgl. Tabelle A18).

Reibbeiwerte von CSF sind in der Literatur nicht angegeben. Anhaltswerte für den Reibbeiwert von Betonplatten sind in Tabelle A18 angegeben. Bei schwimmenden Estrichen kann die Reibung vernachlässigt werden, da sich Gleitebenen sowohl zwischen Estrich, Folie und Dämmschicht ausbilden können. Evtl. vorhandene Unebenheiten in der Rohdecke werden durch die weiche Dämmschicht abgedeckt. Durch die ausgeprägten plastischen Eigenschaften werden lokale Schubspannungen in der Dämmschicht abgebaut.

In Bild 59 ist die maximale Normalspannung in Plattenmitte in Abhängigkeit der Estrichplattenlänge für verschiedene Reibbeiwerte und für eine zusätzlich vorhandene gleichmäßig verteilte Verkehrslast von  $150 \text{ kg/m}^2$  nach DIN 18560 dargestellt. Zum Vergleich ist die zentrische Zugfestigkeit nach Abschnitt 9.1 angegeben.

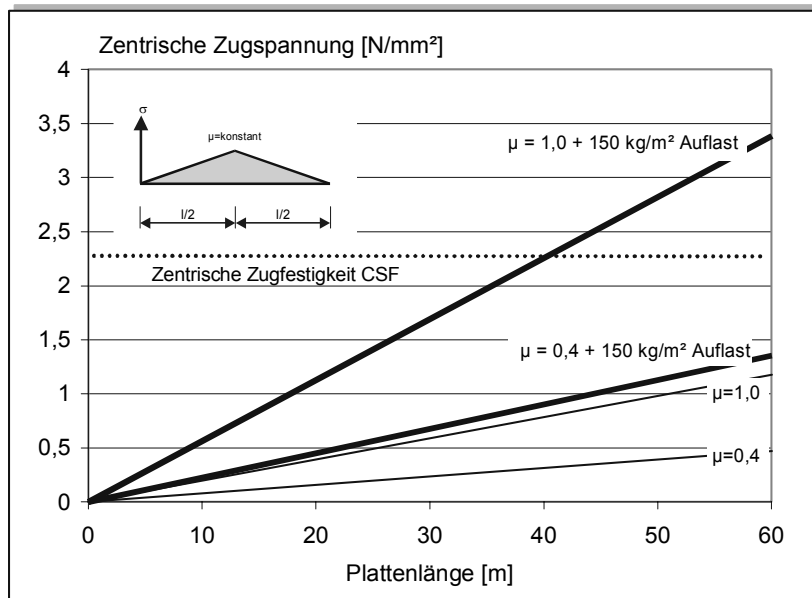


Bild 59: Maximale Normalspannung in Plattenmitte in Abhängigkeit des Abstandes zum freien Rand für verschiedene Reibbeiwerte und für eine gleichmäßig verteilte Last

Eine vollständige Verformungsbehinderung infolge der Reibung tritt im Mittelteil der Platte erst auf, wenn die Dehnung infolge Zwang gleich groß wie die auslösende Dehnung ist. Die behinderte Verformung kann maximal den Betrag der Zugbruchdehnung von CSF (rd.  $0,1 \text{ mm/m}$ ) annehmen. Für die CSF auf PE-Folie ist dies abhängig von der auslösenden Dehnung und der Reibbeiwerte erst bei rd. 100 Meter Plattenlänge der Fall. Erst bei einer Kombination von Auflast und erhöhten Reibbeiwerten kann die Zugfestigkeit bei geringeren Plattenlängen erreicht werden.

Über den Querschnitt linear veränderliche Dehnungen führen zu einer Verkrümmung der Estrichplatte. Hierdurch ergibt sich die in Bild 60 oben dargestellte Verformungsfigur. Die Größe des Aufschüsseln für den zweidimensionalen Fall, der dem Aufschüsseln am freien Rand einer freien Estrichfläche entspricht, ergibt sich nach Gleichung (31). Die rechnerische Größe des Aufschüsseln am freien Rand beträgt damit für einen linearen Dehnungsgradienten von  $0,1 \text{ ‰}$  über die Querschnittshöhe bei einem 4 m langen und 4 cm dicken Estrichbalken 5 mm.

$$f_z = \frac{\Delta\varepsilon}{d} \cdot \frac{l^2}{8} \quad (31)$$

$f_z$ : Aufschüsseln am freien Rand [mm]  
 $\Delta\varepsilon$ : Dehnungsgradient über die Höhe [mm/m]  
 $l$ : Länge [m]  
 $d$ : Höhe [m]

Dieser Verformung entgegen wirkt bei realen Estrichen das Eigengewicht des Estrichs, wodurch sich in der zweidimensionalen Betrachtung die folgenden Verformungsbilder in Abhängigkeit der Plattenlänge einstellen, s. Bild 60.

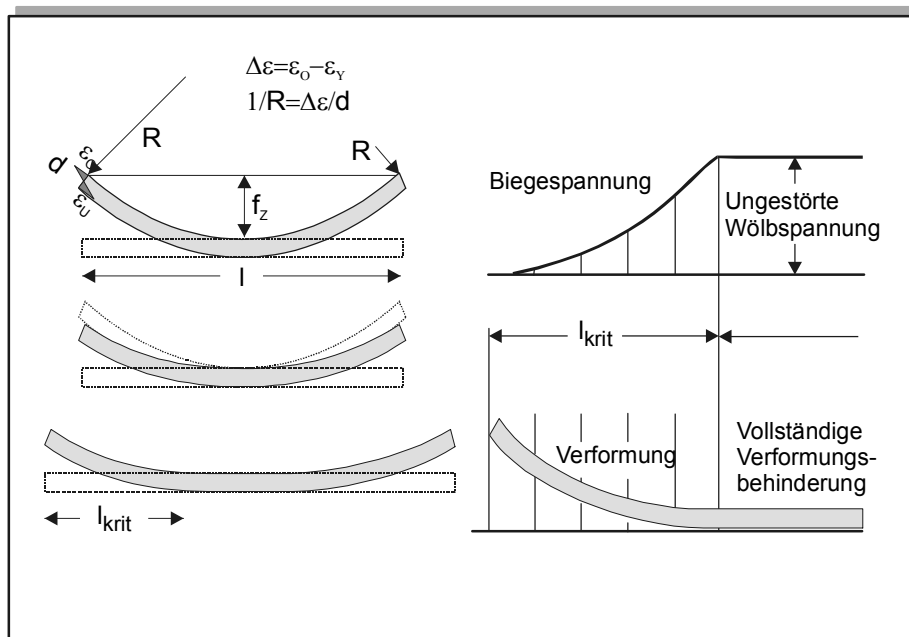


Bild 60: Verformungsfigur eines Estrichs infolge eines linearen Dehnungsgradienten, z.B. Temperatur, ohne Eigengewicht und unter der Berücksichtigung von Eigengewicht

Ab einer gewissen Länge, der sog. kritischen Länge ist die Krümmung durch die Rückverformung aus Eigengewicht wieder vollständig rückgängig gemacht und die Platte liegt im mittleren Bereich vollständig auf dem Untergrund auf. Die linear veränderlichen Verformungsanteile sind dann im mittleren unverformten Bereich vollständig in Biegespannungen umgewandelt. Ist die Platte kürzer als die so genannte kritische Plattenlänge,  $l_{krit}$ , so kann die Estrichplatte sich auch im Zentrum teilweise verkrümmen und die Spannungen sind somit reduziert. Bei der einfachen Betrachtung eines Kragarmmodells ergeben sich die Biegelinie und der Verlauf des Momentes aus dem konstanten Verformungsbestreben des Estrichs, das einem Wölbmoment  $M_W$  entspricht und dem Biegemoment aus Eigengewicht des Kragarms  $M_B$ . Wenn  $M_B = M_W$ , so ist die Verkrümmung vollständig rückgängig gemacht und der Estrich liegt auf dem Untergrund auf. Da eine weitere Biegeverformung infolge

Eigengewicht durch einen steifen Untergrund verhindert wird, ist  $M_W$  somit das maximal mögliche Moment. Damit ergeben sich die folgenden Beziehungen:

$$M_W = \frac{E \cdot \Delta \varepsilon \cdot b \cdot d^2}{12} \quad (32)$$

$$M_B = \frac{q \cdot l^2}{2} = \frac{d \cdot \rho \cdot g \cdot b \cdot l^2}{2} \quad (33)$$

$$M_B = M_W \hat{=} \frac{E \cdot \Delta \varepsilon \cdot b \cdot d^2}{12} = \frac{d \cdot \rho \cdot g \cdot b \cdot l^2}{2} \quad (34)$$

Die kritische Länge von Estrichplatten wird im mittleren Bereich also dann erreicht, wenn die Krümmungen der Estrichplatte infolge Dehnungsgradient und Eigengewicht gleich sind, und lässt sich für den zweidimensionalen Fall nach Gleichung (35) abschätzen [22].

$$\frac{1}{R_{\Delta \varepsilon}} = \frac{\Delta \varepsilon}{h} = \frac{1}{R_{g(l_{krit})}} = \frac{q \cdot l_{krit}^2}{8 \cdot EI} \quad \Rightarrow \quad l_{krit} = 0,8165 \cdot h \cdot \sqrt{\frac{\Delta \varepsilon \cdot E}{\gamma \cdot h}} \quad (35)$$

Bei den Wölbspannungen kann damit unterschieden werden zwischen der ungestörten Biegespannung ( $l > l_{krit}$ ) bei vollständiger Verformungsbehinderung, die im mittleren Bereich konstant über die Länge ist und der reduzierten Biegespannung ( $l < l_{krit}$ ) im Randbereich. Hier ist die Spannung am Rand der Estrichplatte Null und nimmt zur Mitte hin zu, bis die ungestörte Biegespannung erreicht wird. Die Spannungsverteilung entspricht dabei der Spannung eines Kragarms infolge Eigengewicht.

Diese Tatsache führt dazu, dass ab einer bestimmten Länge, der kritischen Länge, das max. Aufschüsseln auftritt und eine weitere Vergrößerung der Plattenlänge das Aufschüsseln nicht weiter verstärkt. Ebenfalls werden ab dieser Grenzlänge die maximalen Biegespannungen im Zentrum der Estrichplatte erzeugt, die bei einer weiteren Vergrößerung der Plattenlänge nicht weiter anwachsen, sondern konstant bleiben.

Das Aufschüsseln von Estrichplatten stellt immer ein dreidimensionales Problem dar. Hierdurch entstehen in der Plattenmitte aufgrund der behinderten Querdehnung zusätzliche Spannungen, die über die Querdehnung abgeschätzt werden können. Im Bereich der freien Ränder können die Verformungen und Spannungen somit aus den einfachen zweidimensionalen Balkenmodellen abgeschätzt werden. In den Ecken sind die Verformungen bei einer Plattenlänge  $l > l_{krit}$  um den Faktor 2,2 größer als am freien Rand, da die Biegemomente  $m_x$  und  $m_y$  sich hier addieren, siehe Bild 61.



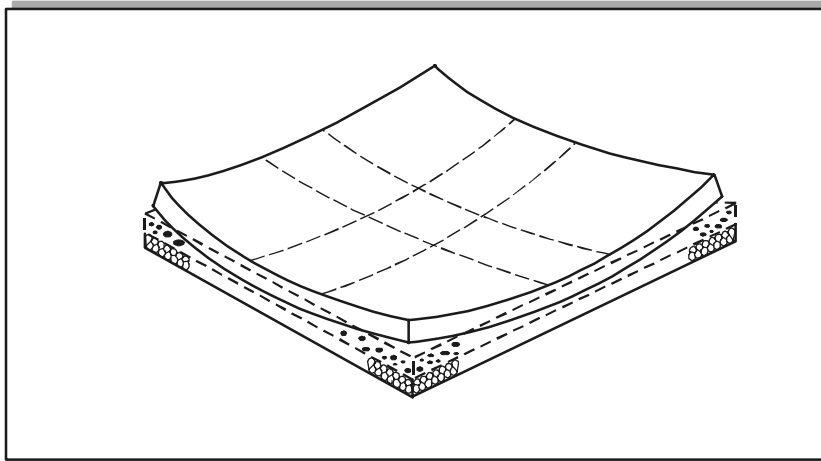


Bild 61: Dreidimensionale Verformungsfigur eines Estrichs infolge eines linearen Dehnungsgradienten, z.B. Temperatur unter der Berücksichtigung von Eigengewicht

Während der Hydratation ändern sich die mechanischen Eigenschaften und insbesondere der E-Modul des Estrichs ständig. Zu Beginn ist der Estrich noch weich, der E-Modul ist praktisch Null. Somit ist der Behinderungsgrad sowohl horizontal als auch vertikal 100 %.

Mit zunehmender Erhärtung nimmt der E-Modul überproportional zu, hierdurch verringert sich die horizontale Verformungsbehinderung. Für die vertikale Verformungsbehinderung kann nach Bild 60 bei üblichen Estrichflächen im Zentrum immer von einer vollständigen Behinderung der Biegeverformung ausgegangen werden.

Die entstehenden Spannungen und Verformungen werden durch Relaxation und Kriechen abgebaut, so dass nicht nur die zeitliche Entwicklung der aufgezwungenen Verformungen und die zeitliche Entwicklung des E-Moduls eine große Rolle spielen, sondern auch das Relaxationsvermögen des Estrichs. Dies umso mehr, je früher die Beanspruchung entsteht, da das Relaxationsvermögen insbesondere im jungen Alter sehr ausgeprägt ist.

## 8.2.2 Mechanische Eigenschaften

### 8.2.2.1 Allgemeines

In wie weit behinderte Verformungen zu Spannungen führen, hängt von der Größe und der zeitlichen Entwicklung der mechanischen Eigenschaften ab. Die mechanischen Eigenschaften entwickeln sich dabei unterschiedlich schnell, hängen jedoch vom Hydratationsgrad des Gipses ab. Vor allem die Bestimmung von Kriechen und Relaxation im jungen Alter ist problematisch.



Der Spannungsabbau bei konstanter Verformung wird als Relaxation bezeichnet. Die Relaxation wird in der Regel über das Kriechverhalten abgeschätzt. Kriechen und Relaxation sind zueinander proportional /92/. Allerdings muss hierfür das Superpositionsprinzip bei veränderlichen Spannungsniveaus gültig sein. Diese Voraussetzung ist bei geringen Hydratationsgraden oder sehr hohen Spannungsniveaus kaum gegeben, bei höheren Hydratationsgraden jedoch hinreichend genau. Die Restspannung  $\sigma_t$  zum Zeitpunkt  $t$  lässt sich nach Trost /108/ bei bekannter Kriechzahl hinreichend genau abschätzen zu.

$$\sigma_t = \sigma_0 \cdot \left( 1 - \frac{\varphi_{t,t_0}}{1 + 0,8 \cdot \varphi_{t,t_0}} \right) \quad (36)$$

### 8.2.2.3 E-Modul und Spannungsdehnungslinie

Das Verformungsverhalten unter Kurzzeitbelastung wird durch Spannungs-Dehnungs-Linien beschrieben und setzt sich aus einem ansteigenden und einem abfallenden Ast zusammen, Bild 63.

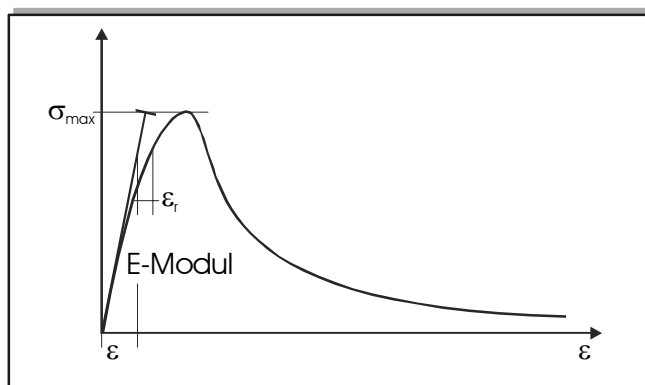


Bild 63: Schematische Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Bis zu einem Spannungsniveau von rd. 50 % der Zugfestigkeit verläuft die Spannungs-Dehnungs-Linie nahezu linear, so dass das Superpositionsprinzip gültig ist. Bei hohen relativen Spannungen weicht die Spannungs-Dehnungs-Linie vom ideal-elastischen Materialverhalten ab. Ursache hierfür ist neben viskosen Verformungsanteilen eine beginnende Mikrorissbildung, durch die zusätzliche Dehnungsanteile entstehen. Bei Spannungen nahe der Festigkeit vereinigen sich die Mikrorisse zu Makrorissen, die in Anzahl und Breite zu nehmen, wodurch die Dehnung überproportional ansteigt. Die gesamte Dehnung, die sich infolge der Spannungen im ansteigenden Ast einstellt, setzt sich somit aus der elastischen Dehnung und der Mikrorissbildung zusammen. Dementsprechend ist auch die Spannung, die sich bei einer vorgegebenen Dehnung unter Zwangsbeanspruchung einstellt,

kleiner als die nach der Elastizitätstheorie berechneten. Selbst nach Erreichen der zentrischen Zugfestigkeit können im weggesteuerten Versuch noch Zugspannungen übertragen werden.

Die Zugbruchdehnung nimmt deutlich zu, wenn die Verformung sehr langsam aufgebracht wird. Diese Erhöhungen sind neben der Mikrorissbildung auch auf die Kriechverformung zurückzuführen.

In verformungsbehinderten Bauteilen können die Zugbruchdehnung und die nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Linie bei aufgebrachter Zwangbeanspruchung von großer Bedeutung sein, da hier der Bruch durch eine aufgezwungene Dehnung erfolgt. Insbesondere beim Biegezwang kann durch den Nachbruchast die Völligkeit der Zugzone trotz Mikrorissbildung an der Oberfläche zunehmen, wodurch die Tragfähigkeit, also die scheinbare Biegezugfestigkeit erhöht wird. Der effektive E-Modul bei Zugbeanspruchung wird dementsprechend in großem Maße davon bestimmt, wie groß der Anteil der Mikrorissbildung an der Gesamtverformung ist. Im Allgemeinen wird bis zu einem relativen Spannungsniveau von rd. 50 % der Festigkeit davon ausgegangen, dass E-Modul bei Zug- und Druckbeanspruchung gleich groß sind.

### 8.2.2.4 Zugfestigkeit und Zugbruchdehnung

Die Zugfestigkeit wird im Allgemeinen im Kurzzeitversuch bestimmt. Da die zentrische Einleitung der Kraft versuchstechnisch schwierig ist und mit fortschreitender Mikrorissbildung der Querschnitt asymmetrisch wird, wird die Zugfestigkeit häufig über die Biegezug- oder Spaltzugfestigkeit bestimmt. Das Verhältnis von Zug- zu Biegezugfestigkeit beträgt bei CSF bei der Prüfung an Normprismen rd. 1:2 /40, 41/. Die Festigkeit der Gipsmatrix hängt wesentlich vom Wasser/Gips-Verhältnis ab, Bild 64 /93/.

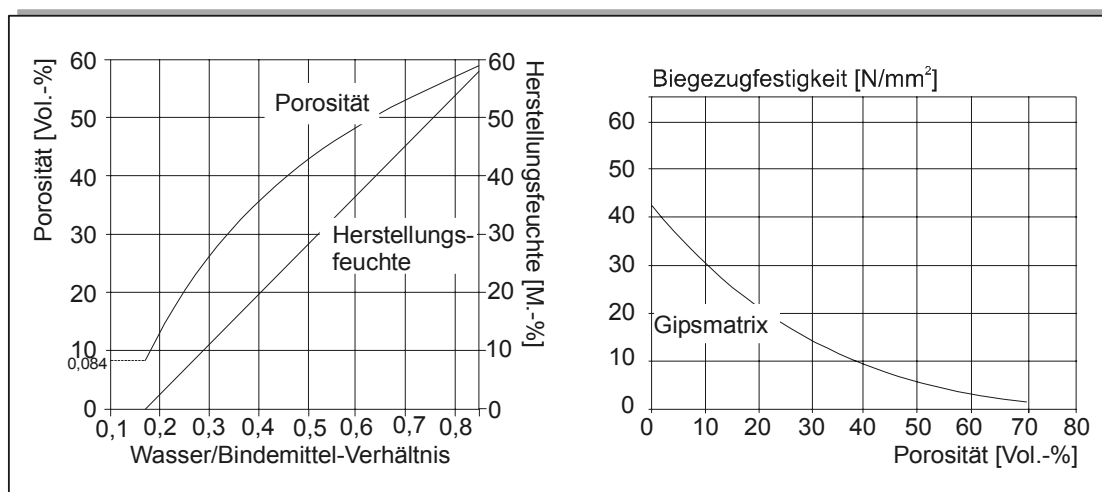


Bild 64: Einfluss des Wasser/Bindemittel-Wertes auf die Porosität und die Biegefestigkeit /93/

Die Verwendung von gebrochenen Zuschlägen verbessert durch ihre bessere Kornverzahnung den Verbund zwischen Matrix und Zuschlagkorn. CSF mit gebrochenen Zuschlägen haben daher um rd. 10 % höhere Biegezugfestigkeiten als CSF mit runden Zuschlägen /40/.

Die im Labor geprüfte Biegezugfestigkeit hängt in hohem Maße von der Belastungsanordnung und der Probegeometrie ab. Die Belastung mit einer mittigen Einzellast ergibt (bei Beton) 10 bis 30 % höhere Biegezugfestigkeiten als eine Belastung mit zwei Einzellasten in den Drittelpunkten /111/. Bei Belastung mit zwei Einzellasten wirkt die maximale Spannung auf einer größeren Länge der Balkenunterseite. Da die Zugfestigkeit in der Zugzone statistisch streut, kann der Bruch an Stellen geringerer Festigkeit erfolgen. Nach Versuchen von Günther und Heilmann /37, 32/ an Beton hängt die rechnerisch ermittelte Biegezugfestigkeit von der Höhe der Prüfkörper ab. Ab einer Höhe von rd. 0,8 m entspricht die Biegezugfestigkeit der zentrischen Zugfestigkeit, s. Bild 65.

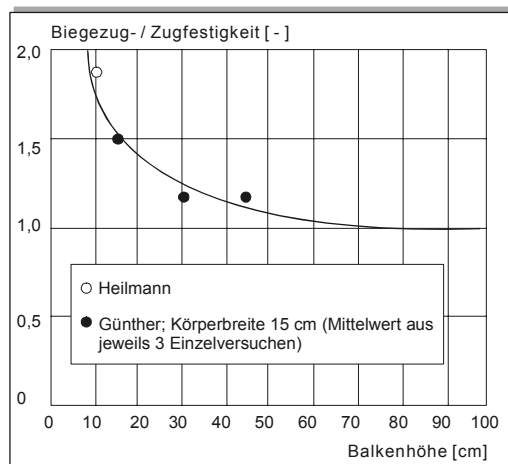


Bild 65: Einfluss der Balkenhöhe auf das Verhältnis von Biege- / Zugfestigkeit /37, 32/

Nach König /53/ ist bei Vorhandensein einer Druckzone die Biegezugfestigkeit auch bei unendlich hohen Balken rd. 5-10 % größer als die zentrische Zugfestigkeit. Ursächlich hierfür sind nach König /53/ die (höheren) Spannungsgradienten. Nach Reinhardt und Lueger /83, 65/ kann die Festigkeit in direkter Abhängigkeit vom Spannungsgefälle und dem Größtwert der Spannung nach Gleichung (37) ermittelt werden.

$$\beta(\sigma) = \beta_z \cdot X \tag{37}$$

$$X = \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{d\sigma}{dx}$$

Die Biegezugfestigkeit wird unter der Annahme des Ebenbleibens der Querschnitte errechnet. Dies setzt linear-elastisches Verhalten voraus. Wie bereits im Abschnitt 8.2.2.3 erläutert, nehmen die Dehnungen bei hohen relativen Spannungen überproportional zu, wodurch bei

einer Biegebeanspruchung die Zugzone völliger wird und die linear-elastische Berechnung daher die Biegezugspannung am gezogenen Rand deutlich überschätzt.

Bei der Abschätzung von Zwangspannungen ist zu beachten, dass es sich hier um ein Verformungsproblem handelt. Der CSF reißt, wenn die behinderten Verformungen die Zugbruchdehnung erreichen. Da alle Effekte, die die Zugfestigkeit steigern, gleichzeitig auch den E-Modul erhöhen und Kriechen verringern, also den CSF spröder machen, muss in die Betrachtung die Zugbruchdehnung einfließen. Die Zugbruchdehnung ist ab einem Alter von 3 d für CSF annähernd konstant, so dass die Rissgefahr vereinfacht durch einen Vergleich zw. Zugspannung und Zugfestigkeit abgeschätzt werden kann. Hierbei gelten natürlich dieselben Einschränkungen wie im vorherigen Absatz für die Zugfestigkeit.

## 9 UNTERSUCHUNGEN DER MECHANISCHEN UND PHYSIKALISCHEN KENNWERTE

### 9.1 Mechanische Kennwerte

Die Bestimmung der Druck- und der Biegezugfestigkeit erfolgte in Anlehnung an DIN EN 196 an Prismen mit einem Querschnitt von 40·40 (mm). Der dynamische E-Modul wurde an den Prismen zur Bestimmung der Biegezugfestigkeit in Anlehnung an das von Bunke /13/ beschriebene Verfahren ermittelt. Der statische E-Modul wurde im Alter von 28 d in Anlehnung an DIN 1048-5 bestimmt. Die Abmessungen der jeweiligen Probekörper sind in Tabelle A15 angegeben. Die Prüfung der zentrischen Zugfestigkeit erfolgte im Alter von 28 d an Probekörpern nach ASTM C 190 mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,05 N/mm<sup>2</sup>·s, siehe Bild B89. Alle Probekörper wurden 2 d im Klima 20°C / 95 % r.F. und anschließend bis zur Prüfung im Klima 20°C / 65 % r.F. gelagert.

Tabelle 11: Zeitliche Entwicklung der mechanischen Eigenschaften (Mittelwerte)

Kennwert		Alter					
		1d	3d	7d	14d	28d	56d
$\beta_D$		12,7	12,8	18,1	22,5	22,8	22,9
$\beta_{BZ}$		2,7	2,5	4,6	6,1	6,1	6,1
$E_{dyn}$	N/mm <sup>2</sup>	22.300	22.900	22.700	23.200	23.500	22.500
$E_{stat}$						23.000	
$\beta_Z$						3,2	
$\epsilon_Z$	mm/m					0,095	

Die zeitliche Entwicklung der mechanischen Eigenschaften ist in Bild 66 dargestellt. Bereits nach einen Tag haben sich rd. 50 % der 28 d-Festigkeiten und der E-Modul hat sich nahezu vollständig entwickelt. Das Verhältnis zw. Biegezug und zentrischer Zugfestigkeit betrug rd. 2:1. Die Zugbruchdehnung lag mit rd. 0,1 mm/m im üblichen Bereich für mineralische Baustoffe.

Der CSF wies damit die für einen AE 20 nach DIN 18560 erforderliche Druckfestigkeit auf. Die Biegezugfestigkeit lag deutlich über den Anforderungen eines AE 20 (4 N/mm<sup>2</sup>).

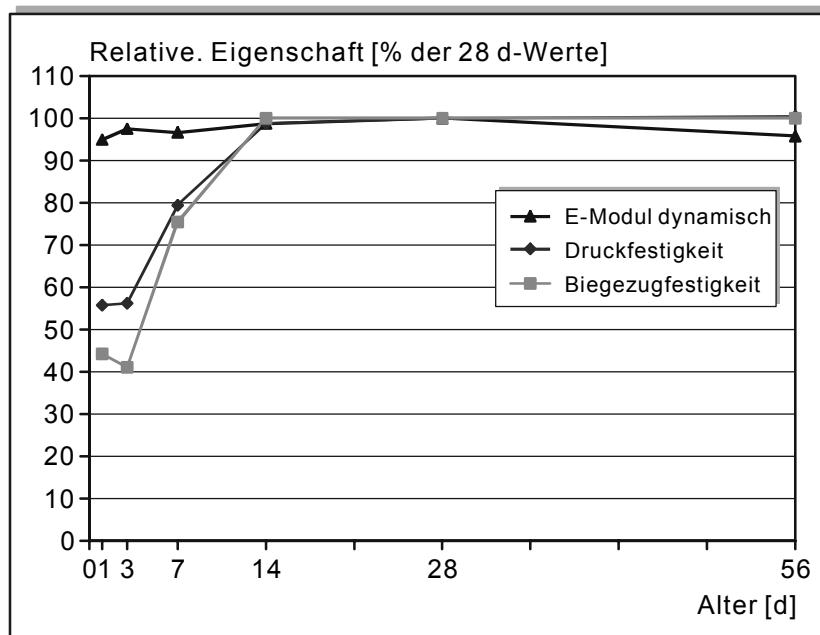


Bild 66: Zeitliche Entwicklung der mechanischen Eigenschaften bezogen auf 28 d-Werte

## 9.2 Thermische Kennwerte

Die Messung der Wärmedehnung erfolgte an Prismen der Abmessung 40·40·160 (mm). Die Probekörper wurden 2 d im Klima 20°C / 95 % r.F. und anschließend bis zur Prüfung im Klima 20°C / 65 % r.F. gelagert. Im Alter von 14 d wurden die Probekörper dicht in Aluminiumfolie verpackt. Die Messung der Temperaturdehnung erfolgte nach mind. 24 h Vorlagerung im Klimaschrank bei unterschiedlichen Temperaturen zwischen -10°C und 50°C. Die ermittelten Wärmedehnkoeffizienten sind in Tabelle 12 für 2 Temperaturbereiche angegeben. Der Wärmedehnkoeffizient war im Bereich zw. 50 und (-10)°C konstant und lag mit  $1,1 \cdot 10^{-5}$  [1/K] im Bereich üblicher mineralischer Baustoffe.

Tabelle 12: Wärmedehnkoeffizient (Bezug 20°C)

Temperaturbereich	
20 - 50°C	20 - (-10)°C
[1/K]	
$1,1 \cdot 10^{-5}$	$1,1 \cdot 10^{-5}$

## 9.3 Experimentelle Untersuchungen der Verformung

### 9.3.1 Längsschwinden von Flachprismen

Für die Messung der hygrischen Verformungskoeffizienten wurden Flachprismen mit den Abmessungen 10·40·160 (mm) verwendet. Die geringen Abmessungen stellen sicher, dass sich über die Probekörperdicke vernachlässigbar kleine Feuchtegradienten ausbilden. Somit



kann die freie, auch von Eigenspannungen nahezu unbehinderte Dehnung gemessen werden. Die Proben wurden zunächst für 5 d im Klima 20°C / 99 % r. F vorgelagert, um eine gewisse Hydratation zu ermöglichen und dann in Exsikkatoren in die unterschiedlichen Klimate eingelagert.

Die Schwindverformungen über die Zeit sind in Bild 67 für die verschiedenen Lagerungsbedingungen dargestellt.

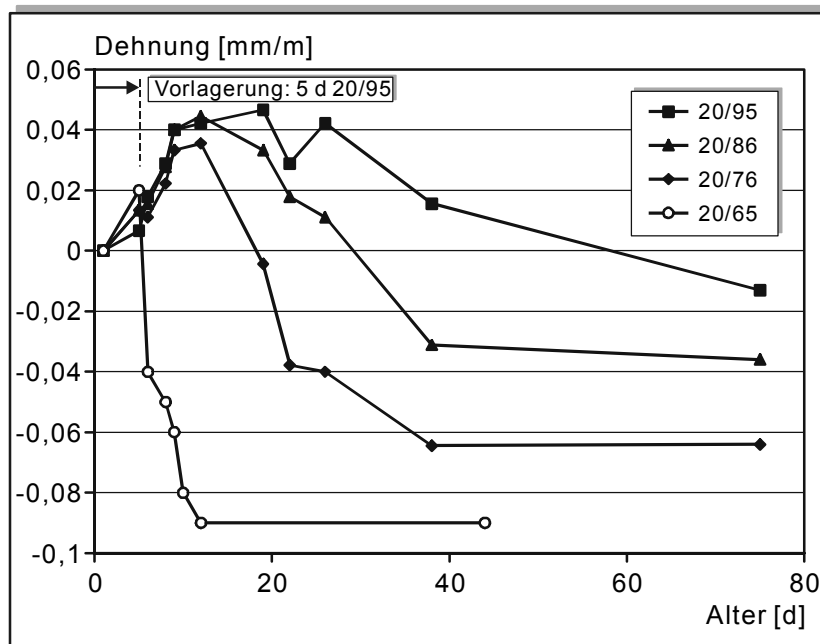


Bild 67: Schwindverformungen von Flachprismen in unterschiedlichen Klimaten, Vorlagerung 5 d bei 20°C / 99 % r.F., anschließend in Exsikkatoren, 20°C / 65 % r.F. in Klimakammer

Erwartungsgemäß wiesen alle Flachprismen während der 5-tägigen Vorlagerung ein geringes Quellen auf.

Im weiteren Verlauf nehmen die Dehnungen aller Flachprismen, außer der in das Klima 20°C / 65 % r. F Umgelagerten, bis zum Alter von 12 d weiter zu. Die Dehnungen der Flachprismen im Klima 20°C / 95 % r.F. bleiben dann bis zum Alter von rd. 25 d nahezu gleich. Anschließend kommt es zu einem geringen Schwinden, so dass die Flachprismen nach 40 d noch ein geringes Quellen und nach 75 d ein geringes Schwinden aufweisen. Die Flachprismen in den Klimaten 20°C / 86 % r.F. und 20°C / 76 % r.F. weisen nach 12 d ein Schwinden auf, dessen Geschwindigkeit und dessen Betrag zunehmen, je trockener das Klima ist.

Die Flachprismen im Klima 20°C / 65 % r.F. weisen unmittelbar nach der Umlagerung ein deutliches Schwinden auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Flachprismen in einer

Klimakammer gelagert wurden und daher schneller trockneten als die restlichen Flachprismen, die in Exsikkatoren gelagert wurden, in denen die Trocknungsgeschwindigkeit zum einen wegen der fehlenden Ventilation und zum anderen wegen des anfänglich noch nicht konstanten Klimas deutlich geringer ist.

In Bild 68 sind die Feuchtedehnungen in Abhängigkeit vom Masseverlust aufgetragen. Die Versuchswerte sind als Punkte dargestellt. Während der Vorlagerung zeigen alle Proben ein gewisses Quellen, welches trotz bereits einsetzenden Masseverlustes nach Umlagerung in die jeweiligen Klimate noch etwas zunimmt. Das Quellen ist ein zeitabhängiger Prozess. Aufgrund der langsameren Trocknung erreichen die in feuchteren Klimaten gelagerten Prismen daher etwas höhere Quellwerte. Erst ab einem Masseverlust von rd. 4 M.-% entstehen erste Schwindverformungen. Das Endschwindmaß ist umso größer, je trockener das Klima ist.

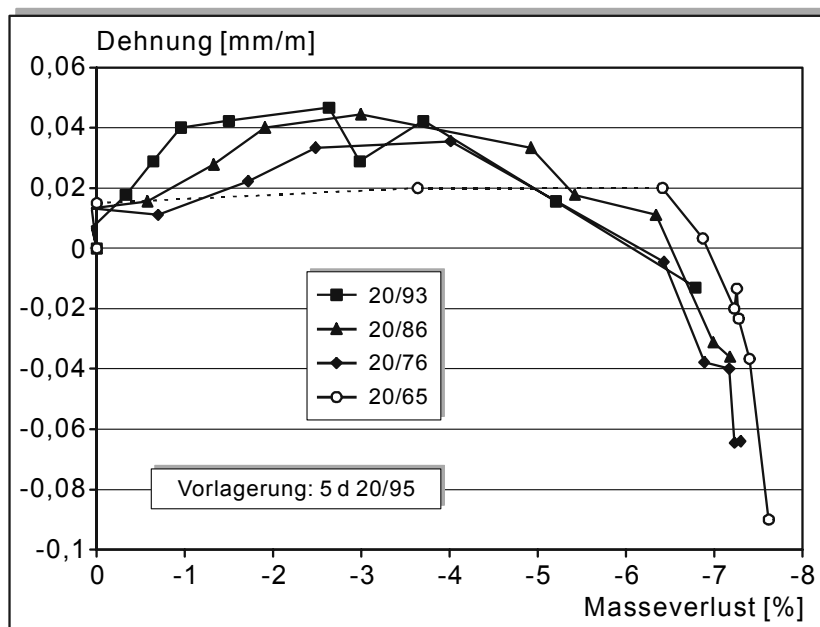


Bild 68: Schwindverformungen von Flachprismen in Abhängigkeit vom Masseverlust in unterschiedlichen Klimaten, Vorlagerung 5 d bei 20°C / 99 % r.F., anschließend in Exsikkatoren, 20°C / 65 % r.F. in Klimakammer

Es wird deutlich, dass alle Proben (auch die in 20/65 gelagerten) einen ähnlichen Zusammenhang zwischen Masseverlust und Feuchtedehnung aufweisen.

In Bild 69 sind die Schwindverformungen nicht über den Masseverlust, sondern über die Restfeuchte aufgetragen. Neben den Versuchen, die auch in Bild 68 dargestellt sind, sind weitere Versuchsergebnisse mit unterschiedlicher Vorlagerung angegeben. Dabei wurde das Endschwindmaß der jeweiligen Klimate den jeweiligen Ausgleichsfeuchten entsprechend der

Sorptionsisotherme zugeordnet. Hierdurch werden geringe Unterschiede im Anfangsfeuchtegehalt ausgeglichen.

Die Trocknungsverläufe lassen sich zutreffend durch einen Exponentialansatz beschreiben. Verschiedene Exponentialansätze wurden von Schubert /103/ für künstliche Mauersteine vorgestellt. Die hier gemessenen Verläufe ließen sich zutreffend durch Gleichung (38) beschreiben:

$$\varepsilon_h = A - B \cdot e^{-C \cdot F} \quad [ - ] \quad (38)$$

$\varepsilon_h$ : Schwinddehnung [ - ]

A, B, C: Koeffizienten

F: Stofffeuchte [M.-%]

Für die in Tabelle 13 dargestellten Koeffizienten ergibt die hygrische Dehnfunktion eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten, s. Bild 69.

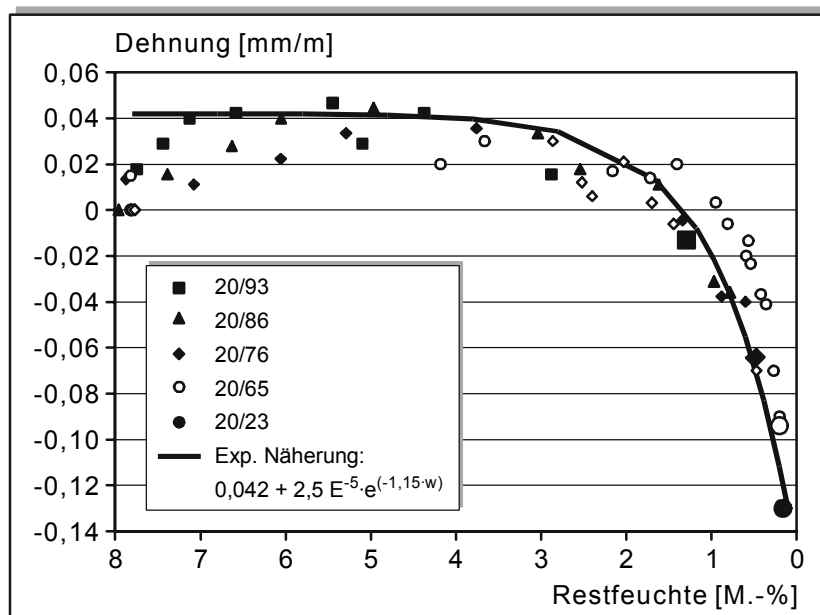


Bild 69: Schwindverformungen von Flachprismen in Abhängigkeit von der Restfeuchte in unterschiedlichen Klimaten, Vorlagerung 5 d bei 20°C / 99 % r.F. bzw. 1 d bei 20°C / 95 % r.F. + 5 d bei 20°C / 86 % r.F.; anschließend in Eksikkatoren, 20°C / 65 % r.F. in Klimakammer, Große Symbole sind die Endschwindmaße im jeweiligen Klima

Das Quellen ist in der Realität ein zeitabhängiger Vorgang. Er kann daher in der Feuchte-Dehnbeziehung nicht berücksichtigt werden. Es wird angenommen, dass das Quellen bei den CSF über den Querschnitt konstant auftritt. Daher wird entsprechend der Feuchte-Dehnbeziehung (Gleichung (38)) eine Anfangsverformung (infolge Quellen) bei Wassersättigung von 0,42 mm/m angenommen.

Auffallend ist der starke nichtlineare Verlauf der Feuchtedehnfunktion. Bis zu einem Masseverlust von rd. 4 M.-% werden kaum Schwindmaße erzeugt, da im überhygroskopischen Feuchtebereich zwar grobe Poren geleert werden, diese aber keinen wesentlichen Anteil am Schwinden haben.

Ein Großteil des gesamten Schwindmaßes findet im Stofffeuchtebereich von rd. 2,0 - 0,5 M.-% statt. Dieser Bereich entspricht den relativen Luftfeuchten von 76 % r.F. bis rd. 99 % r.F., was wiederum nach Gleichung (2) einem Porenradius von  $4 \cdot 10^{-9}$  bis  $10^{-7}$  entspricht. Somit bestätigt sich auch für CSF, dass erst das Austrocknen von Poren mit einem Porenradius von  $< 10^{-7}$  m zu einer merklichen Schwindverformung führt /115/. Auffällig ist auch die im Vergleich zu anderen Baustoffen geringe Zunahme der Schwindverformung um lediglich rd. 0,03 mm/m von 76 zu 65 % r.F.. Dies würde der Leerung von Poren im Radienbereich von  $4 \cdot 10^{-9}$  m bis  $2,5 \cdot 10^{-9}$  m entsprechen. In diesem Bereich weisen CSF im Vergleich zu anderen mineralischen Baustoffen aber kaum Poren auf, wodurch sich das geringe Schwinden erklären lässt.

Zusätzlich sind die Endschwindmaße von CSF dargestellt, die bei einer relativen Luftfeuchte von rd. 23 % r.F. getrocknet wurden /41/. Hierbei ergeben sich Endschwindmaße von rd. 0,13 mm/m, die ebenfalls nur geringfügig höher sind, als die bei 65 % r.F.. Nach Wittmann /115/ beruhen die Verformungen im Luftfeuchtebereich unterhalb 40 % auf einer Zunahme der Oberflächenenergie. Aufgrund der geringen inneren Oberflächen lässt sich das Schwindverhalten von CSF bei niedrigen Feuchten erklären. Das für Beton entwickelte sog. Münchener Modell, lässt sich also auch auf CSF übertragen.

Tabelle 13: Koeffizienten zur Beschreibung der hygri-schen Dehnfunktion nach Gleichung (38)

A	B	C
[ - ]	[ - ]	[ - ]
0,042	$2,5 \cdot 10^{-5}$	1,148

### 9.3.2 Längsschwinden in der Schwindrinne

Bei der verwendeten Schwindrinne handelt es sich um eine Stahlschalung der Abmessungen 40·60·1000 (mm). Die Schalung ist mit einer Folie ausgeschlagen. Eine Querseite der Schwindrinne ist fest. An einen gebogenen Metallstift verbindet sich der Estrich bei der Festigkeitsbildung. Die andere Seite ist frei beweglich und dort werden über Messuhren die Längenänderungen erfasst. Die Messung der Längenänderungen wird unmittelbar nach dem Befüllen der Schwindrinne gestartet und automatisch aufgezeichnet. Während der Versuchsdauer trocknet der CSF unmittelbar nach dem Einfüllen nur über die Oberseite aus. Die Schwindrinne lagerte in einem klimatisierten Raum mit einem konstanten Laborklima

von 20°C / 65 % r. F.. Die Ergebnisse der Längenänderungsmessungen in der Schwindrinne sind in Bild 70 dargestellt. Die Darstellung beginnt unmittelbar nach der Herstellung.

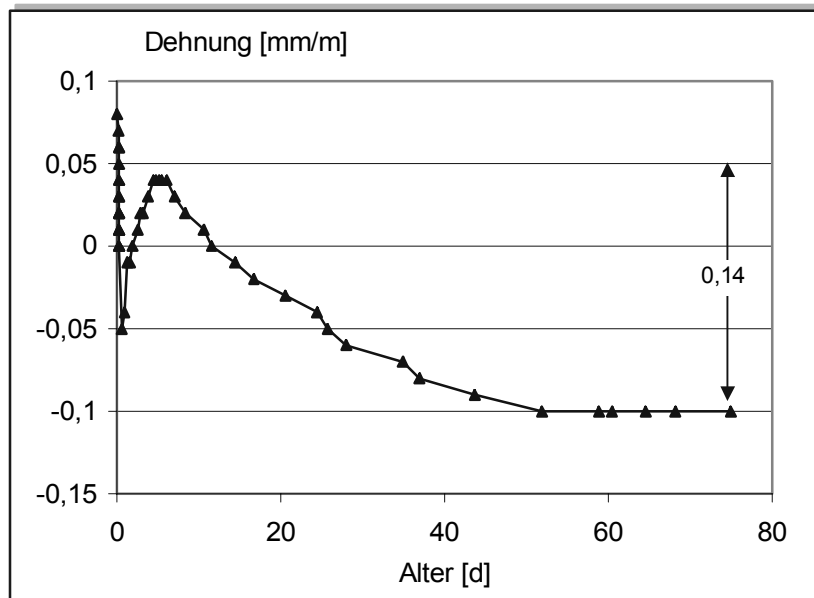


Bild 70: Schwindrinne - Längenänderungen in Abhängigkeit von der Zeit

Auffällig ist zu Beginn der Messung das hohe Schwindmaß von rd. 0,12 mm/m. Aufgrund des Versuchsaufbaus kann nicht ausgeschlossen werden, dass durch den Druck auf den frischen Estrich die Kopfplatte weggedrückt wird und somit das Schwindmaß nur scheinbar entsteht. Da der Großteil dieser Verformung bereits nach 8 h abgeschlossen ist, zu einem Zeitpunkt, wo der CSF noch keine messbare Festigkeit entwickelt hat, wird ohnehin nur ein geringer Teil in Spannungen umgesetzt werden. Zu diesem Zeitpunkt bilden sich auch noch keine Feuchtgradienten über die Höhe aus, so dass davon ausgegangen werden kann, dass die anfängliche Verformung vernachlässigt werden kann. Anschließend tritt ein Quellen auf. Bis zum 4. Tag nehmen die Dehnungen stetig zu. Ungefähr ab dem 7. Tag entstehen die ersten Schwindverformungen, die asymptotisch gegen einen Endwert verlaufen. Im Alter von rd. 55 d haben die Schwindverformungen den Endwert erreicht. Das Schwindmaß als Differenz zwischen max. Quellmaß nach 5 d und Endwert beträgt rd. 0,14 mm/m und entspricht damit den unter Abschnitt 9.3.1 festgestellten Schwindmaßen für die Flachprismen bei 5-tägiger Vorlagerung in 20/95.

### 9.3.3 Vertikales Verformungsverhalten von Estrichplatten

Zur Ermittlung des vertikalen Verformungsverhaltens infolge einseitiger Austrocknung nach oben wurde eine Estrichplatte von 100·100 cm<sup>2</sup> mit einer Dicke von 40 mm hergestellt. Die

Estrichplatte lagerte auf einer rd. 40 mm dicken Trittschalldämmung. Der Versuchsaufbau und die Anordnung der Messstellen ist in Bild 71 dargestellt.

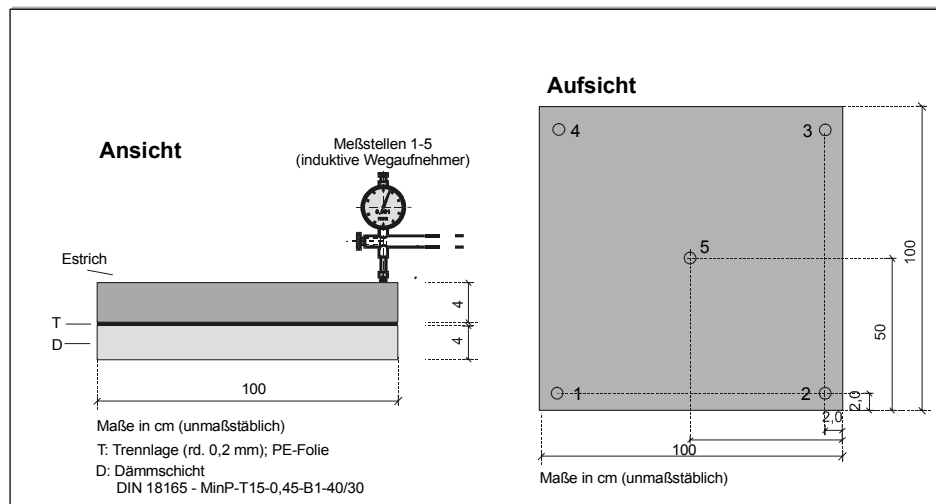


Bild 71: Versuchsaufbau Estrichplatte zur Messung der zeitabhängigen vertikalen Verformungen

Der Estrich wurde über einer mit einer Folie abgedeckten Dämmschicht aufgebracht und durch leichtes Stochern entlüftet. Nach 24 h wurden die Seitenschalungen entfernt und die Seitenflächen wurden mit einer wasser- und dampfdichten Abdichtung versehen. Anschließend wurden in der Mitte und in den vier Ecken der Estrichplatte auf der Oberseite Metallplättchen aufgeklebt und induktive Wegaufnehmer zur Ermittlung der vertikalen Verformungen aufgebracht. Nach Applikation sämtlicher Messstellen wurde die Messung gestartet und die Messwerte wurden automatisch erfasst.

Die gemessenen vertikalen Verformungen der Estrichplatte in Abhängigkeit von der Zeit sind in Bild 72 dargestellt. Dabei ist der Mittelwert der Eckverformung, die Verformung in Plattenmitte, sowie die Differenz der beiden Werte als so genanntes Stichmaß unter einer gedachten Diagonale dargestellt.

Die Estrichplatte zeigte zunächst ein Absenken im Eckbereich (rd. 0,2 mm) und eine damit verbundene geringe Aufwölbung in der Mitte. Aufgrund der geringen Steifigkeit der Trittschalldämmung wird diese kaum behindert. Im Alter von rd. 8 d beginnt eine entgegengesetzte Bewegung, das Aufschüsseln. Die maximale vertikale Verformung im Eckbereich beträgt rd. 0,3 mm im Alter von rd. 22 d, das Stichmaß ergibt sich zu rd. 0,5 mm. Anschließend geht das maximale Aufschüsseln zurück. Der CSF erreicht nach rd. 70 d den Beharrungszustand. Dabei weist er die nach 8 d gemessene Verwölbung wieder auf, sie ist augenscheinlich nicht reversibel. Eine Erklärung für die anfängliche leichte Verwölbung konnte an Hand der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen nicht gefunden

werden. Möglicherweise führt die Verdunstung in der oberflächennahen Schicht zu einer höheren Konzentration von  $\text{CASO}_4$  und damit zu einem etwas größeren anfänglichen Quellen.

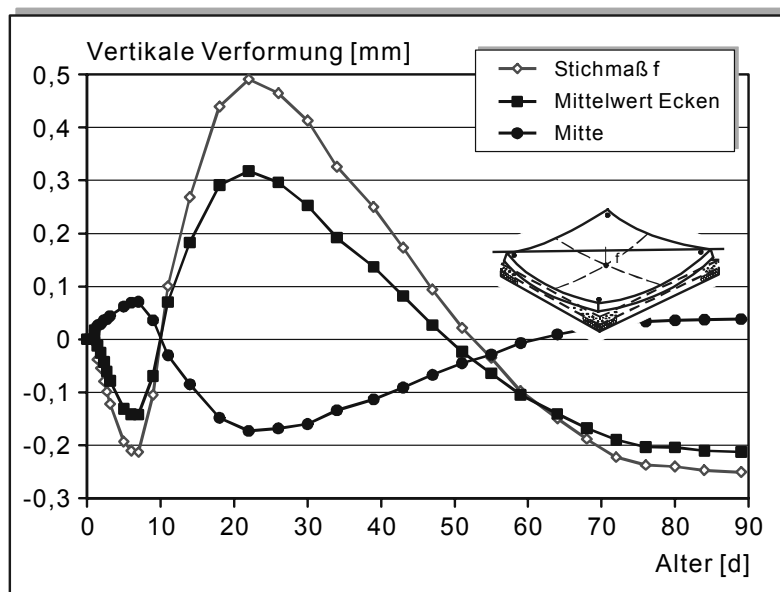


Bild 72: Zeitabhängige vertikale Verformungen des CSF, Estrichkleinfläche 1000·1000·40 (mm) auf Trittschalldämmung, Austrocknung in 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation

Für die rechnerische Abschätzung von Schwindverformungen infolge ungleichmäßigen Austrocknens ist sie aber unbedeutend. Daher wurde der Bereich bis zum ersten Wendepunkt nicht berücksichtigt und nur das weitere reversible Aufschüsseln betrachtet. Der modifizierte zeitliche Verlauf des reversiblen Aufschüsseln ist in Bild 73 dargestellt.

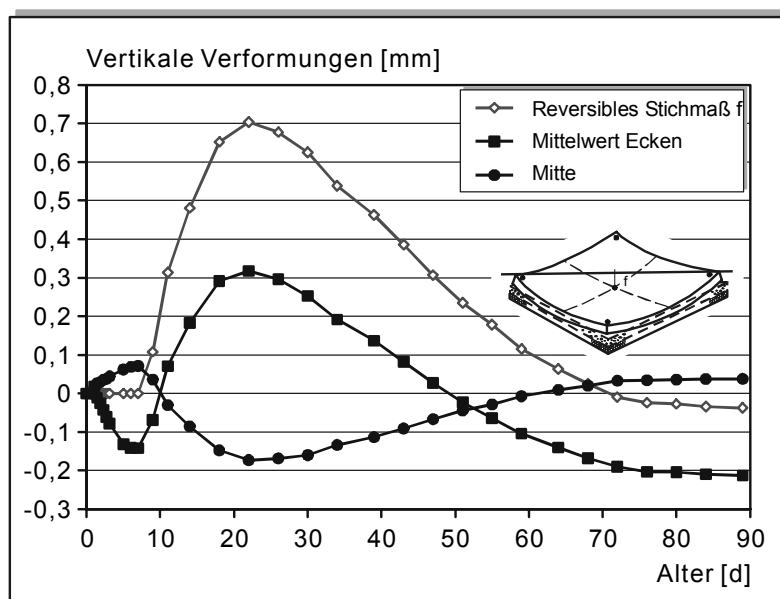


Bild 73: Gemessene zeitabhängige vertikale Verformungen des CSF und berechnete reversible Anteile des Aufschüsseln an einer Estrichkleinfläche 1000·1000·40 (mm) auf Trittschalldämmung, Austrocknung in 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation

## 10 NUMERISCHE BERECHNUNGEN VON SPANNUNGEN UND VERFORMUNGEN

### 10.1 Geometrie und Randbedingungen

Während der Austrocknung kommt es in CSF zu ungleichmäßigen Verteilungen der Feuchte. Die auf der Unterseite vorhandene Folie verhindert eine Austrocknung nach unten praktisch völlig. Aufgrund der großen Abmessungen können die seitlichen Austrocknungsvorgänge vernachlässigt werden, zudem sind die verwendeten Randstreifen praktisch dampfdicht, so dass es zu einem eindimensionalen Austrocknungsvorgang über die Oberfläche kommt.

Die oberflächennahen Zonen haben während der Austrocknung das Bestreben, sich zu verkürzen. Aufgrund der Selbstbehinderung durch die feuchtere und dementsprechend weniger geschwundene Unterseite entstehen Biege- und Längsverformungen und Eigenspannungen. Die horizontale Verformungsbestrebung wird praktisch nicht behindert. Die vertikale Verformungsbestrebung kann aufgrund des Eigengewichts in Abhängigkeit von den Abmessungen sehr wohl behindert werden.

Die Berechnungen des Austrocknens und der dabei entstehenden Spannungen und Verformungen werden im Folgenden beschrieben. Das Vorgehen ist schematisch in Bild 74 dargestellt. Hierzu wird in einem ersten Schritt das Austrocknen der CSF mit einem FEM-Programm /118/ entsprechend Abschnitt 7 ermittelt. Dabei werden die Restfeuchten an 10 über die Estrichdicke gleichmäßig verteilten Punkten zeitabhängig ermittelt. Für die Berechnungen der Spannungen und Verformungen werden diese zeitabhängig ermittelten Feuchteverteilungen über die in Abschnitt 9.3.1 versuchstechnisch ermittelte Feuchte-Dehnbeziehung (Gleichung (38)) als hygrische Dehnbelastung verwendet.

Die Spannungs- und Verformungsberechnungen infolge der ermittelten hygrischen Dehnbelastungen erfolgen mit dem FEM-Programm Ansys. Die hygrischen Dehnbelastungen werden als Knotenlasten auf die Elemente (linear-elastische Volumenelemente, Solid 45) aufgebracht. Die notwendigen Materialkennwerte werden als zeitlich und über die Dicke konstant über die Estrichdicke angenommen und sind in Tabelle 14 angegeben. Die Berechnungen erfolgten unter der Annahme eines ideal-elastischen Verformungsverhaltens. Einflüsse aus Kriechen und Relaxation wurden nicht berücksichtigt.

Tabelle 14: Übersicht über die für die Berechnungen verwendeten mechanischen Kennwerte und Annahmen

E-Modul	Wärmedehnkoeffizient	Biegezugfestigkeit	Querkontraktionszahl	Dichte	Reibungsbeiwert Untergrund
[N/mm <sup>2</sup> ]	[1/K]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[ - ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[ - ]
23.000	10 <sup>-5</sup>	6,1	0,2	2000	0



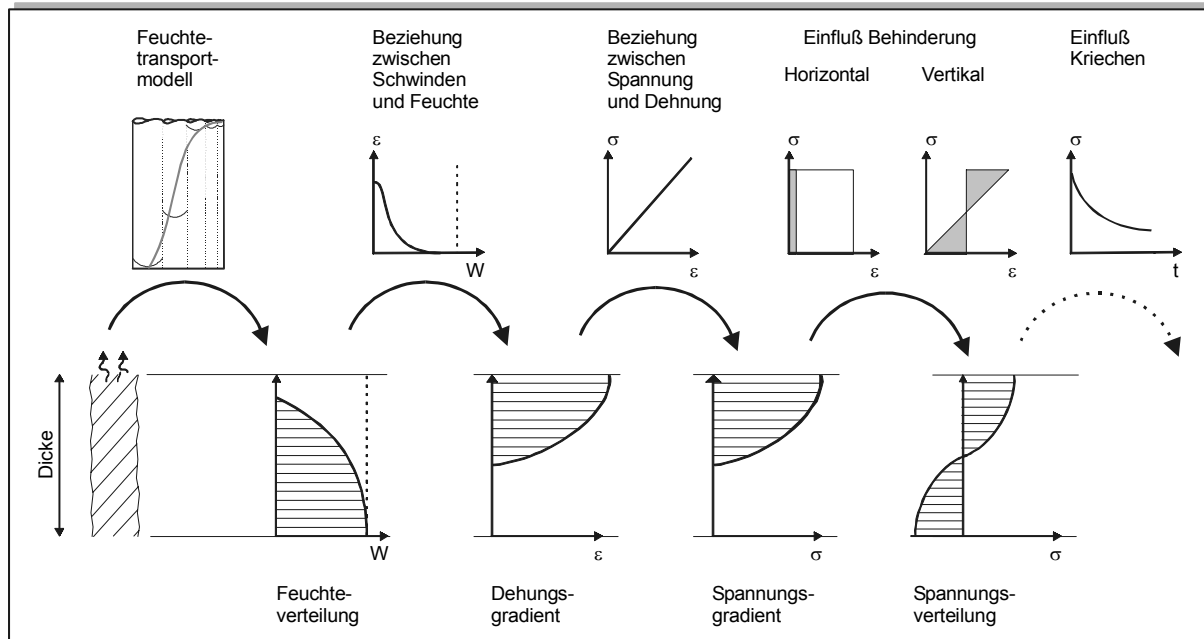


Bild 74: Schematische Darstellung der Ermittlung von Feuchteverteilung bei einseitiger Austrocknung und sich daraus ergebender Schwindverformungen und Spannungen beim CSF (Einflüsse aus Kriechen und Relaxation werden nicht berücksichtigt)

## 10.2 Ergebnisse der Spannungs- und Verformungsberechnung

### 10.2.1 Längsschwinden in der Schwindrinne

In Bild 75 links sind die rechnerisch ermittelten Feuchtegradienten über die Höhe bei einseitiger Austrocknung im Klima  $20^{\circ}\text{C} / 65\% \text{ r.F.}$  bei üblicher Ventilation (Grenzschicht 12 mm) dargestellt. Im Bild 75 rechts sind die aus den Feuchtegradienten anhand der Feuchte-Dehnbeziehung (Gleichung (38)) ermittelten Feuchtedehngradienten dargestellt.

Innerhalb der ersten 6 Tage verringert sich die Restfeuchte auf rd. 3 M.-%, wobei sich nur ein geringer Feuchtegradient über die Höhe ausbildet. Entsprechend der Feuchte-Dehnbeziehung entstehen auf der Unterseite kaum Dehnungen, während auf der Oberseite nach rd. 6 d die ersten „größeren“ Dehnungen entstehen. Mit fortschreitender Austrocknung nehmen die Dehnungen in den oberflächennahen Schichten überproportional zu, wodurch sich ein immer größerer Dehnungsgradient ausbildet. Bei weiterer Trocknung nehmen die Dehnungen auch auf der Unterseite weiter zu. Nach rd. 80 d ist der CSF nahezu vollständig ausgetrocknet und weist über die gesamte Höhe Dehnungen von rd.  $-0,11 \text{ mm/m}$  auf, entsprechend dem Endschwindmaß im Klima  $20^{\circ}\text{C} / 65\% \text{ r.F.}$ .

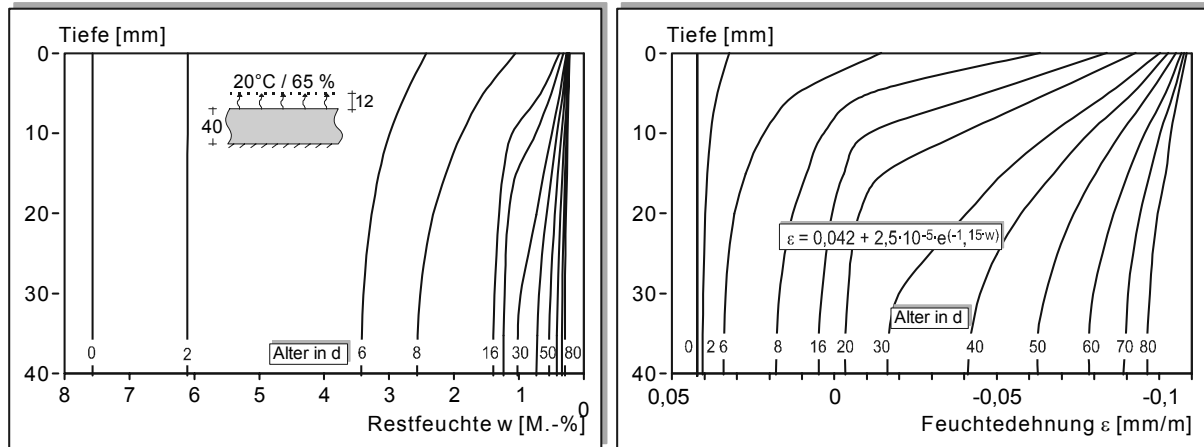


Bild 75: Austrocknung eines CSF unmittelbar nach der Herstellung bei einseitiger Austrocknung im Klima 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschicht 12 mm)  
 Links: Rechnerisch ermittelte Feuchtgradienten zu verschiedenen Zeitpunkten  
 Rechts: Aus den Feuchtgradienten ermittelte Dehnungsverteilung zu verschiedenen Zeitpunkten nach (Gleichung (38))

Die experimentell in der Schwindrinne gemessenen Verläufe der horizontalen Verformungen sind in Bild 76 dargestellt. Aus der zuvor beschriebenen zeitabhängigen Dehnungsverteilung wurde mit Hilfe eines FEM-Programms die rechnerische horizontale Verformung der Schwindrinne berechnet.

Das Quellen ist in der Realität ein zeitabhängiger Vorgang. Es kann daher in der Feuchte-Dehnbeziehung nicht berücksichtigt werden. Es wird angenommen, dass das Quellen über den Querschnitt konstant auftritt. Daher wird entsprechend der Feuchte-Dehnbeziehung (Gleichung (38)) eine Anfangsverformung (infolge Quellen) bei Wassersättigung von rd. 0,42 mm/m angenommen. Daher beginnt der Verlauf für das Rechenmodell im Alter von 0 d bei einer Anfangsverformung von 0,42 mm/m, während sich im Versuch in der Schwindrinne die Dehnungen zeitabhängig entwickeln. Infolge der von Anfang an stattfindenden Austrocknung entstehen zunächst keine Schwindverformungen. Ab dem sechsten Tag bilden sich nichtlineare Dehnungsgradienten über die Höhe aus (vgl. Bild 75). Sie lassen sich neben den Eigenspannungsanteilen in über die Höhe lineare und konstante Anteile aufteilen, die Biegeverformungen (die in diesem Versuchsaufbau nicht erfasst wurden) und Längsverformungen erzeugen. Zunächst weisen die Dehnungsgradienten nur geringe konstante Anteile auf. Mit fortschreitender Austrocknung nehmen die konstanten Anteile zu und entsprechend entstehen horizontale Verformungen. Der Verlauf zeigt nach dem maximalen Quellmaß eine recht gute Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung.

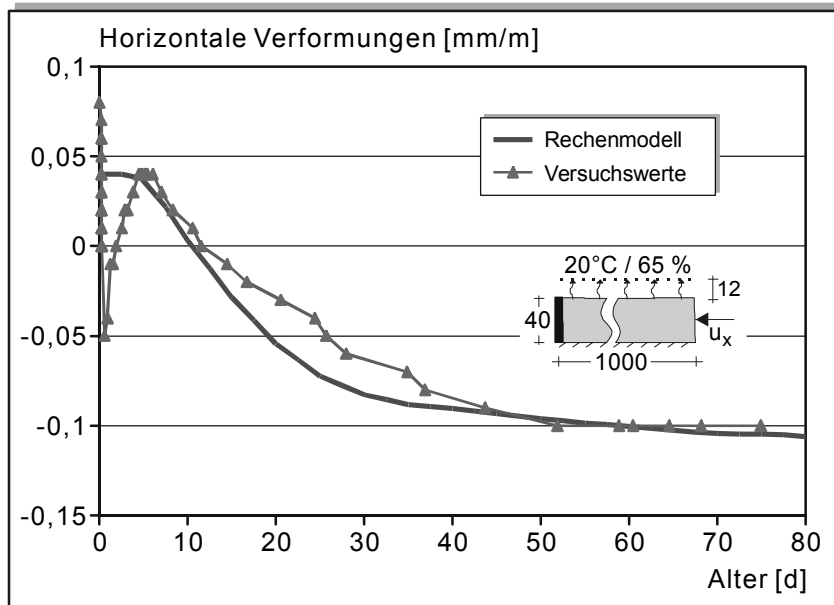


Bild 76: Schwindrinne - Längenänderungen in Abhängigkeit von der Zeit; Gemessene und berechnete Werte, Austrocknung in 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

### 10.2.2 Vertikalen Verformungen von Estrichkleinflächen

Die experimentell und rechnerisch ermittelten Verläufe der vertikalen Verformungen (Aufschüsseln) sind in Bild 77 dargestellt. Die vertikalen Verformungen wurden aus den bereits zuvor erläuterten und in Bild 75 dargestellten Feuchtegradienten bzw. Feuchtedehngradienten bei einseitiger Austrocknung im Klima 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschicht 12 mm) ermittelt. Der Verlauf zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung. Sowohl der zeitliche Verlauf als auch der maximale Wert stimmen gut überein. Nach rd. 30 d weist der in Bild 75 rechts dargestellte Dehnungsgradient augenscheinlich den größten linearen Anteil auf. Dementsprechend entsteht auch im Alter von 30 d die maximale vertikale Verformung. Nach Erreichen des Maximums wird die zeitliche Entwicklung der Rückverformung etwas unterschätzt.

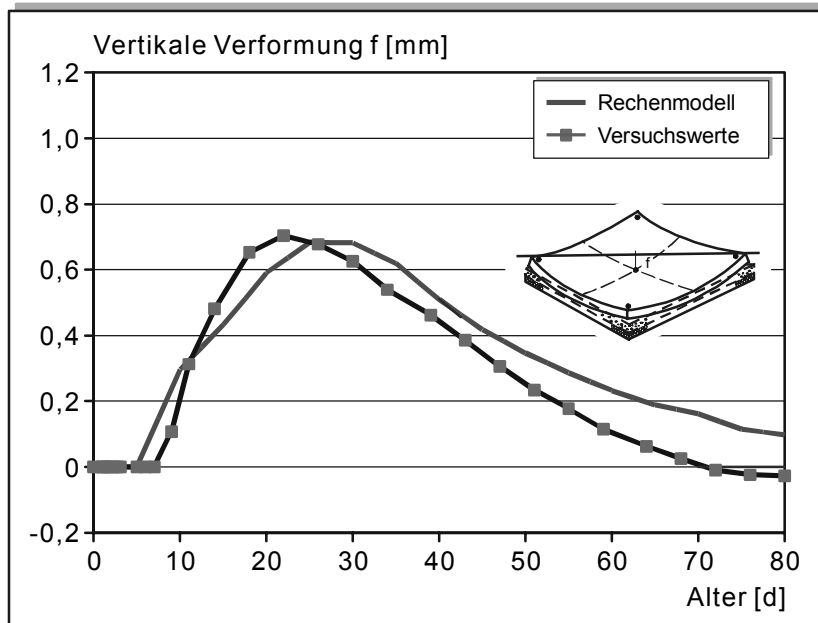


Bild 77: Zeitabhängige reversible Anteile des Aufschüsselns des CSF an einer Estrichkleinfläche 1000·1000·40 (mm) auf Trittschalldämmung, Gemessene und berechnete Werte, Austrocknung in 20°C / 65 % r.F. bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

### 10.3 Parameterstudien

Im Folgenden werden rechnerisch die Einflüsse verschiedener Parameter auf das Aufschüsselns von CSF-Flächen untersucht.

#### 10.3.1 Einfluss der Ventilation

Die rechnerischen Ergebnisse zum Einfluss der Ventilation auf das Aufschüsselns sind in Bild 78 dargestellt. Wie bereits in Abschnitt 6.2 und Abschnitt 7.2.4 gezeigt, beeinflusst die Grenzschicht maßgeblich das Trocknungsverhalten im kapillaren Bereich, anschließend ist der Einfluss vernachlässigbar, so dass nach dem Erreichen einer Restfeuchte von rd. 2 M.-% das Austrocknungsverhalten nur unwesentlich beeinflusst wird. Oberhalb von rd. 2 M.-% zeigen CSF jedoch nur ein geringes Schwinden. Zwangsläufig wird der Maximalwert des Aufschüsselns nur geringfügig von den Ventilationsbedingungen beeinflusst. Lediglich der zeitliche Verlauf wird durch die insgesamt schnellere Trocknung bei Ventilation beeinflusst.

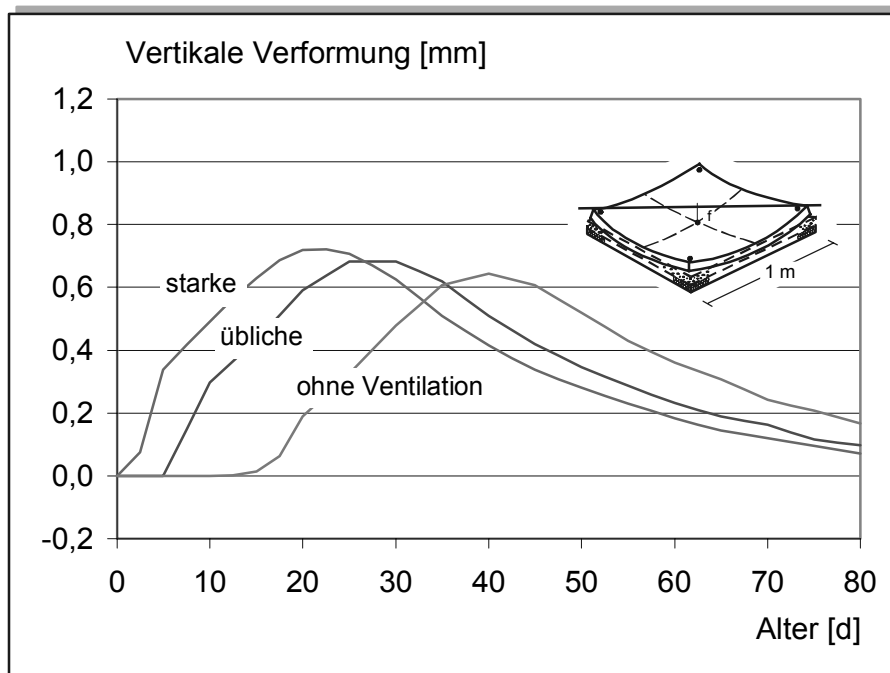


Bild 78: Einfluss der Ventilation auf den rechnerischen Verlauf des Aufschüsselns in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel eines 40 mm dicken CSF, Estrichkleinfläche 1000·1000·40 (mm) auf Trittschalldämmung, Austrocknung in 20°C / 65 % r.F. bei variabler Ventilation (Grenzschichtdicke 5, 12 bzw. 50 mm)

### 10.3.2 Einfluss Estrichdicke

Das rechnerische Verformungsverhalten von CSF unterschiedlicher Dicke ist in Bild 79 für eine Estrichkleinfläche von 1000·1000 mm<sup>2</sup> dargestellt. Mit zunehmender Dicke entstehen die Verformungen aufgrund des langsameren Austrocknens zeitlich später. Durch den flacheren Dehnungsgradienten und das größere Eigengewicht nehmen die Biegeradien mit zunehmender Dicke ab, so dass bei den Kleinflächen auch die Maximalwerte des Aufschüsselns mit zunehmender Dicke geringer sind. Allerdings ist zu beachten, dass bei dickeren Estrichen für die vorhandenen Dehnungsgradienten die Plattenbreite von 1 m unterhalb der kritischen Länge liegt, vergleiche Bild 60, so dass sich die maximalen Verformungen und Spannungen nicht ausbilden können.

Aus diesem Grunde werden im Weiteren die Einflüsse an Plattenabmessungen von 4·4 m<sup>2</sup> berechnet, die groß genug sind, um in der Plattenmitte den ungestörten Spannungszustand zu erreichen. Hierdurch entstehen die jeweils maximal möglichen Verformungen.

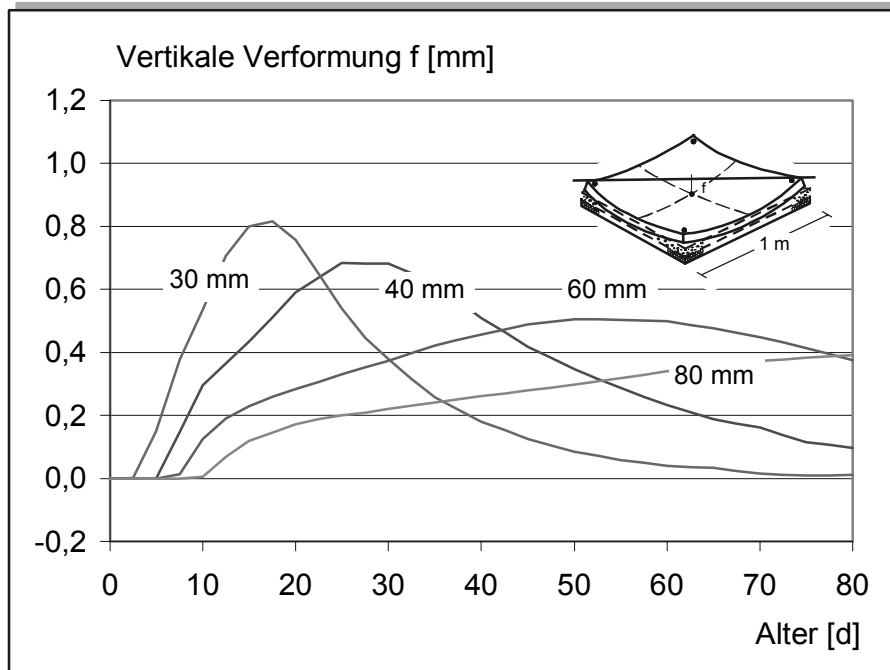


Bild 79: Einfluss der Estrichdicke auf den rechnerischen Verlauf des Aufschüßelns in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel von CSF, Estrichkleinfläche  $1000 \cdot 1000$ -d (mm) auf Trittschalldämmung, Austrocknung in  $20^\circ\text{C} / 65\% \text{ r.F.}$  bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm)

Im Folgenden wird das Verformungsverhalten von CSF bei Plattengrößen von  $4 \cdot 4 \text{ m}^2$  für unterschiedlicher Dicke in Bild 80 dargestellt. Für die Plattengröße von  $4 \cdot 4 \text{ m}^2$  wurde eine starre Unterlage ohne Dämmschicht angenommen. Das Verformungsverhalten wurde infolge einer Austrocknung im Klima  $20^\circ\text{C} / 65\% \text{ r.F.}$  rechnerisch ermittelt. Mit zunehmender Dicke entstehen die Verformungen aufgrund des langsameren Austrocknens zeitlich später und die Verformungsänderungen entstehen langsamer, vgl. Bild 80. Unter den gewählten Klimabedingungen nehmen die maximalen Verformungen mit zunehmender Dicke geringfügig zu. Für sehr dünne CSF (30 mm) beträgt das maximale Aufschüßeln 0,8 mm und entspricht damit den Werten der  $1 \cdot 1 \text{ m}^2$ -Platte. Die dickeren  $4 \cdot 4 \text{ m}^2$ -Platten weisen größere Verformungen auf als die  $1 \cdot 1 \text{ m}^2$ -Platten, da die kritische Länge jetzt überschritten wurde.

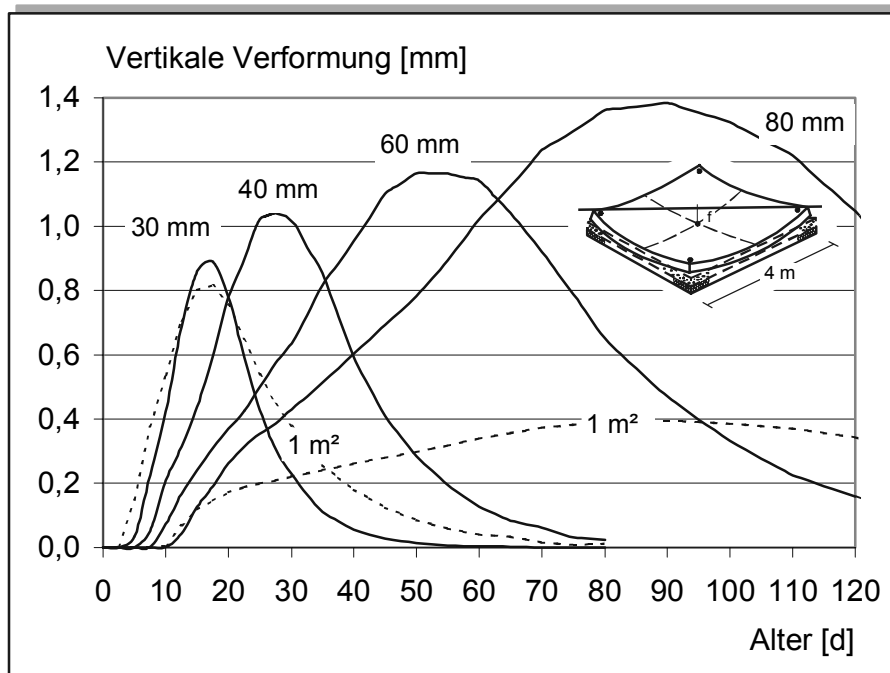


Bild 80: Einfluss der Estrichdicke auf den rechnerischen Verlauf des Aufschüßelns in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel von CSF bei Lagerung in  $20^{\circ}\text{C}$  / 65 % r.F. mit üblicher Ventilation, Estrichfläche  $4000 \cdot 4000 \cdot d$  (mm) auf unnachgiebigen Untergrund

Die während der Austrocknung rechnerisch entstehenden Spannungen in Plattenmitte sind für eine  $4 \cdot 4 \text{ m}^2$ -Platte mit einer Dicke von 40 mm in Bild 81 dargestellt. Nach 10 d betragen die Zugspannungen an der Oberseite rd.  $1,2 \text{ N/mm}^2$  und bestehen aufgrund der steilen Dehnungsgradienten zum Großteil aus Eigenspannungen ( $0,7 \text{ N/mm}^2$ ). Die maximalen Zugspannungen auf der Oberseite treten nach 20 d auf und betragen rd.  $1,8 \text{ N/mm}^2$ . Sie liegen damit deutlich unterhalb der Biegezug- bzw. Zugfestigkeit ( $6,1$  bzw.  $3,2 \text{ N/mm}^2$ ). Der lineare Anteil der Biegezugspannungen hat deutlich zugenommen. Er entspricht dem linearen Dehnungsgradienten über die Höhe ( $l > l_{\text{krit}}$ ), wodurch sich das Aufschüßeln erklären lässt. Zum Zeitpunkt des maximalen Aufschüßelns (30 d) beträgt der lineare Anteil der Biegezugspannungen rd.  $1,0 \text{ N/mm}^2$  und bildet den Hauptteil der maximalen Zugspannungen ( $1,3 \text{ N/mm}^2$ ). Im weiteren Verlauf der Trocknung nehmen die Spannungen wieder ab, weil sich die Feuchteverteilung über die Dicke vergleichmäßigt.

Die Entwicklung der Spannungen in Plattenmitte sind für eine doppelt so dicke  $4 \cdot 4 \text{ m}^2$ -Platte in Bild 82 dargestellt. Sie verläuft ähnlich wie bei der zuvor beschriebenen 40 mm dicken Platte. Die maximalen Zugspannungen auf der Oberseite treten nach rd. 40 d auf und betragen rd.  $1,8 \text{ N/mm}^2$ . Der lineare Anteil der Biegezugspannungen ist zu diesem Zeitpunkt aufgrund der steilen Dehnungsgradienten an der Oberseite noch gering. Er nimmt mit fortschreitender Trocknung zu und erreicht maximal rd.  $1,2 \text{ N/mm}^2$ .

Die Eigenspannungen infolge nichtlinearer Dehnungsgradienten sind gering. Dies entspricht den Beobachtungen in der Praxis. Über Krakelee- oder Schalenrissbildung gibt es in der Literatur im Gegensatz zu zementgebundenen Estrichen keine Erkenntnisse. Die Biegezugspannungen infolge linearer Dehnungsgradienten liegen für beide Estrichdicken während der gesamten Trocknungsphase weit unter der Biegezugfestigkeit von rd. 6 N/mm<sup>2</sup>. Dies deckt sich auch mit den Beobachtungen in der Praxis, dass auch bei größeren Platten Biegerisse in der Plattenmitte von CSF während der üblichen Trocknung nicht auftreten.

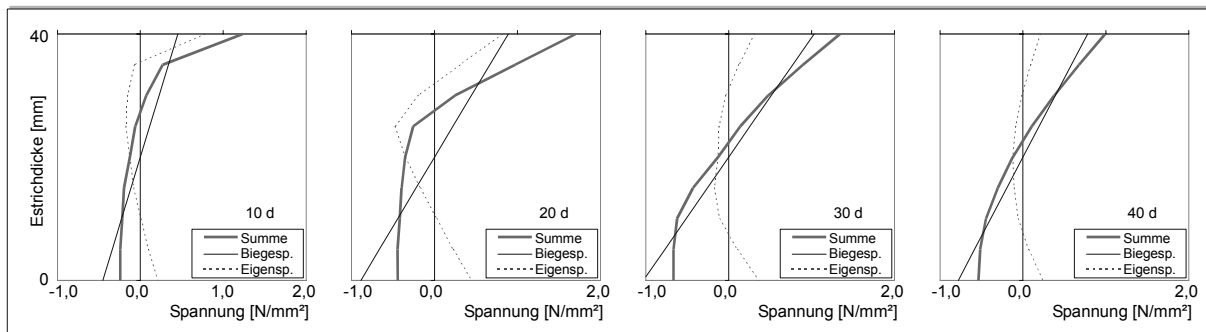


Bild 81: zeitliche Entwicklung der Biegespannungen nach 10, 20, 30 und 40 d im Klima 20°C / 65 % r.F. mit üblicher Ventilation, Estrichfläche 4000·4000·40 (mm) auf unnachgiebigen Untergrund

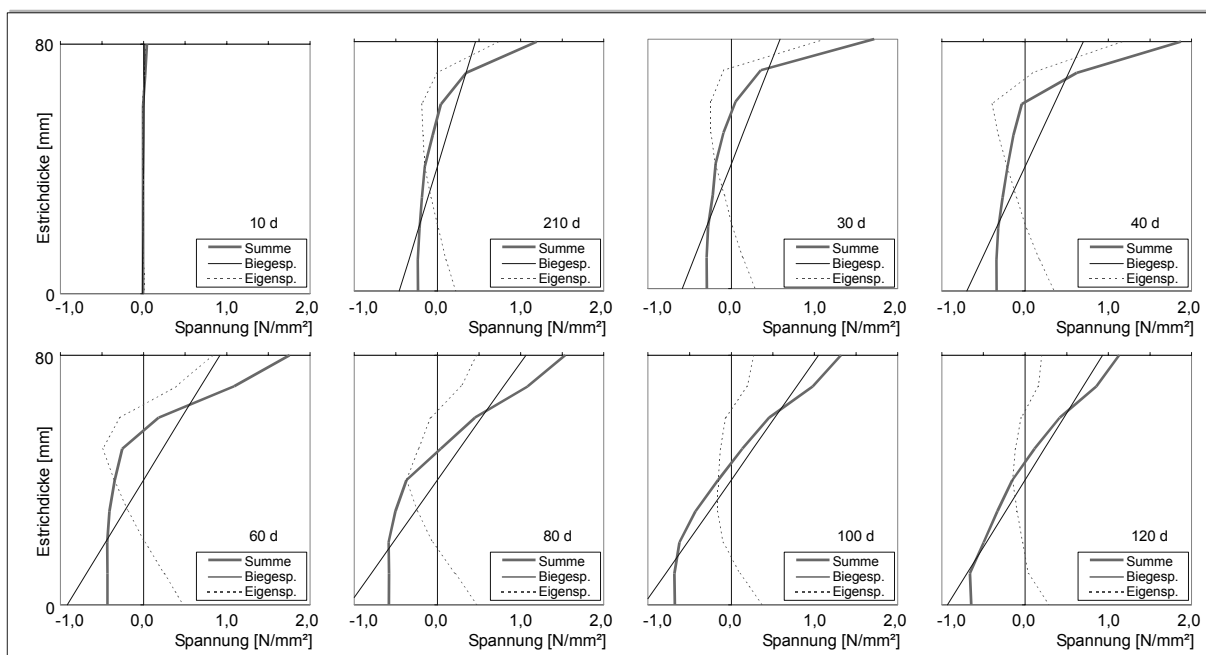


Bild 82: zeitliche Entwicklung der Biegespannungen nach 10, 20, 30, 40, 60, 80, 100 und 120 d im Klima 20°C / 65 % r.F. mit üblicher Ventilation, Estrichfläche 4000·4000·80 (mm) auf unnachgiebigen Untergrund



### 10.3.3 Einfluss der relativen Feuchte

Das Verformungsverhalten eines 40 mm dicken CSF wurde für unterschiedliche relative Luftfeuchten rechnerisch ermittelt. Die Ergebnisse sind in Bild 83 dargestellt. Je trockener das Klima ist, umso größer sind die maximalen Verformungen und umso eher wird das maximale Aufschüsseln erreicht.

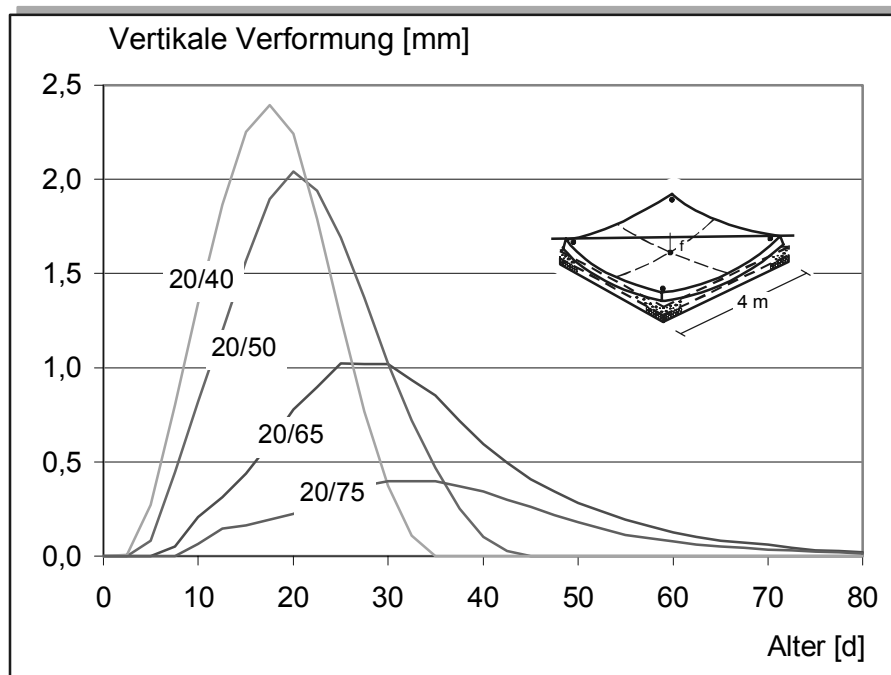


Bild 83: Einfluss der relativen Luftfeuchte auf den rechnerischen Verlauf des Aufschüsselns in Abhängigkeit von der Zeit am Beispiel eines 40 mm dicken CSF bei üblicher Ventilation (Grenzschichtdicke 12 mm), Estrichfläche 4000·4000·40 (mm) auf ) auf unnachgiebigen Untergrund

Die während der Austrocknung rechnerisch entstehenden Spannungen in Plattenmitte sind für eine 40 mm dicke Estrichplatte in Bild 84 dargestellt. Je trockener das Klima, desto größer sind die Biegespannungen. Die maximalen Zugspannungen an der Oberseite betragen im Klima 20°C / 65 % r.F. im Alter von 10 d rd. 2,5 N/mm. Sie liegen damit ebenfalls deutlich unterhalb der Biegezug- bzw. Zugfestigkeit.

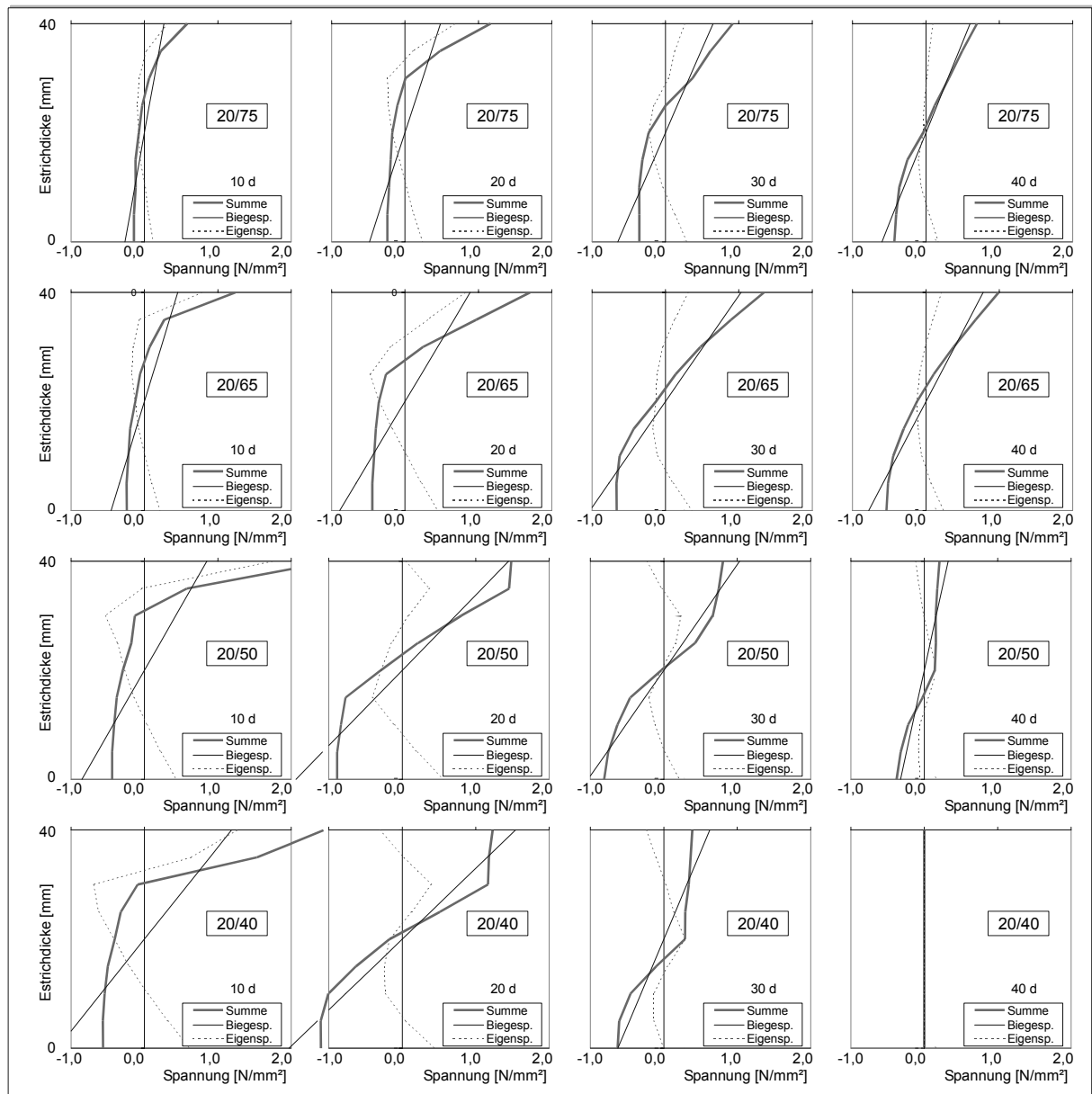


Bild 84: Einfluss der relativen Luftfeuchte auf die zeitliche Entwicklung der Biegespannungen nach 10, 20, 30 und 40 d bei üblicher Ventilation, Estrichfläche 4000·4000·80 (mm) auf unnachgiebigen Untergrund

### 10.3.4 Einfluss von einspringende Ecken auf die Spannungen

Im Gegensatz zu Zementestrichen gibt es in der Praxis bei CSF keine Erkenntnisse über Krakelee- oder Schalenrisse. Bei rechteckigen Räumen treten auch bei größeren Abmessungen kaum Risse auf, obwohl auf die Anordnung von Scheinfugen, die bei Zementestrichen erforderlich sind, verzichtet wird. In den vorherigen Abschnitten wurde gezeigt, dass bei der Trocknung von CSF sowohl bei geringen Estrichdicken von 40 mm und als auch bei „scharfen“ Trocknungsbedingungen von 20°C / 40 % r.F. im Vergleich zur vorhandenen Biegezugfestigkeit von rd. 6 N/mm<sup>2</sup> nur geringe Biegespannungen von maximal

rd.  $2,5 \text{ N/mm}^2$  entstehen. In der Praxis treten dennoch in offenen Querschnitten im Bereich der einspringenden Ecke auch bei „kleineren“ Abmessungen (wie im Wohnungsbau üblich) häufiger Risse auf. Typische offene Raumgeometrien sind in Bild 85 dargestellt.

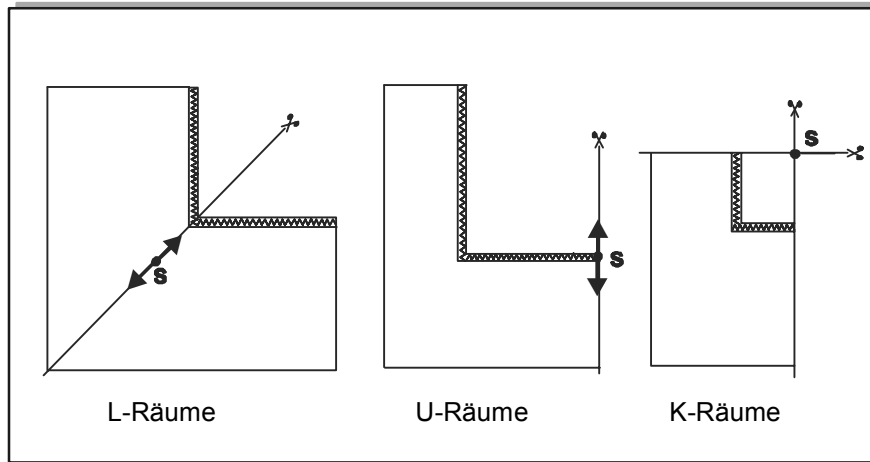


Bild 85 Offene Raumgeometrien

Offene Raumgeometrien entstehen durch Aussparungen. Derartige Aussparungen können am Rand der Fläche angeordnet sein, oder innerhalb der Fläche, z.B. Aufzugsschächte. Die offene Raumgeometrie kann in L-förmige Räume, U-förmige Räume und Räume mit einem starren Kern unterteilt werden, wie in Bild 85 dargestellt.

Dabei sind L-Räume dadurch gekennzeichnet, dass sich der Schwerpunkt der Fläche jenseits der einspringenden Ecke befindet. Bei einer derartigen Geometrie kommt es bei einer Verkürzung der Estriche infolge Temperatur oder Schwinden nicht zum Aufschwinden auf die Ränder, so dass die Randstreifen keinen Einfluss auf die Spannungsentwicklung haben.

U-Räume sind dadurch gekennzeichnet, dass der Schwerpunkt der Fläche so angeordnet ist, dass es bei einer Schwindverkürzung an mindestens einem Rand zum Aufschwinden kommt. Infolge der Symmetrie wird der Querschnitt gezwungen sich in Richtung der Symmetrieachse zusammenzuziehen. Somit wird ein Aufschwinden auf die Randstreifen erzwungen, wodurch es zu zusätzlichen horizontalen Beanspruchungen der Estrichplatte durch den Widerstand der Randstreifen kommt.

K-Räume sind dadurch gekennzeichnet, dass der Schwerpunkt der Fläche bei den angenommenen Symmetriebedingungen innerhalb der Aussparung angeordnet ist und es an allen Rändern der Aussparung zu einem Aufschwinden kommt.

Die CSF sind planmäßig von den aufgehenden Bauteilen durch einen weich-elastischen Randstreifen getrennt, wodurch die horizontale Behinderung durch die aufgehenden Bauteile

auch bei U- und K-Räumen praktisch vernachlässigt werden kann. Bislang wird in Literatur und Praxis die Ansicht vertreten, dass derartige Risse nur auf horizontale Zwängungen durch die aufgehenden Bauteile zurückgeführt werden können, deren Ursache in einer mangelhaften Ausführung der Randstreifen zu suchen ist. Hierdurch können große, über die Höhe konstante Zugspannungen in die Platte eingeleitet werden. Diese führen bei größeren Plattenabmessungen zwangsläufig zur Rissen, /95/. Allerdings ist zu bedenken, dass bei den L-Räumen ein Aufschwinden auf den Rand bei gleichmäßiger Reibung nicht möglich ist, da der Schwerpunkt der Fläche außerhalb der einspringenden Ecke liegt, so dass sich die inneren Plattenränder beim Schwindvorgang von den aufgehenden Bauteilen „weg“ bewegen. Im Folgenden wird daher die Spannungsentwicklung im Bereich der einspringenden Ecke während der Austrocknung genauer betrachtet.

Grundsätzlich gelten für offene Raumgeometrien zunächst die gleichen Überlegungen wie für geschlossene Raumgeometrien, d.h. Wölbspannungen treten bei ausreichend großen Abmessung ( $l > l_{\text{krit}}$ ) im ungestörten Mittelbereich der Platte in gleicher Größenordnung auf wie bei geschlossenen Querschnitten.

Bei geschlossenen Geometrien sind die Wölbspannungen am Rand Null und nehmen zur Mitte hin infolge des Eigengewichtes zu, siehe auch Bild 86 links. Ab einem gewissen Randabstand, der sog. kritischen Länge,  $l_{\text{krit}}$  erreichen die Wölbspannungen ihren maximalen Wert und bleiben danach konstant, da die Wölbverformungen vollständig durch das Eigengewicht zurückgeformt sind und die Platte wieder „flach“ auf dem Untergrund aufliegt

In Bild 86 ist der Grundriss einer  $8 \cdot 8 \text{ m}^2$  großen Estrichfläche mit einer  $4 \cdot 4 \text{ m}^2$  großen Aussparung dargestellt. Der Estrich weist eine Dicke von 40 mm auf. Dargestellt sind die Hauptzugspannungen auf der Oberseite infolge eines linearen Dehnungsgradienten von 0,1 ‰ über die Dicke. Im Bereich der Ecke kommt es zu einer Spannungserhöhung über die maximale ungestörte Wölbspannung hinaus. Ursächlich für die Spannungserhöhung sind die Unverträglichkeiten der freien Verformungen der benachbarten Teilbereiche im Eckbereich. In Bild 86 ist die Biegelinie entlang des eingezeichneten Schnitts dargestellt. Sie entspricht einem gedachten Schnitt durch die verformte Estrichplatte und stellt die Verformung in senkrechter Richtung dar. Das Biegemoment in der Estrichfläche und damit die Biegezugspannung  $\sigma_{\text{BZ}}$  ist dabei proportional zur Krümmung  $\kappa$  der Biegelinie ( $M = \kappa \cdot E \cdot I$ ).

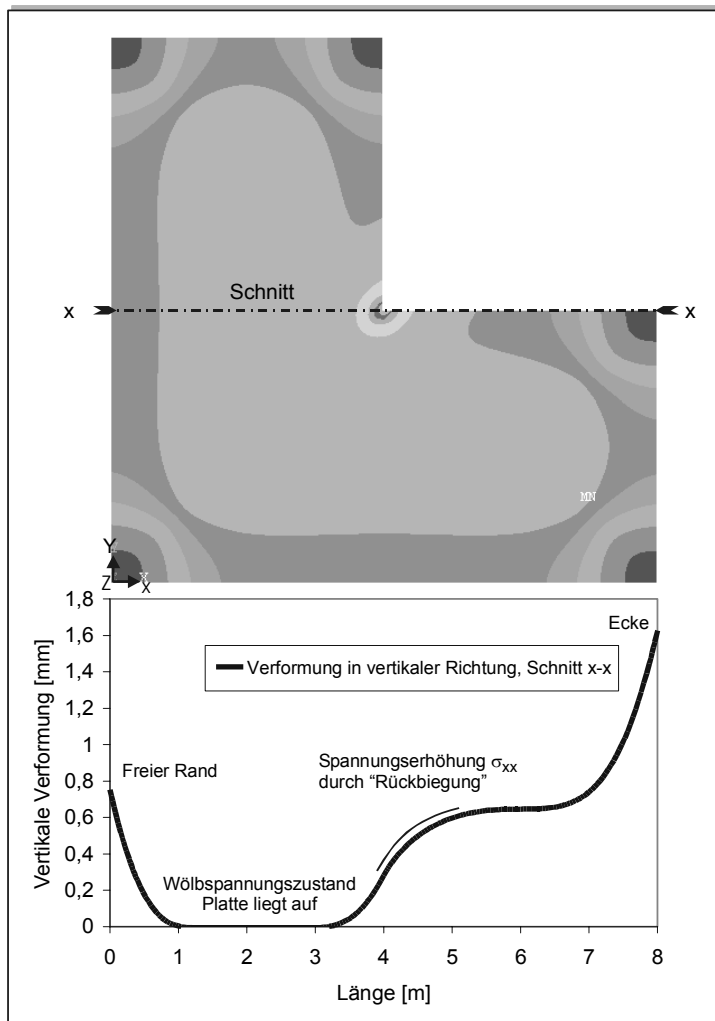


Bild 86: Oben: Biegezugspannungen auf der Oberseite eines Estrichs. Im Bereich der einspringenden Ecke kommt es zu einer Spannungserhöhung  
 Unten: Querschnitt durch den Eckbereich zeigt Aufschüsseln ( $u_z$ ) und die zusätzliche Krümmung, die die erhöhte Biegezugspannungen im Eckbereich erzeugt

Im Schwerpunktbereich liegt die Estrichplatte auf der Dämmung auf. Die Wölbverformung ist vollständig durch das Eigengewicht behindert. Zum freien Rand hin nimmt die Verformung ab der kritischen Länge zu. Im Bereich der einspringenden Ecke nehmen die Verformungen von beiden Seiten zu. Die Biegelinie muss aber stetig sein und darf keinen Knick aufweisen. Daher muss im Bereich der einspringenden Ecke eine „Rückkrümmung“ entstehen. Diese „Rückkrümmung“ erzeugt die zusätzlichen Biegezugspannungen auf der Oberseite des Estrichs, d.h. über den vollen Biegezwang hinaus (Bild 86).

Die Spannungserhöhung im Eckbereich wird von der Ausrundung der Ecke beeinflusst. Bei sehr großen Radien ist die Rückbiegung auf einer größeren Länge im Eckbereich verteilt, so dass die zusätzliche Rückkrümmung  $\kappa$  und mithin auch die Biegezugspannung geringer ist als bei sehr kleinen Radien. Bei sehr kleinen Radien entsteht eine Spannungskonzentration, die

fast eine Singularität darstellt. Theoretisch ergibt sich in einer „scharfen“ Ecke ohne jede Ausrundung eine unendlich hohe Spannung, wenn linear elastisches Materialverhalten zugrunde gelegt wird. Tatsächlich werden die hohen Spannungen durch die nichtlineare Spannungs-Dehnungsbeziehung und evtl. Mikrorissbildung abgebaut. Hierdurch wird die Spannung umgelagert. Bei der numerischen Abschätzung der Spannungen wurde lineares Materialverhalten angenommen. Um die Singularität zu umgehen wurde die Spannungserhöhung in der Ecke unter der Annahme eines 100 mm großen Rundungsradius berechnet. Bei einem Rundungsradius von 100 mm weisen die Spannungsgradienten für den in Bild 87 dargestellten Fall in Richtung des Eckabstandes  $a$  (Bild 87) einen Gradienten von rd.  $0,5 \text{ N/mm}^2/\text{cm}$  auf. Dieser liegt damit unterhalb der Größenordnung der Spannungsgradienten in der Biegezugprüfung ( $3 \text{ N/mm}^2/\text{cm}$ ), so dass die Annahme linear-elastischen Materialverhaltens gerechtfertigt ist.

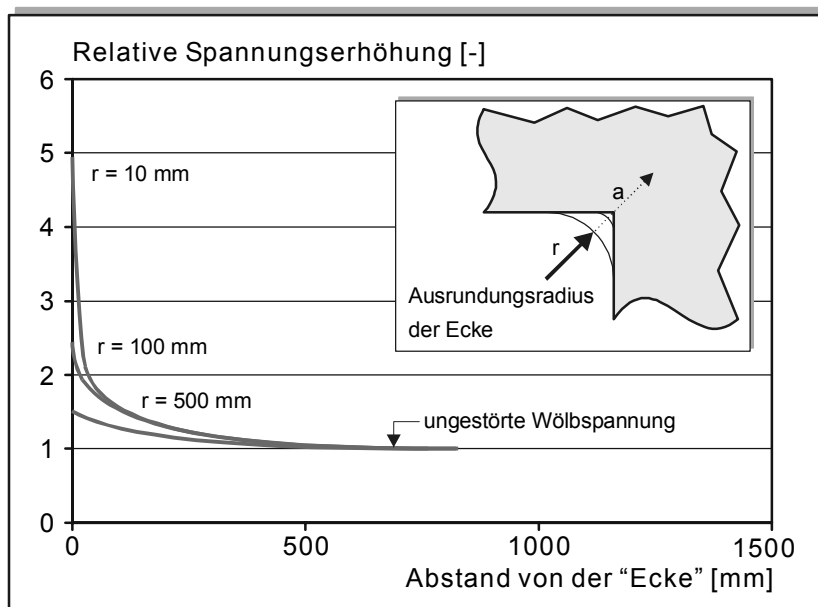


Bild 87: Spannungserhöhung im Eckbereich in Abhängigkeit vom Ausrundungsradius der Aussparung am Beispiel einer 60 mm dicken Platte bei einem linearen Dehnungsgradienten über die Dicke von 0,1 ‰

Die Spannungen im Bereich der einspringenden Ecke sind durch das Verformungsbestreben „verursacht“ und somit proportional zum Dehnungsgradienten und abhängig von der Größe der Aussparung. Die Wölbspannung in der Mitte der Platte ist proportional zum Dehnungsgradienten und dem E-Modul (für  $l > l_{\text{krit}}$ ). Damit steht auch die Spannungserhöhung in der Ecke im Verhältnis zur Wölbspannung und kann nach Bild 88 unten aus dieser ermittelt werden. Da die Spannungserhöhung im Bereich der einspringenden Ecke ein geometrisches Problem darstellt, hängt sie nur vom linearen Dehnungsgradienten über die Höhe ab.

Einflüsse aus Eigenspannungen sind wie im Mittelbereich der Platte zu überlagern. Da sie per definitionem keine zusätzlichen äußerlich messbaren Verformungen erzeugen, führen sie im Eckbereich zu den gleichen absoluten Spannungserhöhungen wie im Mittelbereich der Platte.

Die Spannungserhöhung hängt von der Größe der Aussparung und den vorhandenen Dehnungsgradienten über die Höhe ab. Die Spannungen im Bereich der einspringenden Ecke erhöhen sich bei zunehmenden Dehnungsgradienten, bis die Länge der Einsparung kleiner ist als die jeweilige kritische Länge, s. Bild 88 unten.

Bei den untersuchten Calcium-Sulfat-Estrichen treten im Gegensatz zu herkömmlichen Estrichen unter üblichen Klimabedingungen nur geringe Dehnungsgradienten auf, die Wölbspannungen von weniger als  $2 \text{ N/mm}^2$  erzeugen, wodurch sich im Eckbereich auch für große Aussparungen nur Spannungen von unter  $5 \text{ N/mm}^2$  ergeben. Bei extremen Trocknungen z.B. bei Heizestrichen oder Zwangstrocknungen oder durch überlagerte Temperaturgradienten können auch bei CSF größere Gradienten entstehen, die dann zwangsläufig zur Rissbildung in der Ecke führen. Zudem ist im Eckbereich der Querschnitt häufig durch unvermeidliche Falten in der Folie geschwächt.

Hiermit kann die Rissbildung im Eckbereich von Estrichen besser als bisher erklärt werden. Bei CSF entstehen die erforderlichen Dehnungsgradienten nur unter ungünstigsten Klima- und Randbedingungen, bei Zementestrichen sind sie auch unter normalen Klimabedingungen nahezu unvermeidlich. Die Zusammenhänge sind im nachstehenden Nomogramm zusammengefasst. Es ermöglicht dem Praktiker anhand des leicht messbaren Aufschüsselns im Rand- bzw. Eckbereich auf die linearen Dehnungsgradienten und somit auf die Biegezugspannungen in der Estrichfläche und im Bereich von einspringenden Ecken zu schließen und somit Rissgefahr oder Rissursache abzuschätzen.

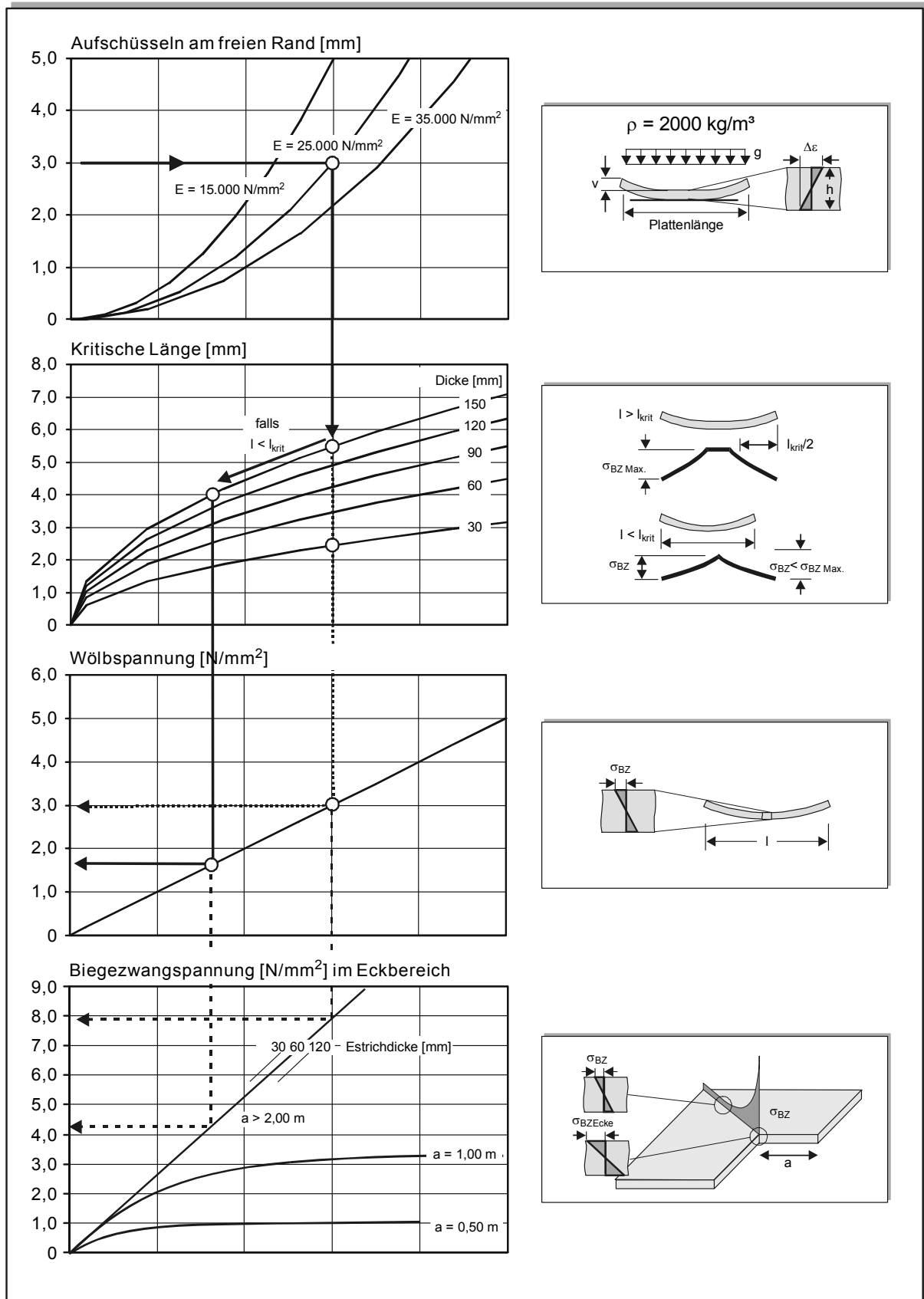


Bild 88: Nomogramm zur Ermittlung der linearen Dehnungsgradienten und sich daraus ergebenden Spannungen im Zentralbereich einer Platte und im Eckbereich in Abhängigkeit von der Größe der Aussparung



## 11 ZUSAMMENFASSUNG UND PRAKTISCHE ANWENDUNG

In der vorliegenden Arbeit wurde das Austrocknungsverhalten von Calciumsulfat-Fließestrich untersucht, um die Feuchtetransportvorgänge und dabei entstehende Verformungen und Spannungen zu analysieren und in ein Berechnungsmodell integrieren zu können.

Im ersten experimentellen Teil wurden die feuchtetechnischen Parameter von Calciumsulfat-Fließestrich bestimmt. Zur Charakterisierung der sich im Gleichgewicht mit den Umgebungsbedingungen einstellenden Materialfeuchte wurde die Sorptionsfeuchte bestimmt. Zwischen Ad- und Desorption wird eine geringe Hysterese beobachtet. Mit sinkender Temperatur nimmt der Sorptionsfeuchtegehalt zu. Der Wasserdampfdiffusionswiderstand wurde in Anlehnung an DIN 52615 bestimmt. Um den Einfluss der relativen Luftfeuchte auf den Diffusionskoeffizienten angeben zu können, wurden die Versuche in enger gestaffelten Luftfeuchteintervallen durchgeführt. Der Diffusionswiderstand wird dabei mit zunehmender Luftfeuchte nur geringfügig kleiner. Das Porengefüge stellt den Transportraum für die Feuchte zur Verfügung und bestimmt somit das hygrische Materialverhalten. Zur Charakterisierung wurden Quecksilberdruckporosimetrie, kapillare Wasseraufnahme und Wasseraufnahme unter Druck durchgeführt. Die Abhängigkeit des kapillaren Flüssigleitkoeffizienten von der Stofffeuchte wird nach einem von Krischer vorgeschlagenen Modell von Kapillarbündeln errechnet. Zur Validierung der Transportkoeffizienten wurde die Feuchteverteilung gravimetrisch und der integrale Masseverlust in verschiedenen Trocknungsversuchen bestimmt. Die rechnerisch ermittelten Koeffizienten stimmen mit den in Versuchen ermittelten gut überein.

Mit den bestimmten Materialparametern wurde das Austrocknungsverhalten mit Hilfe eines FEM-Programmes rechnerisch ermittelt. In einer Parameterstudie werden verschiedene Einflüsse auf das Austrocknungsverhalten untersucht und anschließend ein Nomogramm zur Bestimmung der Trocknungszeit entwickelt.

Die hygrischen Dehnungen wurden in Abhängigkeit von der Stofffeuchte an Flachprismen ermittelt. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass CSF im Vergleich zu anderen mineralischen Baustoffen nur ein geringes Schwindmaß aufweisen. Der Großteil des Schwindens entsteht im Sorptionsfeuchtebereich. Nach ausreichender Vorlagerung konnte eine Stofffeuchte-Dehnungs-Beziehung für den Trocknungsvorgang aufgestellt werden. Aufbauend auf dieser Beziehung wurde das experimentell bestimmte Verformungsverhalten mit einem FEM-Programm nachgerechnet. Die Ergebnisse stimmten gut überein, so dass eine Parametervariation rechnerisch durchgeführt werden konnte. Bei keinem Trocknungsvorgang erreichten die maximalen Spannungen die Biegezugfestigkeiten des Calciumsulfat-Fließestrichs. Die Eigenspannungen infolge nichtlinearer Dehnungsgradienten sind gering. Dies entspricht den Beobachtungen in der Praxis: Biegerisse treten auch bei größeren Platten

sehr selten auf. Über Krakelee- oder Schalenrissbildung gibt es in der Literatur im Gegensatz zu zementgebundenen Estrichen keine Erkenntnisse. Dennoch treten in der Praxis im Bereich einspringender Ecken häufig Risse auf. Bislang wurde die Rissbildung auf horizontale Zwangsspannungen infolge mangelhafter Randstreifen an den aufgehenden Bauteilen zurückgeführt. Demgegenüber konnte bei Geometrien mit einspringenden Ecken in dieser Arbeit rechnerisch eine erhebliche Spannungserhöhung im Eckbereich festgestellt werden, die auf die geometrischen Unverträglichkeiten im Eckbereich zurückzuführen sind. Unter ungünstigen Umständen können bei CSF mit einspringenden Ecken die Spannungen im Eckbereich die Biegezugfestigkeit erreichen. Auch dies entspricht der Beobachtung in der Praxis.

Die Zusammenhänge sind in einem Nomogramm dargestellt, das es anhand des messbaren Aufschüsselns ermöglicht die Wölbspannungen und die Spannungserhöhung im Eckbereich abzuschätzen.

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass sich das Austrocknungsverhalten von Calciumsulfat-Fließestrich erheblich von dem von Zementestrich unterscheidet. Das entwickelte Nomogramm liefert dem Ausführenden und Planer wichtige Informationen zur Schadensvermeidung und Planung der Austrocknung.

Die rechnerischen Untersuchungen der Spannungen und Verformungen belegen, dass Calciumsulfat-Fließestrich ein geeigneter Baustoff für die fugenlose Bauweise ist. Geometrien mit einspringenden Ecken können unabhängig von Ausführungsfehlern zu Rissen führen.

In zukünftigen Berechnungen lässt sich mit nichtlinear-elastischen Materialgesetzen und der Berücksichtigung der Relaxationseigenschaften das Risiko einer Rissbildung exakter abschätzen. Der Einfluss der Porosität und eventuell vorhandener Materialinhomogenitäten auf das Austrocknungsverhalten sollte weiter untersucht werden.

## 12 LITERATUR

- 1 Achtziger, J.: Meßmethoden – Feuchtigkeitsmessungen an Baumaterialien, Bericht über Aachener Bausachverständigentage 1983; Bauverlag Wiesbaden und Berlin (1983)
- 2 Ahlgren; Lennart: Moisture fixation in porous building materials. Division of building Technique, Lund Institute of Technique, Report 36, Lund, Sweden, 1972
- 3 Allen, T.: Particle Size Measurement. Chapman and Hall, London, New York (1981)
- 4 Altmann, H.-D.: Anhydrit-Fließestriche im Wohnungsbau – Einflüsse auf das Austrocknungsverhalten von Fließestrichen, Vortrag zur Jahrestagung des Bundesverbandes Estrich und Belag, Burgthann, Juli 1993 in Bauzeitung Nr. 48, S. 59 – 64 (1994)
- 5 Altmann, H.-D.: Fließestriche aus Calciumsulfat-Bindemittel. Ostfildern: Technische Akademie Esslingen, 1994. - Lehrgang Nr. 18797/80.209 In: Estrich im Bauwesen, vom 07. November 1994, Vortrag 3, 21 Seiten
- 6 Altmann, H.-D.; Lindel, U.: Besonderheiten des Anhydrit-Fließestrichs: Pumpfähiger Estrich will nachbehandelt sein. In: Bauzeitung 47 (1993), Nr. 5, S. 58-59
- 7 Autorenkollektiv: Der Baustoff Gips. Verlag für Bauwesen, Berlin (1978)
- 8 Badmann, R.: Das physikalisch gebundene Wasser des Zementsteins in der Nähe des Gefrierpunktes. Dissertation Universität München, 1981
- 9 Barrow, G. M.: Physikalische Chemie. Bohmann-Verlag, Wien 1979
- 10 Bergmann; Schaefer: Lehrbuch der Experimentalphysik, 1990, Berlin, New York, de Gruyter
- 11 Bjorck, A.; Dahlquist, G.: Numerische Methoden. Oldenbourg Verlag, München, 1972
- 12 Brunauer, S.; Mikhail, R. Sh.; Bodor, E.: Pore Structure Analysis without a Pore Shape Model. Journal of Colloid and Interface Science 24 (1967), H. 4, S. 451-463
- 13 Bunke, N.: Prüfung von Beton, Empfehlungen und Hinweise als Ergänzung zu DIN 1048. Berlin, Beuth-Verlag Schriftenreihe des Deutschen Ausschuss für Stahlbeton (1991), Heft Nr. 422
- 14 CEB Report 167
- 15 Cammerer, W.F.: Die kapillare Flüssigkeitsbewegung in porösen Körpern. Düsseldorf: VDI-Verlag – in VDI-Forschungshefte (1963), Nr. 500
- 16 Carpinteri, A.; Chiaia, B.; Ferro, G.: A New Explanation for Size Effects on the Flexural Strength of Concrete. Magazine of Concrete Research (1997) 49, No. 178, March, pp. 45-53
- 17 Croney, D.; Coleman, J.D.; Bridge, P.M.: The suction of moisture held in the soil and other porous materials. Road Research Technical Paper No. 24. Her Majesty's Stationary Office, London (1952)

- 18 Czernin, W.: Das Schwinden des Betons, Betonstein-Zeitung (1960), S. 460-464
- 19 Dettling, H.: Die Wärmedehnung des Zementsteins, der Gesteine und der Betone, Dissertation, TU Stuttgart, 1961
- 20 Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (Hrsg.): Richtlinie für Betonbau beim Umgang mit wassergefährdenden Stoffen, Entwurf Juli 1995
- 21 Dullien F.A.L.: Porous Media – Fluid Transport and Pore Structure. Academic Press, New York, London, Toronto, Sydney, San Francisco (1979) [aus 72]
- 22 Eisenmann, J.; Leykauf, G.: Bau von Verkehrsflächen, Betonkalender Teil II, 1978. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 1978
- 23 Garrecht, H.: Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen mit und ohne Salzbefrachtung und rechnerische Anwendung auf Mauerwerk, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1992
- 24 Gerthsen, C.; Kneser, H.O.; Vogel, H.: Physik. Springer Verlag 1989.
- 25 Gertis, K.: Hygrische Transportphänomene in Baustoffen. Schriftenreihe des Deutschen Ausschuss für Stahlbeton, H. 258, Verlag Ernst & Sohn, Berlin 1976
- 26 Gertis, K.: Wärmeeigenspannungen in homogenen Außenbauteilen unter instationärer Temperatureinwirkung, Berichte aus der Bauforschung, H. 87, Verlag Wilhelm Ernst und Sohn, 1973
- 27 Gertis, K.; Werner, H.: Die Problematik der Porenanalyse von Baustoffen – kritische Ansätze zur hygrischen Interpretation des Porengefüges, DAfStb Heft 258, 1976
- 28 Gips-Datenbuch; Bundesverband der Gips- und Gipsbauplattenindustrie e.V.; 1. Auflage, Darmstadt 1995
- 29 Gobrecht, H.: Lehrbuch der Experimentalphysik, Band I, Mechanik, Akustik, Wärme, Verlag Walter de Gruyter, Berlin, New York (1974)
- 30 Göttig, R.: Untersuchung von Feuchtetransportvorgängen (kapillares Saugen und weiterverteilen nach Unterbrechung der Flüssigkeitszufuhr) in porösen Baustoffen mit Hilfe der Kernmagnetischen Resonanz. Diplomarbeit Fachhochschule München 1991.
- 31 Greubel, D.: Vergleich von Rechen- und Messergebnissen zum Feuchtehaushalt hölzerner Wandelemente unter instationären Klimarandbedingungen. Bauphysik 8 (1986), H. 6, S. 183-188
- 32 Günther, G.; Mehlhorn, G.: Beziehung zwischen den Zugfestigkeiten von Beton bei mittigem und ausmittigem Zug sowie bei Biegung. Beton- und Stahlbetonbau 83 (1988), H. 8, S. 217-220
- 33 Häupl, P.; Stopp, H.; Stangfeld, P.: Feuchteprofilbestimmung in Umfassungskonstruktionen mit dem Bürocomputer unter Berücksichtigung der kapillaren Leitfähigkeit. Bauzeitung 42 (1988), H. 3, S. 113-119
- 34 Hall, C.; Hoff, W.D.; Wilson, M.A.: Effect of non-sorptive inclusions on capillary absorption by a porous material, Journal Physics D: Applied Physics 26, 31-34 (1993)

- 35 Hansen, K. K.: Sorption isotherms: A catalogue. Copenhagen, Building Materials Laboratory, Technical University of Denmark, 1986, Technical report 162/86.
- 36 Hartge, K. H.: Die physikalische Untersuchung von Böden, Enke Verlag Stuttgart, 1971
- 37 Heilmann, H. G.: Beziehung zwischen Zug- und Druckfestigkeit des Betons. Beton 29 (1969), H. 2, S. 68-70
- 38 IndustrieGruppe Estrichstoffe im Bundesverband der Gips- und Gipsbauplattenindustrie e.V.
- 39 Industrieverband Werktrockenmörtel e.V.
- 40 Institut für Bauforschung der RWTH Aachen: Bestimmung mechanischer und feuchtetechnischer Kennwerte von Estrichen auf Calciumsulfatbasis, Prüfbericht A 3058
- 41 Institut für Bauforschung der RWTH Aachen: Feuchtetechnische Kennwerte, Verformungs- und Austrocknungsverhalten von Fließestrichen auf Calciumsulfatbasis, Prüfbericht A 3228
- 42 Jedamzik, H.-W.: Schwinden und Quellen - Verformung von Baustoffen unter Feuchteeinfluß, Teil 1+2. In: Ziegelindustrie 46 (1993), Nr. 5, S. 296, 298, 300-302, Nr. 7, S. 456-458, 460-461
- 43 Jooß, M.: Dichtheit von Heißwasser-Langzeitspeichern aus Hochleistungsbeton. Dissertation Universität Stuttgart, IWB-Mitteilungen 2001/1
- 44 Kaye, B.H.; Clark, G.G.; Leblanc, J.E.; Trottier, R.A.: Image Analysis Procedures for Characterizing the Fractal Dimension of Fine Particles, 1. World Congress Particle Technology, Nürnberg, 1986, Preprints, Part 1, pp. 17-29 [aus 72]
- 45 Kießl, K.: Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen, Diss. 1983, Universität-Gesamthochschule Essen
- 46 Kießl, K.; Gertis, K.: Feuchtetransport in Baustoffen. Forschungsberichte aus dem Fachbereich Bauwesen, H. 13, Universität-Gesamthochschule Essen, 1980
- 47 Kießl, K., Gertis, K.: Feuchtetransport in Baustoffen. Eine Literaturlauswertung zur rechnerischen Erfassung hygrischer Transportphänomene. Forschungsberichte aus dem Fachbereich Bauwesen 13 (1980), Universität Essen Gesamthochschule
- 48 Kießl, K.; Krus, M.; Künzel, H. M.: Weiterentwickelte Meß- und Rechenansätze zur Feuchtebeurteilung von Bauteilen. Bauphysik 15 (1993), H. 2, S. 61-67
- 49 Klopfer, H.: Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen. Bauverlag GmbH Wiesbaden 1974
- 50 Klopfer, H.: Feuchtetransport und Feuchtespeicherung in porösen Baustoffen. Esslingen, Technische Akademie Esslingen Weiterbildungszentrum 1989, in: Imprägnierung poröser Baustoffe auf mineralischer Grundlage (Lehrgang Nr.11077/83.079)

- 51 Klug, P.: Kriechen, Relaxation und Schwinden von Zementstein. München: Selbstvlg., Dissertation an der Technischen Universität München
- 52 Knauf Gebr., Westdeutsche Gipswerke, Laborbericht, noch nicht veröffentlicht
- 53 König, G.; Jahn, M.: Über die verschiedenen Erscheinungsformen der Betonzugfestigkeit und ihre Bedeutung für das Tragverhalten von Massivbauten. Beton- und Stahlbetonbau (1983), H. 9, S. 243-247 und H. 10, S. 281-286
- 54 Kooi van der, J.: Moisture Transport in cellular concrete Roofs, Diss. TH. Eindhoven 1971.
- 55 Krischer, O.: Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. 2. Auflage Springer Verlag Berlin 1963
- 56 Krischer, O.; Kast, W.: Trocknungstechnik – Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik, Dritte Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York 1978
- 57 Krischer, O.; Mahler, K.: Über die Bestimmung des Diffusionswiderstandes und der kapillaren Flüssigkeitsleitfähigkeit aus stationären und instationären Vorgängen. VDI-Forschungsheft 473 (1959), Ausgabe B, Band 25
- 58 Krischer, Wissmann, Knast: Feuchtigkeitseinwirkungen auf Baustoffe aus der umgebenden Luft. Gesundheitsingenieur 79 (1958), H. 5, S. 129-160
- 59 Krus, M.: Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe. Theoretische Grundlage und neue Meßtechniken. Dissertation Universität Stuttgart 1995, Lehrstuhl für konstruktive Bauphysik
- 60 Krus, M.: Laufende Untersuchungen. Noch nicht veröffentlicht
- 61 Krus, M.; Holm; Schmidt: Ermittlung der Kapillartransportkoeffizienten mineralischer Baustoffe aus dem W-Wert. Internationale Zeitschrift für Bauinstandsetzung 3, (1997), S. 219-234
- 62 Krus, M.; Kießl, K.: Ist der Diffusionswiderstand von Baustoffen wirklich feuchteabhängig? IBP-Mitteilung 18 (1991) Nr. 208
- 63 Krus, M.; Künzel, H. M.: Liquid water transport above capillary saturation. IEA-Annex 24 Projekt, Report T3-D-92/03
- 64 Künzel, H. M.: Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten, Diss. 1994, Universität Stuttgart
- 65 Lueger, Lexikon der Baustoffe.
- 66 Lutz, P.; Jenisch, R.; Klopfer, H.; Freymuth, H.; Krampf, L.; Petzold, K.: Lehrbuch der Bauphysik: Schall, Wärme, Feuchte, Licht, Brand. 3te Auflage Stuttgart: Teubner 1994
- 67 Lykow, A.W.; Steffes, K.: Transporterscheinungen in Kapillarporösen Körpern. Berlin: Akademie-Verlag, 1958

- 68 Mallon, T.: REA-Gips – Technische und wirtschaftliche Aspekte eines Sekundärrohstoffs, Teil 2, ZKG International, Nr. 5, S. 272 – 278, (1998)
- 69 Mangold, M.: Die Entwicklung von Zwang- und Eigenspannungen in Betonbauteilen während der Hydratation, Diss. 1994, TU München
- 70 Maxwell, J. C.: Electricity and magnetism. 1<sup>st</sup> edition, Clarendon Press, 1873 (in /106/)
- 71 Mc Carten, J.: Fat Analysis in margarine Base Products. Minispec Application Note 1, Bruker Physik AG, Karlsruhe
- 72 Meng, B.: Charakterisierung der Porenstruktur im Hinblick auf die Interpretation von Feuchtetransportvorgängen, Diss., RWTH Aachen, 1993
- 73 Metz, F.; Knöfel, D.: Quecksilberdruckporosimetrie – Vergleichsmessungen an Natursteinproben zur Ermittlung der Wiederholbarkeit und der Vergleichbarkeit. Ernst & Sohn, Berlin (1992), Jahresbericht Steinzerfall – Steinkonservierung, Band 1, 1989, S. 259-287 [aus 72]
- 74 Metz F., Knöfel D.: Systematic Mercury porosimetry Investigations on Sandstone. Materials and Structures, 25 (1992), S. 127-136. [aus 72]
- 75 Molenda, C. H. A.; Crausse, P.; Lemarchand, D.: The influence of capillary hysteresis effects on the humidity and heat coupled transfer in a non-saturated porous medium. Intern. Journal Heat & Mass Transfer 35 (1992), H. 6, S. 1385-1396
- 76 Müller, Chr.; Schießl, P.: Mechanische und feuchtetechnische Kennwerte sowie Schwindverhalten von Calciumsulfatestrichen, ZKG International. 52, S. 240-251 (1999)
- 77 Nielsen, A.F.: Measurements of drying-out of cellular concrete. Meddelelse Nr. 26, Thermal Insulation Laboratory, Technical University Denmark, 1973
- 78 Nolting, H.: Zur Frage der Entwicklung lastunabhängiger Verformungen und Wärmedehnzahlen junger Betone, Dissertation, Universität Hannover, 1989
- 79 Oetzel, M.; Heger, G.; Koslowski, T.: Einfluss von Umgebungsfeuchte und Temperatur auf die Phasenumwandlung im System  $\text{CaSO}_4\text{-H}_2\text{O}$  – Ein Beitrag zur Herstellung von phasenreinen Bindemitteln aus REA-Gips, ZKG International, Nr. 6, S. 354-361, (2000)
- 80 Philip, J. R.; Vries de, D. A.: Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients. Transactions, Amer. Geophysical Union 38 (1957), H. 2, S. 222-232
- 81 Powers, T.C.: Grundlagen des Betonschwindens. Betonstein-Zeitung (1961), Heft 2 S. 45-51
- 82 Powers, T.C.: Structure and Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste. In: Journal of the American Ceramic Society 41 (1958), Nr. 1, S. 1-6
- 83 Reinhardt, H.W.: Ingenieurbaustoffe. Ernst & Sohn Verlag, Berlin, München, Düsseldorf

- 84 Reinhardt, H.W. (ed.): Penetration and permeability of concrete: barriers to organic and contaminating liquids. London: E&FN Spon, 1997 (Rilem Report, 16). – ISBN 0-419-22560-9. – 333 S.
- 85 Reinhardt, H.W.; Gaber, K.: From pore size distribution to an equivalent pore size of cement mortar, *Materials and Structures* 23 (1990), p. 3-15
- 86 Ricken, D.: Ein einfaches Berechnungsverfahren für die eindimensionale, instationäre Wasserdampfdiffusion in mehrschichtigen Bauteilen. Dissertation Universität Dortmund 1989
- 87 Riecken, B.: Kapillares Saugen im Oberflächenbereich poröser Festkörper. Dissertation, RWTH Aachen (1967)
- 88 Roos, H.; Niesel, K.; Hoffmann, D.: Über Phänomene des Feuchtigkeitstransportes in Ziegeln und Mauerwerk. *GIT Fachzeitung f. d. Lab.* 32 (1988), H. 5, S. 16-21
- 89 Rose, D. A.: Water movement in porous materials. *Brit. Journal Appl. Phys.*, Vol. 14 (1963), H. 5, S. 256-262
- 90 Rose, D.A.: Water Movement in Porous Materials: Part 1 – Isothermal Vapour Transfer, Part 2 – The Separation of the Components of Water Movements. *British Journal of Applied Physics*, 14 (1963), S. 256-262 und S. 491-496
- 91 Rostasy, F.S.; Henning, W.: Zwang und Rissbildung in Wänden auf Fundamenten. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 407, Berlin 1990
- 92 Rostásy, F.S.; Teichen, K.; Engelke, H.: Beitrag zur Klärung des Zusammenhanges von Kriechen und Relaxation bei Normalbeton, Bericht der amtlichen Materialprüfungsanstalt für das Bauwesen, Otto-Graf-Institut, Universität Stuttgart, 1971
- 93 Sattler, H.: Bedeutung der Porosität für die Eigenschaften von Gips erhärtungsprodukten, *ZKG International* Nr. 1 (1997) S. 54-62
- 94 Scheidler, D.: Experimentelle und analytische Untersuchungen zur wirklichkeitsnahen Bestimmung der Bruchschnittgrößen unbewehrter Betonbauteile unter Zugbeanspruchung. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (1987), H. 379
- 95 Schießl, P.; Wiegrink, K.-H.: Calciumsulfat-Fließestriche, Verformungen und Spannungen, Tagungsband Calciumsulfat-Fließestrich 2. Fachgutachter-Tagung, Nürnberg, 28.4.1999
- 96 Schmidt, J.: Untersuchungen zum Austrocknungsverhalten von Calciumsulfatfließestrich, *Estrichtechnik* 104, (2002), S. 41 – S. 44
- 97 Schneider, K. J.: Bautabellen – mit Berechnungshinweisen, Beispielen und europäischen Vorschriften, 10. Auflage, Werner Verlag, Düsseldorf, (1992)
- 98 Schneider, H.; Schnell, W.; Diem, P.: Untersuchungen über den Austrocknungsverlauf von Estrichen. *Berichte aus der Bauforschung*, Heft 81; Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin-München-Düsseldorf (1972)



- 99 Schnell, W.: Zur Haushaltsfeuchtigkeit von Estrichen und ihrer Messung. Boden-Wand-Decke 23 (1977), Heft 8
- 100 Schnell, W.: Randverformungen bei schwimmenden Estrichen/Heizestrichen – Einflüsse und Folgerungen, Boden-Wand-Decke 10 (1987)
- 101 Schnell, W.: Zur Ermittlung von Belegreife und Ausgleichsfeuchte von mineralisch gebundenen Estrichen, 1995. In Handbuch für das Estrich- und Belaggewerbe: Technik, Bundesfachgruppe Estrich und Belag im Zentralverband des Deutschen Baugewerbes e.V., Köln: Müller, 1999
- 102 Schubert, H.: Kapillarität in porösen Feststoffsystemen. Springer Verlag 1982
- 103 Schubert, P.: Zur Feuchtedehnung von Mauerwerk, Diss. RWTH Aachen, 1982
- 104 Schwarz, B.: Die kapillare Wasseraufnahme von Baustoffen, Gesundheitsingenieur, 93, 206-211 (1972)
- 105 Sommer, E.: Beitrag zur Frage der kapillaren Flüssigkeitsbewegung in porigen Stoffen bei Be- und Entfeuchtungsvorgängen, Diss. TH. Darmstadt 1971.
- 106 Sosoro, M.: Modell zur Vorhersage des Eindringverhaltens von organischen Flüssigkeiten in Beton. Dissertation Universität Stuttgart. DAFStb Heft 446, Beuth Verlag Berlin (1995)
- 107 Springenschmid, R.: Die Ermittlung der Spannungen infolge von Schwinden und Hydratationswärme im Beton, Beton- und Stahlbetonbau 79 (1984), Heft 10, S. 263-269
- 108 Trost, H.; Cordes, H.; Abele, G.: Kriech- und Relaxationsversuche an sehr altem Beton. Deutscher Ausschuß für Stahlbeton (1978), H. 295. Verlag Ernst & Sohn, Berlin
- 109 Volkwein, A.: Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid in Beton, Dissertation, TU München (1991)
- 110 Ward, M.; Cook, D.: The Mechanism of Tensile Creep in Concrete under Cyclic Compression. Magazin of Concrete Research Vol. 25, No. 68, September 1969, pp. 151-158
- 111 Weigler, H.; Karl, S.: Beton, Arten – Herstellung – Eigenschaften. Handbuch für Beton-, Stahlbeton- und Spannbetonbau. Hrsg. H. Kupfer. Berlin, Verlag Ernst & Sohn, 1989
- 112 Weimann, U.: Alpha-Halbhydrat, Estrichtechnik 1997, S. 28-34
- 113 Wesche, K.: Baustoffe für tragende Bauteile. Bd. 2: Beton, Mauerwerk. 3. Aufl. Wiesbaden: Bauverlag, 1993
- 114 Wiegink, K.-H.: Schwindverhalten und Schwindrissverhalten von hochfestem Silikastaubbeton; Diplomarbeit, RWTH Aachen, 1994

- 115 Wittmann, F.H.: Grundlagen eines Modells zur Beschreibung Charakteristischer Eigenschaften des Betons. Berlin: Ernst & Sohn. - In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (1977), Nr. 290, S. 45-95
- 116 Wittmann, F.H.: Creep and Shrinkage Mechanisms. Chichester: John Wiley & Sons Ltd., 1982 - In: Creep and Shrinkage in Concrete Structures, (Bazant, Z.P.; Wittmann, F.H. (Ed)), 129-161
- 117 Wißmann, W.: Über das Verhalten von Baustoffen gegen Feuchtigkeitseinwirkungen aus der umgebenden Luft. Dissertation TH Darmstadt 1954
- 118 Wufi - Programm zur Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports, Fraunhofer Institut für Bauphysik, Institutsteil Holzkirchen

**Zitierte Normen und Merkblätter:**

- 119 ASTM C 190 07.72: Standard test method for tensile strength of hydraulic cement mortars
  
- 120 DIN EN 196 03.90: Prüfverfahren für Zement
- 121 DIN 1048-5: Prüfverfahren für Beton; Festbeton, gesondert hergestellte Probekörper
- 122 DIN 4208:84: Anhydritbinder
- 123 pr EN ISO 15148:1986: Bestimmung der Wasseraufnahmekoeffizienten
- 124 DIN 18365:98: VOB Teil C: Allgemeine Technische Vertragsbedingungen für Bauleistungen (ATV) Bodenbelagarbeiten
- 125 DIN 18560: Estriche im Bauwesen
- 126 DIN 4227-1:88: Spannbeton – Bauteile aus Normalbeton mit beschränkter oder voller Vorspannung
- 127 DIN 50008: Konstantklimat über wässrigen Lösungen
- 128 DIN 52615: Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit von Bau- und Dämmstoffen
- 129 DIN 52103 10.88: Prüfung von Natursteinen und Gesteinskörnungen; Bestimmung von Wasseraufnahme und Sättigungswert
- 130 DIN 52617: Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten von Baustoffen
- 131 DIN 52617: Bestimmung der Wasseraufnahmekoeffizienten von Baustoffen
- 132 DIN 52620 04.91: Bestimmung des Bezugsfeuchtegehaltes von Baustoffen
- 133 DIN 66131:73: Bestimmung der spezifischen Oberfläche von Feststoffen durch Gasadsorption nach Brunauer, Emmett und Teller (BET): Grundlagen
  
- 134 Merkblatt: Hinweise zur Verlegung von Fließestrichen auf Calciumsulfatbasis, Bundesverband Estrich und Belag e.V. (1996)
- 135 Merkblatt: Beurteilen und Vorbereiten von Untergründen, Verlegen von elastischen Bodenbelägen, textilen Bodenbelägen und Parkett, Zentralverband des Deutschen Baugewerbes e.V., Berlin, (1982)
- 136 Merkblatt: Kleben von Elastomer-Bodenbelägen, Technische Kommission Bauklebstoffe (TKB) im Industrieverband Klebstoffe e.V., Düsseldorf (1998)
- 137 Merkblatt: Kleben von Laminatböden, , Technische Kommission Bauklebstoffe (TKB) im Industrieverband Klebstoffe e.V., Düsseldorf (1997)
- 138 Merkblatt: Feuchtemessung mit dem CM-Gerät – Arbeitsanweisung, Bundesverband Estrich und Belag e.V. (1998)

## TABELLENANHANG

Tabelle A15: Abmessungen der Probekörper zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften

Prüfung	Länge	Breite	Dicke
[ - ]	[mm]	[mm]	[mm]
1	2	3	4
Druckfestigkeit	40 <sup>1)</sup>	40	40
Biegezugfestigkeit	160	40	40
Dyn. E-Modul	160	40	40
Statischer E-Modul	80	40	40

<sup>1)</sup>: Prüfung mit Druckplatte an den Hälften der Biegezugprüfung

<sup>2)</sup>: Aus Prismen mit Abmessungen 160·40·40 (mm) mit Trockensäge mittig herausgeschnitten

Tabelle A16: Sorptionsfeuchten bei 20°C und 40°C

R.F.	Desorption	R.F.	Desorption
[%]	[M.-%]	[%]	[M.-%]
1	2	1	2
0 - 3	0,00	0 - 3	0,01
34	0,16	32	0,15
65	0,20	61	0,15
76	0,41	75	0,27
86	0,78	83	0,40
93	1,29	97	1,14

n.b. = nicht bestimmt

Tabelle A17: Sorptionsklimare und verwendete Salzlösungen (nach DIN 50008-1 )

1	Desorption		Adsorption	
	20 °C	40 C	20 C	40 C
1	2	3	4	5
Silicagel	0 - 3 % r.F.	0 - 3 % r.F.	-	-
MgCl x 6 H <sub>2</sub> O	34 % r.F.	32 % r.F.	-	-
NaNO <sub>2</sub>	65 % r.F.	61 % r.F.	-	-
NaCl	76 % r.F.	75 % r.F.	76 % r.F.	75 % r.F.
KCl	86 % r.F.	83 % r.F.	-	-
NH <sub>4</sub> H <sub>2</sub> PO <sub>4</sub>	93 % r.F.	-	-	-
K <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	-	97 % r.F.	-	-

Tabelle A18: Anhaltswerte für Reibungsbeiwerte zwischen Bauwerk und Baugrund /20/

Untergrund	Gleitschicht	erste Verschiebung		wiederholte Verschiebung	
		min	max	min	max
1	2	3	4	5	6
Mineralgemisch (Kies)	keine	1,4	2,1	1,3	1,5
Sandbett	keine	0,9	1,1	0,6	0,8
Unterbeton	2 Lagen PE-Folie	0,6	1,0	0,3	0,75
Unterbeton	PTFE-beschichtete Folie	0,2	0,5	0,2	0,3

Tabelle A19: Ergebnisse der Hg-Druckporosimetrie

Dichte	Rohdichte	Innere Oberfläche	Porosität
[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[m <sup>2</sup> /g]	[Vol.-%]
1	2	3	4
2590	2090	4,3	19,5

**BILDANHANG**

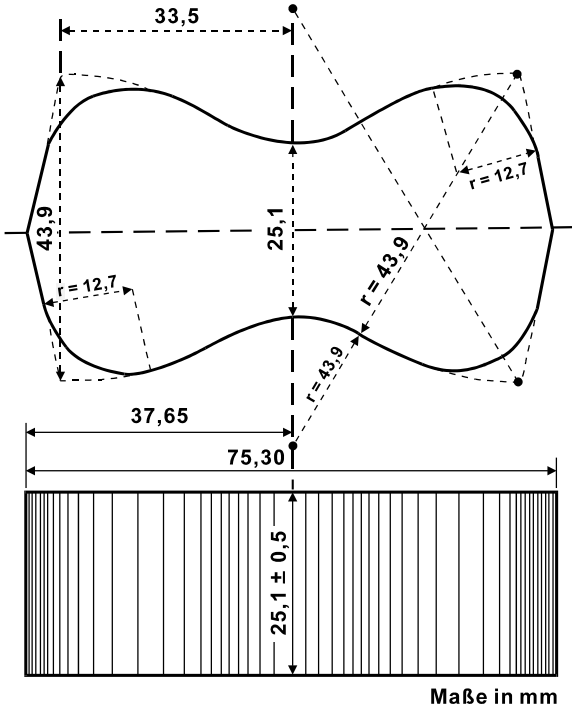


Bild B89: Probekörper zur Bestimmung der zentrischen Zugfestigkeit nach ASTM C 190