

Die Dissertation wurde zuerst veröffentlicht unter dem Titel:

Orlowsky, Jeanette:
Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in
Textilbeton
Berlin : Beuth, 2005.
(DAfStb-Schriftenreihe Heft 558) ISBN: 3-410-65758-4

Die Veröffentlichung auf Eldorado erfolgt mit freundlicher Genehmigung durch:
Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V.

Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule
Aachen zur Erlangung des akademischen Grades einer Doktorin der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Jeanette Orlowsky, geb. Brockmann

aus

Vechta

Berichter: Universitätsprofessor Dr.-Ing. M. Raupach
 Universitätsprofessor Dr.-Ing. H.-W. Reinhardt

Tag der mündlichen Prüfung: 10.12.2004

Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton

AR-Glasbewehrungen in Betonen, die zum Beispiel im Verbundwerkstoff Textilbeton zum Einsatz kommen, verlieren infolge Bewitterungen langfristig an Festigkeit. Die Kenntnis der zeitabhängigen Entwicklung des Festigkeitsverlustes ist ein wesentlicher Aspekt bei der Anwendung textiltbewehrter Bauteile in statisch relevanten Bereichen. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Entwicklung eines Dauerhaftigkeitsmodells beschrieben, welches den Verlauf des Festigkeitsverlustes von AR-Glasbewehrungen in Textilbetonen infolge beliebig komplexer Bewitterungen, wie sie z. B. bei Außenbauteilen auftreten, abbildet. Zur Realisierung dieses Ziels wurde zunächst die maßgebende Ursache für den Festigkeitsverlust von AR-Glas im Beton ermittelt. Darauf basierend erfolgte eine modellhafte Beschreibung des Festigkeitsverlustes bei konstanten Klimabedingungen sowie die Verifikation des Modells mit einer Vielzahl an Untersuchungsergebnissen, die auch mit unterschiedlichen Versuchsmethoden bestimmt wurden. Die Einflüsse Feuchte, Temperatur, pH-Wert, Glasart und Dauerlast auf den Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung wurden untersucht. Zusätzlich wurden auch kombinierte Beanspruchungen analysiert, um abschließend ein Dauerhaftigkeitsmodell herzuleiten, welches die Berücksichtigung beliebig komplexer Bewitterungen erlaubt. Mit dieser Arbeit wurde somit die Grundlage für eine quantitative, auf die jeweiligen Material- und Bewitterungsbedingungen abgestimmte Prognose des Festigkeitsverlustes von AR-Glasbewehrung in Textilbeton geschaffen.

Concerning the durability of AR-glass-reinforcement in textile-reinforced concrete

AR-glass-reinforcement in concrete, which is used for example in the composite material textile-reinforced concrete, loses strength in the long term as a consequence of weathering. The knowledge of this time-dependant development in loss in strength is an essential aspect for the application of textile-reinforced components in structurally relevant areas. The presented work describes the derivation of a durability-model which describes the development in loss in strength of AR-glass-reinforcement in concrete caused by arbitrarily complex weathering. First of all, the main reason for the loss in strength of AR-glass in concrete was determined to realise this aim. Based on this, a mathematical approach to describe the loss in strength was derived for constant climatic conditions. This model was verified with numerous test results acquired by various investigation methods. The influence of humidity, temperature, pH-value, glass composition and static load on the loss in strength of the AR-glass-reinforcement was investigated. Additionally combined loads were analysed to finally derive a durability-model which can take into account arbitrarily complex weathering. Consequently, this work presents the basis for a quantitative prognosis adapted to the respective material and weathering conditions of the loss in strength of AR-glass-reinforcement in textile-reinforced concrete.

Sur la durabilité des renforcements en verre AR dans le béton armé de textile

Les renforcements en fibres de verre AR dans des types de béton qu'on utilise par exemple pour produire du béton armés de textile perdent à long terme leur résistance par l'action de l'environnement. La connaissance du développement de cette perte de résistance est un aspect essentiel pour l'application des éléments armés de textiles dans les parties de structure, où une grande capacité portante est demandée. Dans cet ouvrage, un modèle de durabilité est développé, permettant d'établir le déroulement de la perte de résistance dans les renforcements de verre AR, sous les actions environnementales complexes, comme existant pour des structures exposées. Pour réaliser ce but, on a d'abord examiné la cause la plus importante qui diminue la résistance des fibres de verre AR à l'intérieur du béton. Sur cette base, une description mathématique de la perte de résistance a été établie supposant des conditions météorologiques constantes. Ce modèle a été vérifié en comparant les prédictions avec des résultats expérimentaux divers. L'influence de l'humidité, de la température, de la valeur du pH, du type de verre et d'une charge constante sur la perte de résistance, des renforcements en fibres de verre AR a été examiné pour établir ensuite un modèle général, permettant de calculer la durabilité sous des conditions météorologiques complexes. Ainsi, cet ouvrage a créé la base d'une prévision quantitative de la perte de résistance des renforcements en fibres de verre AR à l'intérieur du béton de textile, tout en prenant en compte les conditions spécifiques du matériau et des actions environnementales.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Bauforschung der RWTH Aachen, im Rahmen des Sonderforschungsbereiches SFB 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“, gefördert von der Deutschen Forschungsgemeinschaft. Der Deutschen Forschungsgemeinschaft möchte ich für die finanzielle Unterstützung danken.

Herrn Professor Raupach gilt mein besonderer Dank für die Betreuung dieser Arbeit. Seine konstruktiven Anregungen sowie die motivierenden Diskussionen, eingebettet in einem hervorragenden Arbeitsklima, haben maßgeblich zum Gelingen der Arbeit beigetragen. Ebenso möchte ich mich bei Herrn Professor Reinhardt für sein Interesse an der Arbeit und die Übernahme des Korreferates herzlich bedanken.

Weiterhin möchte ich mich bei meinen Kollegen, insbesondere der Arbeitsgruppen 4 und 5, herzlich bedanken. Durch die kollegiale und freundschaftliche Zusammenarbeit sowie der stetigen Bereitschaft zu interessanten Diskussionen haben sie die Arbeit unterstützt. Ein spezieller Dank gilt den Herren Richard Braun, Heinrich Wilhelm Bülls, Bernd Cool und Nikolaus Christman aus unserem Labor, ohne deren engagierte Mitarbeit die Durchführung der zahlreichen Versuche nicht möglich gewesen wäre.

Bei meiner Familie möchte ich mich für den liebevollen Rückhalt und das große Vertrauen in meine Person bedanken. Insbesondere mein Mann Kolja hat mir durch seine stetige, motivierende Anteilnahme an der Arbeit das Erreichen dieses Ziels ermöglicht.

Aachen, Dezember 2004

Jeanette Orlowsky

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | Einleitung | 11 |
| 1.1 | Problemstellung | 11 |
| 1.2 | Ziel der Arbeit..... | 11 |
| 1.3 | Vorgehensweise | 12 |
| 2 | Grundlagen | 14 |
| 2.1 | AR-Glasrovings als Bewehrungsmaterial | 14 |
| 2.1.1 | Chemische Zusammensetzung und Struktur des Glases | 14 |
| 2.1.2 | Herstellung des AR-Glasrovings | 16 |
| 2.1.3 | Korrosion der AR-Glasrovings..... | 18 |
| 2.1.4 | Festigkeit des Glases | 20 |
| 2.2 | Einfluss des Betons auf die AR-Glasbewehrung | 25 |
| 2.3 | Dauerhaftigkeitsuntersuchungen am Verbundwerkstoff | 27 |
| 2.3.1 | SIC-Test | 27 |
| 2.3.2 | Biegezugversuche..... | 29 |
| 2.3.3 | Zugversuche..... | 31 |
| 2.3.4 | Pull-Out Versuche | 32 |
| 2.4 | Bisherige Dauerhaftigkeitsmodelle | 33 |
| 2.4.1 | Modell von Litherland | 33 |
| 2.4.2 | Static-Fatigue-Modell von Purnell | 34 |
| 2.5 | Zusammenfassung und offene Fragen | 36 |
| 3 | Versuchsprogramm | 38 |
| 3.1 | Vorgehensweise | 38 |
| 3.2 | Materialien | 38 |
| 3.2.1 | Verwendete Bewehrung | 38 |
| 3.2.2 | Verwendete Betone..... | 40 |
| 4 | Untersuchungen am Filament | 43 |
| 4.1 | Zielsetzung..... | 43 |
| 4.2 | Filamentzugversuche | 43 |
| 4.2.1 | Versuchsbeschreibung..... | 43 |
| 4.2.2 | Ergebnisse | 44 |
| 4.2.2.1 | Allgemeines – Definition des Festigkeitsverlustes | 44 |
| 4.2.2.2 | Referenz-Proben..... | 44 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 4.2.2.3 | Einfluss des pH-Wertes | 45 |
| 4.2.2.4 | Einfluss der Temperatur..... | 46 |
| 4.2.2.5 | Einfluss des Materials | 47 |
| 4.2.3 | Schlussfolgerungen aus den Filamentzugversuchen..... | 49 |
| 4.3 | Weitergehende Untersuchungen am Filament | 51 |
| 5 | Modell zum Festigkeitsverlust von Filamenten in alkalischer Lösung..... | 54 |
| 5.1 | Zielsetzung..... | 54 |
| 5.2 | Herleitung und Anwendung des Modells | 54 |
| 5.3 | Einfluss der Parameter k_1 , k_2 und a_0 | 57 |
| 6 | Untersuchungen am Verbundkörper und Anwendung des Modells auf die AR-Glasfestigkeit im Beton | 60 |
| 6.1 | Zielsetzung..... | 60 |
| 6.2 | REM-Aufnahmen zur Porenstruktur am Roving..... | 60 |
| 6.3 | SIC-Test..... | 61 |
| 6.3.1 | Versuchsbeschreibung..... | 61 |
| 6.3.2 | Ergebnisse | 62 |
| 6.3.2.1 | Referenz-Proben und Einfluss der Feuchte..... | 62 |
| 6.3.2.2 | Einfluss der Temperatur..... | 63 |
| 6.3.2.3 | Einfluss der AR-Glasbewehrung..... | 65 |
| 6.3.2.4 | Einfluss des Betons | 66 |
| 6.4 | Bauteilversuche – TSP-Test | 69 |
| 6.4.1 | Versuchsbeschreibung..... | 69 |
| 6.4.2 | Ergebnisse | 70 |
| 6.4.2.1 | Referenz-Proben..... | 70 |
| 6.4.2.2 | Einfluss der Feuchte | 72 |
| 6.4.2.3 | Einfluss der Temperatur..... | 74 |
| 6.4.2.4 | Einfluss der AR-Glasbewehrung..... | 77 |
| 6.4.2.5 | Einfluss des Betons | 79 |
| 6.4.2.6 | Einfluss kombinierter Klimabeanspruchungen..... | 81 |
| 6.5 | Bauteilversuche unter konstanter Zugbeanspruchung | 84 |
| 6.5.1 | Allgemeines..... | 84 |
| 6.5.2 | Versuchsbeschreibung..... | 84 |
| 6.5.3 | Ergebnisse | 85 |
| 6.5.3.1 | Konstante Zugbeanspruchung bei 23 °C und 50 % r. F. | 85 |
| 6.5.3.2 | Konstante Zugbeanspruchung im Wasser..... | 86 |
| 6.6 | Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit des Verbundes | 89 |
| 6.6.1 | Versuchsbeschreibung..... | 89 |
| 6.6.1.1 | Pull-Out-Versuche am Filament..... | 89 |
| 6.6.1.2 | Pull-Out-Versuche am Roving | 89 |
| 6.6.2 | Ergebnisse | 91 |
| 6.6.2.1 | Pull-Out-Versuche am Filament..... | 91 |
| 6.6.2.2 | Pull-Out-Versuche am Roving | 92 |
| 6.7 | Zusammenfassung der Untersuchungen am Verbundwerkstoff..... | 95 |

| | | |
|-----------|--|------------|
| 7 | Betonfeuchte an der Glasoberfläche für ausgewählte Expositionen | 97 |
| 7.1 | Zielsetzung..... | 97 |
| 7.2 | Versuchsbeschreibung | 97 |
| 7.3 | Einflussgrößen auf die Elektrolytwiderstandsmessung..... | 98 |
| 7.4 | Ergebnisse | 98 |
| 7.4.1 | Spezifische Widerstände bei konstanter Umgebungsfeuchte | 98 |
| 7.4.2 | Spezifische Widerstände des Betons A bei einer Freibewitterung..... | 99 |
| 8 | Dauerhaftigkeitsmodell für die AR-Glasbewehrung im Beton..... | 102 |
| 9 | Zusammenfassung und Ausblick..... | 106 |
| 9.1 | Zusammenfassung der vorliegenden Arbeit | 106 |
| 9.2 | Ausblick..... | 108 |
| 10 | Literatur..... | 109 |
| 11 | Anhang..... | 118 |
| 11.1 | Weibull-Statistik | 118 |
| 11.2 | REM-Untersuchungen | 119 |

Begriffe und Bezeichnungen

Abkürzungen

| | |
|--------------------------|--|
| Al_2O_3 | Aluminiumoxid |
| AR | Alkaliresistent |
| B | Bor |
| B_2O_3 | Boroxid |
| $\text{Ca}(\text{OH})_2$ | Calciumhydroxid |
| Ca-Cl | Calciumchloridlösung |
| CaO | Calciumoxid |
| CEM I | Portlandzement |
| CEM III | Hochofenzement |
| CemFil | Markenname für AR-Glasfasern bzw. -rovings der Firma VETROTEX |
| DD1 | Dehungsaufnehmer vom Typ HBM DD1 |
| H_2O | Wasser |
| K_2O | Kaliumoxid |
| KOH | Kaliumhydroxid |
| lim | Grenzwert |
| Li_2O | Lithiumoxid |
| LOP | Limit of Proportionality |
| MgO | Magnesiumoxid |
| Mini-MRE | Miniatur-Multiringelektrode |
| MOR | Modulus of Rupture |
| MW | Mittelwert |
| n. b. | nicht bestimmt |
| Na | Natrium |
| Na_2O | Natriumoxid |
| Na-Cl | Natriumchloridlösung |
| NaOH | Natriumhydroxid |
| NEG ARG | Markenname für AR-Glasfasern bzw. -rovings der Firma Nippon Electric Glass |
| O | Sauerstoff |
| OH^- | Hydroxidion |
| r. F. | relative Luftfeuchte |
| REM | Rasterelektronenmikroskop |
| Si | Silizium |
| SIC | Strand in Cement |
| SiO_2 | Siliziumoxid |
| Si-OH | Silanol |
| SNMS | Sekundärneutral-Massenspektroskopie |
| Ti | Titan |
| Titer bzw. tex | längenbezogenes Gewicht in g/km |
| w/b | Wasser/Bindemittelwert |
| w/z | Wasser/Zementwert |
| WOF | Work of Fracture |
| ZrO_2 | Zirkoniumdioxid |

Formelzeichen

| | | |
|---------------------|------------------------|---|
| a | [mm] | Risstiefe bzw. Fehlstellentiefe |
| $A_{(a,b)}$ | [-] | Alterungsfaktor |
| a_0 | [nm] | Ausgangsfehlstellentiefe |
| A_1 | [-] | Arrheniuskonstante für den lösungskontrollierten Reaktionsanteil |
| A_2 | [-] | Arrheniuskonstante für den diffusionskontrollierten Reaktionsanteil |
| A_R | [mm ²] | Fläche des Rovings, ergibt sich aus dem Titer dividiert durch die Dichte |
| b | [K] | Konstante (Temperatureinfluss) |
| C | [-] | OH ⁻ -Konzentration der Porenlösung |
| c | [mm] | Betondeckung |
| γ | [N/m] | Oberflächenenergie |
| $\Delta f_{i,t}$ | [-] | Grad des Festigkeitsverlustes zum Zeitpunkt t |
| $\Delta \Delta f_i$ | [-] | Zuwachs an Festigkeitsverlust in einem Zeitabschnitt mit konstanten Randbedingungen |
| ΔG^* | [J/mol] | Aktivierungsenergie |
| d | [mm] | Filamentdurchmesser |
| dX/dt | [nm/d] | Wachstumsrate der Fehlstellen bzw. des Lochfraßes (X = 0 bei t = 0) |
| E | [N/mm ²] | Elastizitätsmodul |
| E_c | [N/mm ²] | Elastizitätsmodul des Betons |
| E_r | [N/mm ²] | Elastizitätsmodul der Bewehrung |
| f_{ct} | [N/mm ²] | Zugfestigkeit des Betons |
| f_{rt} | [N/mm ²] | Zugfestigkeit des Rovings im Beton |
| $f_{t,t}$ | [N/mm ²] | Zugfestigkeit des Probekörpers zum Zeitpunkt t |
| G_c | [N/mm] | Risswiderstandskraft |
| h_R | [M.-%] | kritische Feuchte am Roving |
| k | [-] | Zähler |
| k_1 | [nm/d] | Koeffizient für den durch Lösungsvorgänge bedingten reaktionskontrollierten Anteil |
| k_2 | [nm ² /d] | Koeffizient für den diffusionskontrollierten Anteil der Reaktion |
| K_I | [N/mm ^{3/2}] | Spannungsintensitätsfaktor für den Bruchmodus I (symmetrische Rissöffnung zur x,z-Ebene, Kraft wirkt in y-Richtung) |
| K_{IC} | [N/mm ^{3/2}] | Bruchzähigkeit |
| K_{I0} | [N/mm ^{3/2}] | Ermüdungsgrenze |
| k_T | [mm/d] | Term für den Temperatureinfluss |
| L_i | [N] | Bruchlast |
| m | [-] | Weibull-Modul |
| n | [-] | Zeitähler |
| $N_F(\Omega)$ | [-] | Anzahl der aktiven Filamente bei der Verschiebung Ω |
| P | [-] | Anzahl der Pixel |
| ρ_f | [g/cm ³] | Dichte der Glasfaser |
| R | [J/K mol] | Universelle Gaskonstante |
| r^2 | [-] | Bestimmtheitsmaß |
| R_{el} | [Ω] | Elektrolytwiderstand bei der Temperatur T |
| $R_{el,o}$ | [Ω] | Elektrolytwiderstand bei der Temperatur T_o |
| σ | [N/mm ²] | Spannung |
| σ_f | [N/mm ²] | Bruchfestigkeit |
| s | [N/mm ²] | Standardabweichung |

| | | |
|----------|-------|--|
| s_{rm} | [mm] | mittlerer Rissabstand |
| T | [K] | Temperatur |
| t | [d] | Zeit |
| T_a | [K] | Bewitterungstemperatur (Freibewitterung) |
| T_b | [K] | Alterungstemperatur |
| t_B | [min] | Bewitterungsabschnitt |
| T_g | [K] | Transformationstemperatur |
| v | [-] | Variationskoeffizient |
| W | [J] | Arbeit |
| W_i | [g/m] | Gewicht von einem Meter Spinnfaden |
| X | [nm] | Zunahme der Fehlstellentiefe |
| X_c | [mm] | Karbonatisierungstiefe |
| Y | [-] | Geometriefaktor |

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

In der heutigen Zeit ist Stahlbeton einer der bedeutendsten und am weitesten verbreiteten Baustoffe. Dennoch gibt es im Bauwesen Bereiche, in denen dieser Werkstoff nicht eingesetzt werden kann. So findet der Einsatz von Stahlbeton zum Beispiel bei Bauteildicken unterhalb von 60 bis 80 mm aufgrund der erforderlichen Mindestüberdeckung des Betonstahls seine Grenzen, womit eine in der Formgebung flexible und filigrane Bauweise nicht möglich ist.

Seit einigen Jahren wird insbesondere in Deutschland konzentriert an der Entwicklung eines neuen Verbundwerkstoffes, dem textilbewehrten Beton, gearbeitet. Im Rahmen zweier von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderter Sonderforschungsbereiche (SFB 528 und SFB 532) wird die Verwendung technischer Textilien im Bauwesen forciert /CTR03/. Dabei liegt das Hauptaugenmerk des SFB 532 an der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen auf der Entwicklung eines neuen, innovativen Verbundwerkstoffes - dem textilbewehrten Beton -, während an der Technischen Universität in Dresden (SFB 528) in erster Linie die Verwendung technischer Textilien für die Verstärkung und Instandsetzung von Stahlbetontragwerken oder Holzbauteilen untersucht wird. Parallel zu den beiden Sonderforschungsbereichen gibt es weitere Forschungsaktivitäten auf diesem Gebiet /CTR03/, unter anderem zur Vorspannung der textilen Bewehrung im Beton /Krü03a/.

Beim textilbewehrten Beton werden die auftretenden Zugspannungen von den in der Zugzone einbetonierten technischen Textilien abgetragen. Durch die damit verbundene Eliminierung der Stahlbewehrung existiert keine Mindestbetonüberdeckung mehr. Zusammengefasst ermöglicht dieser neue Baustoff die Erschließung innovativer und anspruchsvoller Anwendungsfelder, wie zum Beispiel filigrane Bogentragwerke aus Textilbeton /Heg04/, da folgende Bauteileigenschaften erstmalig mittels Beton realisierbar werden:

- Dünnwandige Bauteile mit einer Dicke ab 5 mm
- Beliebige, auch komplexe Bauteilgeometrien durch leicht verformbare bzw. dreidimensional herstellbare technische Textilien
- Resultierend geringe Bauteilgewichte bei hoher Tragfähigkeit.

Zur Herstellung der technischen Textilien werden durchgehende Glasrovings, Carbonrovings oder Polymerrovings eingesetzt, das heißt Multifilamentgarne mit über 500 Filamenten, deren Durchmesser zwischen 12 und 30 μm liegt. Ein Hauptaugenmerk der Untersuchungen gilt den sogenannten alkaliresistenten (AR-) Glasrovings.

Bei der Bemessung textilbewehrter Bauteile /Heg04a/ wird eine bestmögliche Ausnutzung der textilen Zugfestigkeit angestrebt. Dabei ist insbesondere beim AR-Glas die Dauerhaftigkeit der Bewehrung von elementarer Bedeutung. Zur Dauerhaftigkeit von textilbewehrten Betonen gab es zu Beginn dieser Arbeit nur unzureichende Kenntnisse. Diese Kenntnisse stammen überwiegend aus dem Gebiet der Glasfaserbetone, wo die Kurzfasern aus AR-Glas im Wesentlichen zur Verbesserung der Gebrauchseigenschaften von Betonen verwendet werden /Fri02/. Die Beständigkeit der Glasfasern in alkalischem Milieu des Zementes wurde zwar mit der Entwicklung von AR-Glas deutlich verbessert /Maj68/, aber die Reduktion der Bauteilfestigkeit und Flexibilität in Abhängigkeit von der Bewitterungsart und -dauer ist nach wie vor ein grundlegendes Problem bei Glasfaserbetonen /Ben87/, /Yil92/, /Pri198/, /Pur98/. Auch nach langjähriger Forschungsarbeit auf diesem Gebiet werden die unterschiedlichen Mechanismen der Schädigung von AR-Glas im Beton immer noch kontrovers diskutiert /Ben87/, /Lit81/, /Yil92/, /Pur98/, /Scho03/. Verliert die AR-Glasbewehrung von textilbewehrten Betonen über die Bauteillebensdauer an Festigkeit, was in /Rau02/ gezeigt wurde, so ist dies bei der Bemessung des neuen Verbundwerkstoffes zu berücksichtigen.

1.2 Ziel der Arbeit

Ziel der Arbeit ist die Entwicklung eines Dauerhaftigkeitsmodells, das den Verlauf des Festigkeitsverlustes von AR-Glasbewehrungen in Betonen infolge beliebig komplexer Bewitterungen, wie sie z. B. bei Außenbauteilen auftreten, beschreibt.

Hierzu werden folgende Teilziele definiert:

- Ermittlung der maßgebenden Ursache für den Festigkeitsverlust von AR-Glas im Beton.

- Mathematische Beschreibung des Festigkeitsverlustes bei konstanten Klimabedingungen sowie Verifikation des Modells mittels unterschiedlicher Untersuchungsmethoden.
- Untersuchung der Einflüsse Feuchte, Temperatur, pH-Wert und Glasart auf den Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung. Zusätzlich soll der Einfluss einer konstanten Zugbeanspruchung des Bauteils bei unterschiedlichen Klimabedingungen betrachtet werden.
- Neben dem Festigkeitsverlust ist auch zu überprüfen, inwiefern der Verbund zwischen AR-Glasbewehrung und Beton langfristig bei unterschiedlichen Klimabedingungen verändert wird.
- Da die Feuchte an der AR-Glasbewehrung voraussichtlich eine maßgebliche Rolle für den Festigkeitsverlust einnimmt, soll eine Messtechnik zur Bestimmung der Betonfeuchte in der Bewehrungsebene entwickelt werden.
- Zusammenführung der Ergebnisse der genannten Teilziele zur Aufstellung des Dauerhaftigkeitsmodells bei komplexer Bewitterung.

Anhand von Untersuchungen an Proben, die einer mehrparametrischen Bewitterung ausgesetzt werden, erfolgt die Überprüfung des entwickelten Dauerhaftigkeitsmodells.

1.3 Vorgehensweise

Abbildung 1.3-1 zeigt in einer Übersicht die zur Erreichung des beschriebenen Ziels der Arbeit gewählte Vorgehensweise.

Die Arbeit beginnt mit einer Beschreibung der beiden Komponenten des Verbundwerkstoffes: Das AR-Glas als Bewehrungsmaterial und der Beton. Darauf aufbauend werden die bisher bekannten Dauerhaftigkeitsuntersuchungen an den Verbundwerkstoffen Glasfaserbeton und, soweit vorhanden, Textilbeton erläutert. Mit einer Diskussion der bisherigen Dauerhaftigkeitsmodelle für Glasfaserbetone wird das Kapitel 2 abgeschlossen.

Im Rahmen der eigenen Untersuchungen erfolgt zunächst die Betrachtung der chemischen Schädigung von AR-Glas. Dazu wurden Filamente in unterschiedlichen, überwiegend alkalischen Lösungen bei verschiedenen Temperaturen gelagert und im Anschluss hinsichtlich ihrer Zugfestigkeit geprüft. Die Ergebnisse der insgesamt 160 untersuchten Varianten mit jeweils 10 Einzelwerten sind in Abschnitt 4.2 zusammengefasst. Mittels dieser Ergebnisse sowie weitergehender Untersuchungen am Filament erfolgt im Kapitel 5 die Herleitung eines Korrosionsmodells, das den Festigkeitsverlust von AR-Glasbewehrungen in alkalischen Lösungen auf Basis chemisch-physikalischer Vorgänge beschreibt.

Kapitel 6 beinhaltet die Untersuchungen an Verbundwerkstoffen, d. h. AR-Glasrovingen bzw. AR-Glastextilien in Betonen. Mit den durchgeführten Zugversuchen wurde der Festigkeitsverlust der einbetonierten AR-Glasbewehrungen infolge unterschiedlicher Einflüsse auf zwei verschiedene Arten untersucht (SIC- und TSP-Test). Insgesamt wurden im SIC-Test 110 Varianten mit jeweils 10 Einzelwerten und beim aufwendigeren Bauteilversuch, dem TSP-Test, 240 Varianten mit jeweils drei Einzelwerten geprüft. Auf dieser fundierten Datenbasis erfolgt eine Validierung des in Kapitel 5 hergeleiteten Korrosionsmodells sowie die Betrachtung der wesentlichen Einflussgrößen. Zusätzlich wurden Versuche am Bauteil unter konstanter Zugbeanspruchung sowie Versuche zur Dauerhaftigkeit des Verbundes durchgeführt, um diese Aspekte gegebenenfalls im Dauerhaftigkeitsmodell berücksichtigen zu können.

Die in Kapitel 6 dargestellten Untersuchungen zeigen unter anderem einen maßgebenden Einfluss der Betonfeuchte an der AR-Glasoberfläche auf den Festigkeitsverlust des Verbundwerkstoffes. Somit wurde eine Messmethode zur Ermittlung der Betonfeuchte in der Bewehrungsebene in Abhängigkeit von der Bewitterung entwickelt. In Kapitel 7 werden Ergebnisse dieser Feuchtemessmethode an freibewitterten Proben gezeigt.

Die Zusammenfassung der durchgeführten Arbeiten mündet in einem Dauerhaftigkeitsmodell, das den Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung im Beton infolge komplexer Bewitterungen abbildet. Das in Kapitel 8 beschriebene Modell wird mit Ergebnissen von Zugversuchen an in Aachen bis zu zwei Jahren freibewitterten Proben bestätigt.

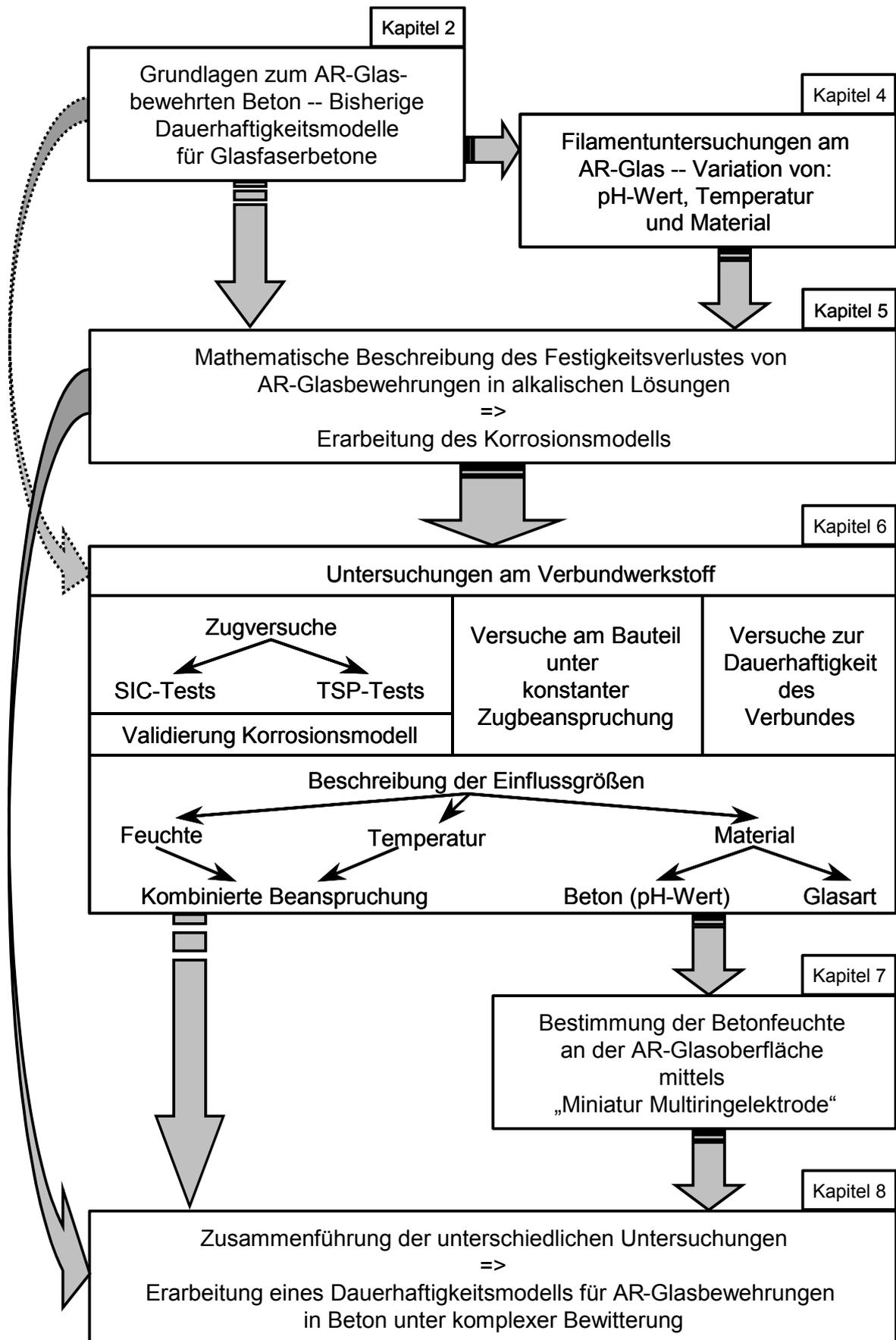


Abbildung 1.3-1: Übersicht über die vorliegende Arbeit
Figure 1.3-1: Overview about the present work

2 Grundlagen

2.1 AR-Glasrovings als Bewehrungsmaterial

2.1.1 Chemische Zusammensetzung und Struktur des Glases

Unter Glas versteht man allgemein Stoffe im amorphen, nichtkristallinen Festzustand. Im engeren Sinne wird Glas definiert als anorganisch, meist oxidisches Schmelzprodukt, das durch einen Einfriervorgang ohne Auskristallisation der Schmelzphasenkomponenten in den festen Zustand überführt wird. Die Temperatur des Einfriervorganges wird als Transformationstemperatur T_g bezeichnet. Bei dieser Temperatur haben Gläser eine Viskosität von ca. 10^{12} Pa·s und sind damit als „fest“ anzusehen, d. h. sie verhalten sich unterhalb von T_g wie spröd-elastische (Hookesche) Körper /Röm92/.

Die chemische Zusammensetzung einiger technischer Gläser ist in Tabelle 2.1-1 wiedergegeben. Hauptbestandteil der abgekühlten Schmelzen ist immer Siliziumdioxid (SiO_2). Den sogenannten alkaliresistenten (AR-) Glasfasern wird Zirkoniumdioxid (ZrO_2) zugesetzt.

Tabelle 2.1-1: Chemische Zusammensetzung technischer Gläser in Gew.-%

Table 2.1-1: Chemical composition of technical glasses in w.-%

| Bestandteile | Flachglas | | Faserglas | |
|-------------------------|------------------------|-------------------|-------------------|--------------------|
| | Fensterglas /Röm92/ | E-Glas /Röm92/ | CemFil /Maj91/ | NEG-ARG /Maj91/ |
| | Gew.-% | | | |
| SiO_2 | 72,0 | 54,0 | 62,0 | 60,2 |
| ZrO_2 | - | - | 16,7 | 19,8 |
| Na_2O | 14,0 | - | 14,8 | 16,4 |
| K_2O | - | - | - | 2,2 |
| Li_2O | - | - | - | 1,0 |
| CaO | 9,0 | 17,5 | 5,6 | 0,5 |
| MgO | 4,0 | 4,5 | - | - |
| Al_2O_3 | 0,3 | 14,0 | 0,8 | 0,3 |
| B_2O_3 | - | 10,0 | - | - |

Silikatische Gläser weisen im hoch alkalischen Milieu eine geringe Beständigkeit auf (siehe Abschnitt 2.2). In den 60iger Jahren gelang es, die bis dahin zur Betonverstärkung eingesetzten E-Glasfasern hinsichtlich ihrer Alkalibeständigkeit insbesondere durch Zugabe von Zirkoniumdioxid (ZrO_2) zu verbessern /Maj91/. Eine Hydratation von ZrO_2 ist theoretisch bei pH-Werten zwischen 0-14 nicht möglich, da sich in diesem Bereich weder eine kationische noch eine anionische Form des Zirkoniumdioxides lösen kann. Deshalb ist eine hydratisierte ZrO_2 -Oberfläche für alle in wässriger Lösung erreichbaren pH-Werte beständig, wodurch eine Diffusion anderer Ionenarten durch diese Oberfläche wesentlich behindert wird /Pau77/.

Der ZrO_2 -Gehalt liegt im allgemeinen unter 20 Gew.-% (siehe Tabelle 2.1-1), obwohl eine Erhöhung eine Verbesserung der Alkalibeständigkeit bewirkt. Hierfür gibt es zwei Gründe: Die hohe Kristallisationsneigung ZrO_2 -haltiger Gläser verursacht herstellungstechnische Schwierigkeiten, und hohe Rohstoffpreise sowie hohe Schmelz- und Ziehtemperaturen wirken sich negativ auf die Materialkosten aus /Pri98/.

Seit 1971 gibt es kommerziell erhältliche AR-Glasfasern. Der Markt für AR-Glasfasern wird heute überwiegend durch zwei bzw. drei Glashersteller abgedeckt: VETROTEX (Markenname: CemFil), Nippon Electric Glass (NEG) (Markenname: NEG ARG) und seit kurzem drängen chinesische Firmen mit AR-Glasfasern auf den Markt (Markenname: Jiebang AR Fiberglass).

Geht man davon aus, dass Flüssigkeiten eine ungeordnete Struktur haben, dann muss dies auch für das Glas als eingefrorene Flüssigkeit gelten. Auf dieser Grundlage wurden mit einigen Variationen und

Erweiterungen mehrere Hypothesen über die Glasstruktur und die Bedingungen der Glasbildung entwickelt, die deshalb als Hypothesen zu bezeichnen sind, weil es bisher nicht möglich war, einen Beweis zu führen. Am fundiertesten erscheint die Netzwerkhypothese nach Zachariasen /Sch88/, die im Folgenden kurz vorgestellt werden soll.

Nach Zachariasen /Zac32/ sind die Energieunterschiede zwischen Glas und Kristall derselben Zusammensetzung sehr gering, somit müssen im Glas dieselben Bindungszustände oder Struktureinheiten wie im Kristall vorliegen. Grundbausteine des Silicatglases sind somit SiO_4 -Tetraeder, die ein ungeordnetes SiO_2 -Netzwerk aufbauen - man spricht von einem SiO_2 -Netzwerk, weil jedes Sauerstoffatom gleichzeitig zwei Siliziumatomen angehört: $\text{SiO}_{4/2}$. Es besteht eine mehr oder weniger ausgeprägte Nahordnung aber keine Fernordnung im Glas. Abbildung 2.1-1, links, zeigt eine ebene Darstellung eines unregelmäßigen SiO_2 -Netzwerkes von Kieselglas.

Diese Netzwerkhypothese wird auch oft nach Zachariasen-Warren bezeichnet, da Warren /War41/ seine Röntgenaufnahmen mit dieser Hypothese gut deuten konnte.

Die Grundlage der Glasbildung ist also das in Abbildung 2.1-1, links, gezeigte, durch SiO_4 -Tetraeder gebildete Netzwerk. Die Kationen, die derartige netzwerkbildende Polyeder aufbauen, werden als Netzwerkbildner bezeichnet (z. B. Si, Ti, B). Die O^{2-} -Ionen stellen Brücken zwischen diesen benachbarten Kationen (hier: Si^{4+} -Ionen) dar.

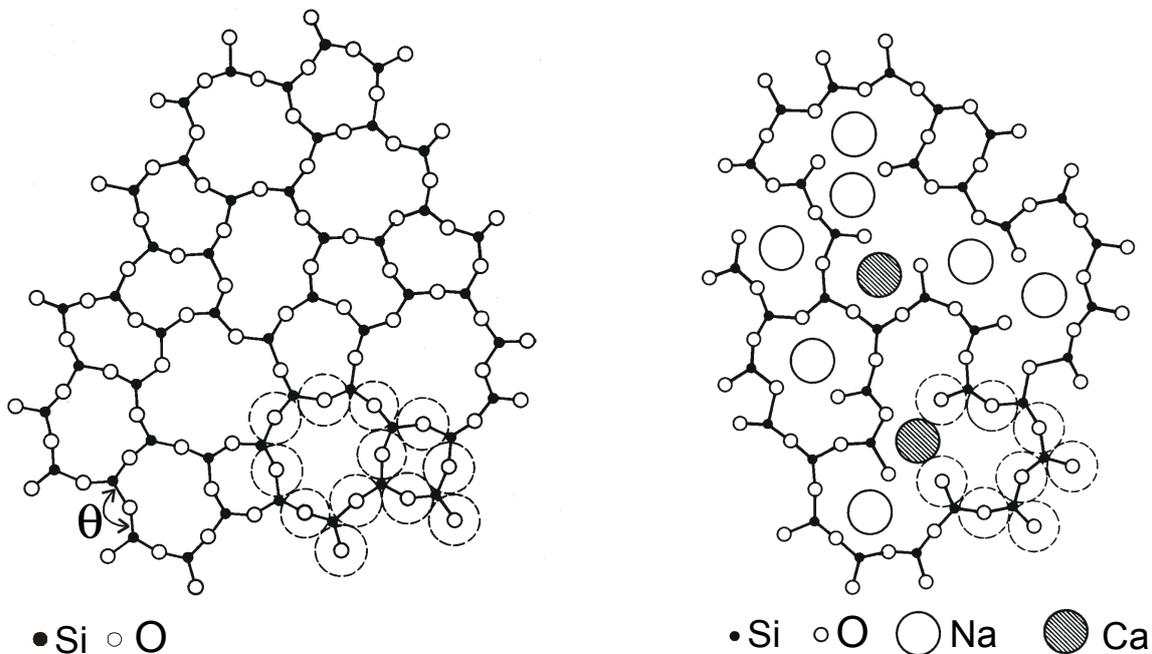


Abbildung 2.1-1: Ebene Darstellung eines unregelmäßigen SiO_2 -Netzwerkes (links) und eines Kalk-Natronglases (rechts). Die vierten Valenzen der Siliziumatome ragen nach oben oder unten aus der Zeichenebene heraus, gestrichelt rechts unten der relative Flächenbedarf der Sauerstoffe /Sch88/

Figure 2.1-1: Plain view of an irregular SiO_2 -network (left) and a soda-lime silicate glass (right). The fourth valences of the siliciumatoms protrudes out of the design-layer. The dashed line down right shows the required area of the oxygen /Sch88/

Der Einbau von Alkalioxid führt nach der sehr vereinfachten Reaktionsgleichung



zu einer Aufspaltung des Netzwerkes, d. h. es liegen Trennstellen vor. Diese Trennstellenbildung bewirkt eine Schwächung der Glasstruktur, weil die Na-O-Bindung viel schwächer ist als die Si-O-Bindung /Sch88/. Kationen, die das Netzwerk abbauen oder verändern, werden Netzwerkwandler genannt. Netzwerkwandler

sind u. a. Alkalien und Erdalkalien. Abbildung 2.1-1, rechts, zeigt eine ebene Darstellung der Struktur eines Kalk-Natronglases.

Die Oberfläche des Glases bildet sich nach Abkühlung der Schmelze von selbst aus, wobei das System versucht, in den Zustand geringster Energie zu kommen. Dies wird zum einen durch die Bildung kleinster geometrischer Flächen (glatt) und zum anderen durch Einstellung der geringsten Oberflächenenergie erreicht /Sch88/. Durch eine chemische Tiefenanalyse mittels Sekundärneutral-Massenspektroskopie (SNMS) konnte Priller /Pri198/ zeigen, dass die chemische Zusammensetzung der AR-Glasfasern zur Oberfläche hin wesentlich von der des Volumens abweicht. Das Tiefenprofil kann in drei Bereiche eingeteilt werden: Im oberen Bereich sind die Alkalien, insbesondere Natrium, bis in einer Tiefe von etwa 10 nm angereichert, da sie die Oberflächenspannung erniedrigen. Zirkoniumdioxid zeigt in diesem Bereich einen konstant niedrigen Gehalt. Im folgenden Bereich ist Kalzium angereichert und die Zirkoniumdioxidkonzentration steigt. Nach ca. 50 nm werden die Volumenkonzentrationen erreicht. Aktuelle SNMS-Untersuchungen /Höc05/ am CemFil-Roving bestätigen den Aufbau des Tiefenprofils, allerdings werden die Volumenkonzentrationen demnach erst nach etwa 700 nm, einer deutlich größeren Tiefe, erreicht.

Die Glasoberflächen bleiben jedoch nicht im ursprünglichen Zustand. Es ist anzunehmen, dass sich in der Oberfläche die Ionen befinden, die die größte Polarisierbarkeit besitzen, weil diese leichter deformierbar sind. Bei den oxidischen Gläsern sind dies die O^{2-} -Ionen, die eine sehr große Reaktionsbereitschaft besitzen und vor allem mit Spuren von H_2O -Dampf zu Silanol-Gruppen reagieren. Im Normalfall besteht die Glasoberfläche aus Si-OH-Gruppen /Sch88/. Diese hydratisierte Oberfläche bedingt eine offenere Struktur als im eigentlichen Glas, wodurch Ionen der Lösung und Wassermoleküle diese Schicht wesentlich besser durchdringen können /Dor79/.

2.1.2 Herstellung des AR-Glasrovings

Der AR-Glasroving wird, wie in Abbildung 2.1-2 dargestellt, im Düsen-Ziehverfahren hergestellt. Die Glasschmelze, die aus einem Ofen mit Temperaturen bis zu $1550\text{ }^{\circ}\text{C}$ /Zor03/ austritt, speist über eine Schmelzwanne platinlegierte Spinndüsen, die definierte Durchmesser aufweisen. Die aus diesen Düsenöffnungen austretende Glasschmelze wird durch Hochstreckgeschwindigkeitsziehen zu Filamenten verstreckt. Die Ausziehgeschwindigkeit von 25 bis 150 m/s bestimmt hierbei den Filamentdurchmesser /Zor03/. Unterhalb der Ziehdüsen werden die Filamente abgekühlt und mit einer Schlichte benetzt. Die Zugfestigkeit eines Filaments hängt von der Schmelztemperatur und der Geschwindigkeit ab, mit der es aus der Schmelzwanne gezogen wird.

Entsprechend der weiteren Verwendung der AR-Glasfilamente splittet sich an dieser Stelle der Herstellungsprozess:

- Für den Einsatz in AR-Glasfaserbetonen mit Kurzfasern werden mehrere hundert Filamente (z. B. 200 Filamente) zu einem Spinnfaden zusammengefasst. Die Spinnfäden werden wiederum zu einem sogenannten Schneidroving kombiniert, wobei die Anzahl der Spinnfäden in einem Roving variiert. Beim Zerschneiden eines Schneidrovings zerfällt dieser wieder in die einzelnen Spinnfäden, wodurch eine gute Verteilung der geschnittenen Glasfasern im Beton gewährleistet ist. Für diese Schneidrovings wird im Gegensatz zu den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Direktrovings eine andere Schlichtezusammensetzung verwendet /Zor03/. In der Literatur werden bzgl. dieser Schlichtezusammensetzung häufig zwei unterschiedliche Herstellungsgenerationen unterschieden (CemFil I und CemFil II).
- Bei einem Direktroving werden die Filamente direkt zu einem Roving zusammengefasst. Die Anzahl der Filamente in einem Direktroving ergibt sich in Abhängigkeit vom Durchmesser aus dem gewünschten längenbezogenen Gewicht in g/km (tex, Titer). Mit einer Dichte von $2,68\text{ g/cm}^3$ bestehen 320 tex Rovings aus rund 800 Filamenten mit einem Durchmesser von etwa $14\text{ }\mu\text{m}$; 2400 tex Rovings bestehen aus rund 1560 Filamenten mit einem Durchmesser von etwa $27\text{ }\mu\text{m}$. Da diese Rovings im Weiterverarbeitungsprozess nicht zerschnitten werden und ein hoher Zusammenhalt der einzelnen Filamente gewünscht ist, wird gegenüber den zuvor beschriebenen Schneidrovings ein anderes Schlichtesystem verwendet /Zor03/.

Die während der Herstellung der Direktrovings aufgetragene Schlichte ist ein Polymer, welches nach dem Aufwickeln der Rovings thermisch verfestigt wird. Sie dient primär der besseren Handhabung und dem Schutz der Rovings während der textilen Weiterverarbeitung, indem sie einerseits als Gleitmittel wirkt und andererseits den Zusammenhalt der einzelnen Filamente gewährleistet /VET02/, /AI101/. Weiterhin wird ein

positiver Einfluss der Schlichte auf die mechanischen Eigenschaften sowie die Dauerhaftigkeit der Glasfilamente diskutiert /Maj91/, /Gao03/. Die genaue Zusammensetzung dieser polymeren Schutzschicht wird von den Herstellern nicht bekannt gegeben. Die CemFil Direktrovings der Firma VETROTEX werden unabhängig vom Titer mit einer Schlichte behandelt, wobei kontinuierlich an der Weiterentwicklung der Schlichte gearbeitet wird. Die Firma NEG verwendet für ihre NEG-ARG-Direktrovings unterschiedliche Schichten in Abhängigkeit vom Titer. Dies wurde durch infrarotspektroskopische Untersuchungen an Schlichteextrakten belegt /Höc02/.

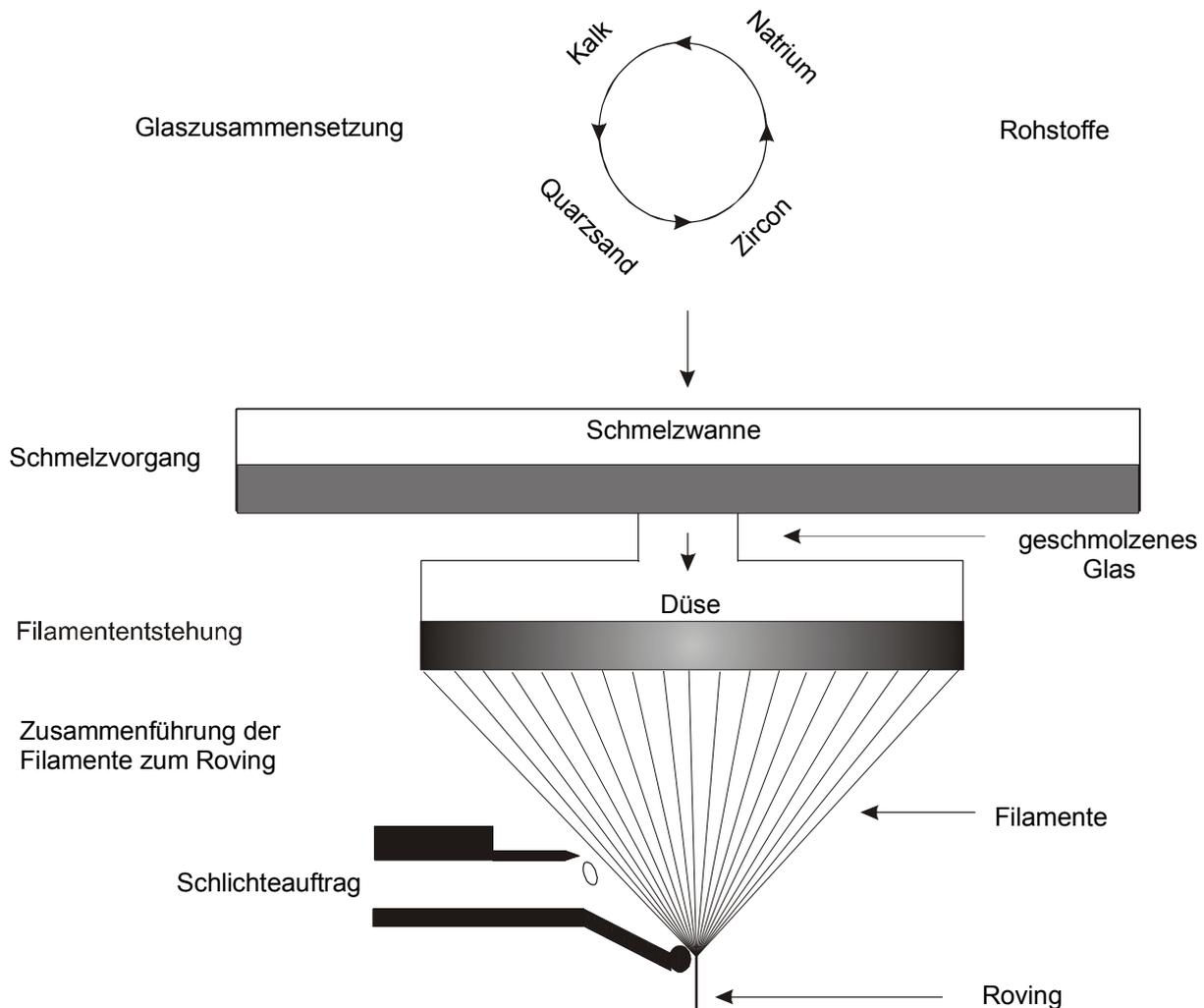


Abbildung 2.1-2: Herstellung des AR-Glasdirektrovings

Figure 2.1-2: Manufacture of AR-glass-direct-rovings

Neben dem Basissystem bestehen die Schichten aus Haftvermittler und filmbildenden Mitteln in einem Anteil von 0-20 Gew.-% /VET02/. Nach Untersuchungen von Höcker et al. /Höc02/ enthalten die Schichten der NEG-ARG-Direktrovings Polyethylenglykol (PEG), eine quellbare sowie wasserlösliche Verbindung. Untersuchungen zur Wasseraufnahme von be- und entschichteten Direktrovings in 100 % relativer Luftfeuchte verdeutlichen die Eigenschaft der Schlichte Wasser einzubinden /Höc02/. Gao /Gao03/ gibt das Basissystem bestehend aus Silanhaftvermittlern, polymeren Filmbildnern und oberflächenaktiven Agenzien an.

Mäder et al. /Mäd03/ bestimmten den Schlichtegehalt von CemFil 640 tex und NEG-ARG 620 tex Direktrovings durch Tempern über 60 min bei 600 °C nach unterschiedlichen Lagerungszeiträumen in einer NaOH-Lösung, siehe Abbildung 2.1-3. Bereits nach einem Tag bei 20 °C in einer NaOH-Lösung mit einem pH-Wert von 10 ist ein signifikanter Schlichteverlust von 42 bzw. 62 % messbar. Ein längeres Verweilen in alkalischem Milieu bedingt keine weitere Abnahme des Schlichtegehaltes, während eine Temperaturerhöhung in Kombination mit einem höheren pH-Wert beim CemFil-Direktroving zu einer

weiteren Reduzierung des Schlichtegehaltes auf 0,43 M.-% führt. Darüber hinaus zeigt Abbildung 2.1-3, dass die CemFil-Direktrovings einen nahezu doppelt so hohen Schlichtegehalt aufweisen als die NEG-ARG-Direktrovings.

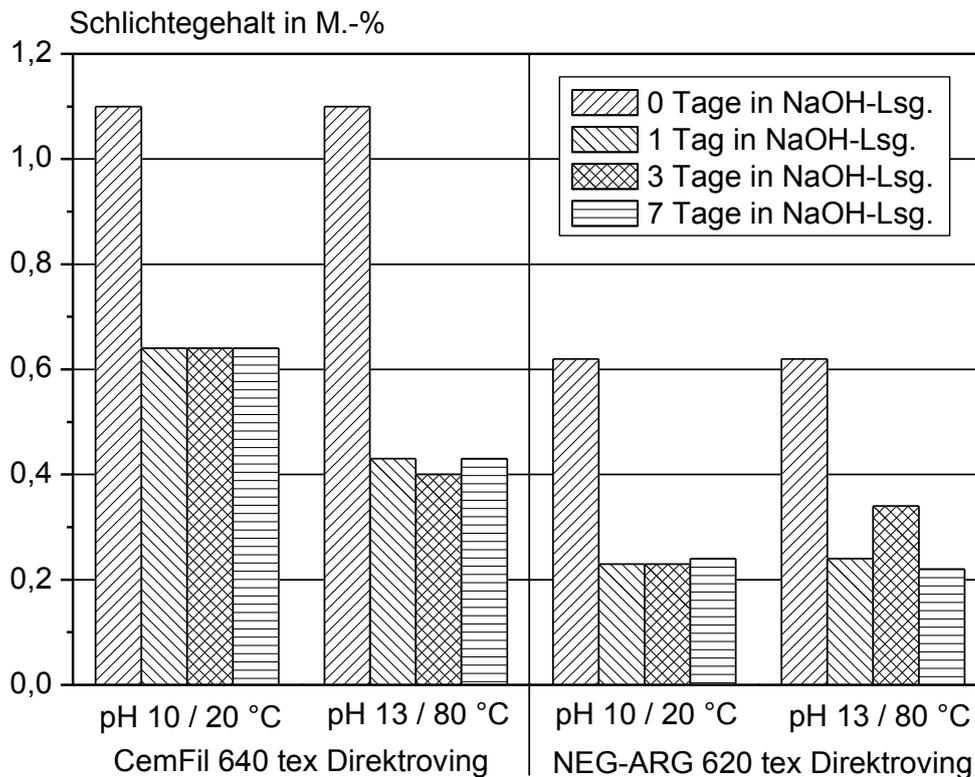


Abbildung 2.1-3: Veränderung des Schlichtegehaltes von CemFil- und NEG-ARG-Direktrovings in Abhängigkeit von der Behandlung nach /Mäd03/

Figure 2.1-3: Changes of the content of sizing of CemFil- and NEG-ARG-direct-rovings as a function of the treatment after /Mäd03/

Der Schlichtegehalt schwankt zwischen 0,2 und 2,5 Gew.-% bezogen auf die Filamente /Tho99/, /VET01/. Priller /Pril98/ schätzt die Schichtdicke der Schlichte auf CemFil-Filamenten über den Gewichtsverlust beim Tempern (120 min bei 500 °C) mit 110-128 nm ab, während Gao et al. /Gao03/ eine typische Schichtdicke von 20 nm angeben.

Thomason und Dwight /Tho99/ haben ebenso wie Gao et al. /Gao03a/ die unregelmäßige Verteilung der Schlichte über die Filamente gezeigt. Von einem durchgängigen Schutz des Glases durch die Schlichte kann hinsichtlich eines chemischen Angriffs nicht ausgegangen werden.

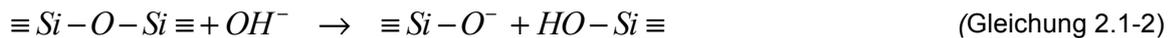
2.1.3 Korrosion der AR-Glasrovings

Im allgemeinen versteht man unter chemischer Beständigkeit von Glas seine Resistenz gegenüber Wasser und wässrigen Lösungen. Um diese verbessern zu können, müssen die Mechanismen der Glaskorrosion in Abhängigkeit von verschiedenen Parametern wie Glaszusammensetzung, Temperatur, Zeit, pH-Wert etc. bekannt sein. Die Glaskorrosion wird in zahlreichen, sich ergänzenden und teilweise widersprechenden Hypothesen und Modellvorstellungen behandelt /Dor79/, Hol64/, /New85/. Im Rahmen dieser Arbeit sollen lediglich die grundlegenden Korrosionsmechanismen von Glas kurz zusammengefasst werden, um darauf aufbauend die bisherigen Kenntnisse zur Dauerhaftigkeit von AR-Glas darzustellen.

Zwei grundlegende Korrosionsmechanismen lassen sich unterscheiden /Pril98, Sch88/:

- Auflösung in alkalischen Lösungen (pH > 9):

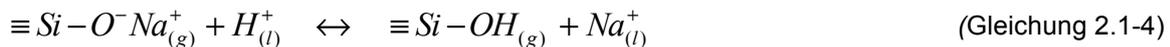
Das SiO₂-Netzwerk des Glases wird durch ein Hydroxidion (OH⁻) angegriffen. Durch Folgereaktionen mit H₂O entsteht erneut ein Hydroxidion, womit sich die erste Reaktion wiederholen kann (siehe Gleichung 2.1-2 und 2.1-3).



Dieser Vorgang nimmt mit steigendem pH-Wert zu. Die Zugfestigkeit der Glasfasern wird aufgrund der Auflösung von Si-O-Si-Bindungen reduziert.

- Auslaugung in neutralen und sauren Lösungen:

Bewegliche Alkaliionen des Glases (g) werden gegen Protonen (H⁺) und Hydronium-Ionen (H₃O⁺) der Lösung (l) ausgetauscht (Gleichung 2.1-4).



Diese Auslaugung führt zur Bildung einer Oberflächenschicht mit niedrigem Alkaligehalt, die im fortgeschrittenen Stadium auch als Gelschicht bezeichnet wird. Man nimmt einen diffusionsgesteuerten Vorgang an.

In realen Systemen kommt es zur Überlagerung der beiden genannten Mechanismen. Bei niedrigen Temperaturen und niedrigerem pH-Wert überwiegt die Auslaugung. Mit der Zeit sinkt die Geschwindigkeit, mit der die Dicke der ausgelaugten Schicht zunimmt. Dann wird die Auflösung des Netzwerkes geschwindigkeitsbestimmend, denn durch den Ionenaustausch steigt der pH-Wert der Lösung an, so dass die Hydrolyse des Netzwerkes entsprechend der Reaktion (2.1-2) beschleunigt wird /Pri98/.

Diese Vorgänge können auch durch an der Glasoberfläche absorbierten Wasserdampf aus der Luft hervorgerufen werden. Die dann an der Oberfläche befindlichen H₂O-Moleküle haben prinzipiell die in Gleichung 2.1-4 beschriebenen Reaktionsmöglichkeiten. Ist die auf dem Glas befindliche Wasserhaut nur wenige Moleküllagen dick, sind die Reaktionen vernachlässigbar klein. Liegt die Luftfeuchtigkeit nahe dem Taupunkt oder kleine Wassermengen kondensieren auf dem Glas, treten die Reaktionen deutlicher hervor. Durch ein anschließendes Verdampfen des Wassers auf der Glasoberfläche erhöht sich die Alkalität, womit eine Auflösung der Glasoberfläche möglich wird /Sch88/.

Wie bereits erläutert, ist Zirkoniumdioxid im pH-Wertbereich 1 bis 14 nahezu unlöslich, womit es theoretisch nicht bzw. nur in sehr geringen Maßen aus der Glasstruktur ausgelaugt werden kann. Die Auflösungsrate der AR-Glasfasern ist somit im Vergleich zu anderen Fasern (z. B. E-Glasfasern, Glaswolle) wesentlich geringer. Zwischen Glaswolle und AR-Glas liegt etwa ein Faktor 50 in der Auflösungsrate bei Lagerung in Ca(OH)₂- und KOH-Lösungen /Pri98/.

Larner et al. /Lar76/ führten zahlreiche Untersuchungen zum Verhalten von ZrO₂-haltigen Fasern in Zementlösungen und nachgestellten Porenlösungen durch. Sie beobachteten ebenso wie andere Autoren /Sim83/, /Pri98/ einen schnellen Anstieg an gelösten Ionen in den ersten Stunden. Hinsichtlich des zeitlichen Verlaufs der Natrium und Silizium Konzentrationsänderung im Eluat fanden Larner et al. /Lar76/ eine logarithmische Zeitabhängigkeit während Simhan /Sim83/ eine \sqrt{t} -Abhängigkeit feststellte. Priller /Pri98/ ermittelte, dass sowohl Natrium als auch Silikat in etwa gleichen Mengen in Lösung gehen, was für das parallele Auftreten beider Mechanismen - Auslaugung und Auflösung - spricht. Die Abtragsrate von Silikat aus CemFil-Fasern in einer KOH-Lösung bei 40 °C sinkt von über 10 nm/d in den ersten 10 h nach wenigen Tagen auf Werte von ca. 1 nm/d. Mit zunehmender Temperatur (60-80 °C) erhöhen sich die Abtragsraten wesentlich /Pri98/. Es ist jedoch zu beachten, dass AR-Glasfasern im Vergleich zu anderen Glasfasern deutlich geringere absolute Auflösungsraten aufweisen, die mit der Zeit noch stärker abnehmen/Pri98/.

Das Auftreten beider Mechanismen Auslaugung und Auflösung in alkalischen Medien wurde von Priller /Pri89/ ausführlicher untersucht. Die hohe anfängliche Löslichkeitsrate von Natrium führt Priller auf den hohen Natriumgehalt an der Glasoberfläche zurück (siehe Abschnitt 2.1.1). Priller /Pri89/ wies zudem mittels Kernreaktionsanalyse (NRA) Wasserstoff in AR-Glas-Proben nach, die zuvor bei hohen pH-Werten gelagert wurden. Daraus schließt er auf einen parallel zur Auflösung ablaufenden Ionenaustausch. Er zeigte, dass für ein ausdiffundiertes Natrium ein H⁺-Proton eingebaut wird, wobei mengenmäßig in etwa die Hälfte von einem Wassermolekül begleitet wird. Somit dringen Wassermoleküle ins Glas ein, wo sie mit den Netzwerkbildnern reagieren können.

Das Zirkoniumdioxid beeinflusst die Korrosion erst zu einem relativ späten Zeitpunkt, da es im Ausgangszustand nicht in der Glasoberfläche vorliegt. Mit fortschreitender Auslaugung von Natrium und

Netzwerkauflösung bildet sich eine zirkoniumreiche Schicht an der Glasoberfläche. Sie ist arm an Natrium, jedoch mit Kalium angereichert /Pri98/, /Yil92/, /Lar76/.

Mittels Rasterkraftmikroskop (AFM) zeigte Priller /Pri98/ an CemFil-Fasern ohne Schlichte, dass es in den ersten Stunden in einer Zementlösung bei 60 °C zur lokalen Bildung von Reaktionsprodukten an der Glasoberfläche kommt. Diese Reaktionsprodukte wachsen mit fortschreitender Korrosion zusammen und bilden eine gleichmäßige Schicht, die weich und gelartig ist. Sie enthält neben der Ionenspezies der jeweiligen Korrosionslösung vor allem SiO₂, weshalb sie auch als eine Ablagerung beschrieben wird, die durch Rekondensation der Silanolgruppen entstanden ist.

Die angesprochene Verlangsamung der Korrosionsprozesse tritt im Wesentlichen durch die Bildung der beiden folgenden Schichten ein /Pri98/:

- Rekondensation der Silanolgruppen und Redeposition aus der Lösung mit daran anschließender
- zirkoniumreichen Schutzschicht.

2.1.4 Festigkeit des Glases

Die theoretische Festigkeit eines Glases wird durch die Stärke der Bindungen zwischen den einzelnen Komponenten bestimmt. Je nach Berechnungsgrößen liegt die Spannung, die aufzuwenden ist, um die in einem bestimmten Raumteil enthaltene Anzahl an Si-O-Bindungen zu zerreißen, zwischen 13 000 bis 16 000 N/mm² /Scho88/. Die Festigkeit eines Glases unter realen Bedingungen ist jedoch aufgrund der herstellungs- und verarbeitungsbedingten Fehlstellen um das 10-100-fache geringer. Diese Defekte, auch Griffith Fehlstellen genannt, erscheinen üblicherweise in Form von kleinen oberflächlichen Rissen /Fre80/, /All01/, /Maj91/.

Die reale Glasfestigkeit wird mittels bruchmechanischer Ansätze bestimmt. Dabei gibt es zwei mögliche Ansätze:

- Griffithsches Bruchkriterium /Gri20/: Dieser Ansatz beruht auf Energiebetrachtungen, bei denen die freigesetzte Energie beim Einsetzen eines Risses gleich der für den Bruchprozess benötigten Energie sein muss.

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2 E \gamma}{\pi a}} \quad (\text{Gleichung 2.1-5})$$

Hierin sind:

| | | |
|------------|----------------------|--------------------|
| σ_f | [N/mm ²] | Bruchfestigkeit |
| E | [N/mm ²] | E-Modul |
| γ | [N/m] | Oberflächenenergie |
| a | [mm] | Risstiefe |

Griffiths Ansatz, Festigkeit und Bruchverhalten mit dem Gleichgewicht zwischen Verformungs- und Oberflächenenergie zu beschreiben, weist auf die Bedeutung der Oberflächenchemie für das Verhalten von Glas hin. Chemische Verbindungen wie etwa Wasser, die die Oberflächenenergie eines Festkörpers senken, schwächen demnach das Material /Mic88/.

- K-Konzept: Irwin /Irw56/ charakterisierte erstmals den Rissspitzenzustand mit Hilfe von Spannungsintensitätsfaktoren, woraus das sogenannte K-Konzept entstand.

$$K_I = \sigma Y \sqrt{a} \quad (\text{Gleichung 2.1-6})$$

Hierin sind:

| | | |
|----------|------------------------|---|
| K_I | [N/mm ^{3/2}] | Spannungsintensitätsfaktor für den Bruchmodus I (symmetrische Rissöffnung zur x,z-Ebene, Kraft wirkt in y-Richtung) |
| σ | [N/mm ²] | Spannung im Glas |
| Y | [-] | Geometriefaktor |
| a | [mm] | Risstiefe |

Bei Oberflächenrissen mit einer geringeren Tiefe a als Breite b kann der Geometriefaktor $Y = 1,12 \cdot \pi^{1/2}$ gesetzt werden /Fre80/. Daraus ergibt sich die Gleichung

$$K_I = 1,12 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{Gleichung 2.1-7})$$

Der Spannungsintensitätsfaktor wird, ähnlich wie die Spannung selbst, als eine Zustandsgröße angesehen, die ein Maß für die „Belastung“ im Rissspitzenbereich ist.

Es kommt zum Einsetzen des Bruches, wenn der Spannungsintensitätsfaktor K_I eine materialspezifische kritische Größe K_{IC} erreicht. Diese sogenannte Bruchzähigkeit K_{IC} schwankt für Floatglas zwischen 0,76 und 0,82 MN m^{-3/2}/Fin00/.

Diese beiden Ansätze sind zum Zeitpunkt des Bruches vollständig äquivalent, wie nachfolgend gezeigt wird:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot \gamma}{\pi \cdot a}} = \frac{k_{IC}}{\sqrt{\pi \cdot a}} \quad (\text{Gleichung 2.1-8})$$

$$\sqrt{2 \cdot E \cdot \gamma} = k_{IC} \quad (\text{Gleichung 2.1-9})$$

$$\frac{k_{IC}^2}{E} = 2 \cdot \gamma = G_c \quad (\text{Gleichung 2.1-10})$$

mit G_c als Risswiderstandskraft.

In der praktischen Anwendung wird meistens das K-Konzept verwendet, da für viele geometrischen Konfigurationen und Lastfälle die K-Faktoren in Handbüchern verfügbar sind /Gro01/.

Die Bruchzähigkeit ist jedoch nicht als Parameter zur Bestimmung der Belastbarkeit bei Dauerlasten geeignet. Im praktischen Einsatz führen chemische Prozesse an der Rissspitze auch unterhalb von K_{IC} zum subkritischen Risswachstum.

Subkritisches Risswachstum

Untersuchungen zum Risswachstum im Glas wurden insbesondere von Michalske, Freiman, Wiederhorn und Tomozawa /Mic88/, /Fre80/, /Wie67/, /Tom96/ durchgeführt. Michalske /Mic88/ verdeutlichte die chemische Reaktion zwischen Wassermolekülen und der Silicium-Sauerstoff-Bindung im Riss: Wassermoleküle diffundieren in die Rissöffnung, von denen eines an der Rissspitze adsorbiert wird. Dissoziative Chemisorption führt zu einem Aufbrechen der Sauerstoff-Siliciumbindung und an der frischen Oberfläche werden zwei Silanolgruppen gebildet, während der Sprung im Glas um einen Schritt zum nächsten Atom vorrückt. Die Energie zum Aufbrechen der Sauerstoff-Siliciumbindung wird durch den Vorgang der dissoziativen Chemisorption etwa um den Faktor 20 reduziert. Um die Bindungen im Wasser zu spalten, sind lediglich 300 Joule pro Gramm Kieselsäure erforderlich, im Vakuum dagegen werden hierfür 5000 Joule pro Gramm benötigt. Somit kommt es zu einem Risswachstum, obwohl K_{IC} noch nicht erreicht ist.

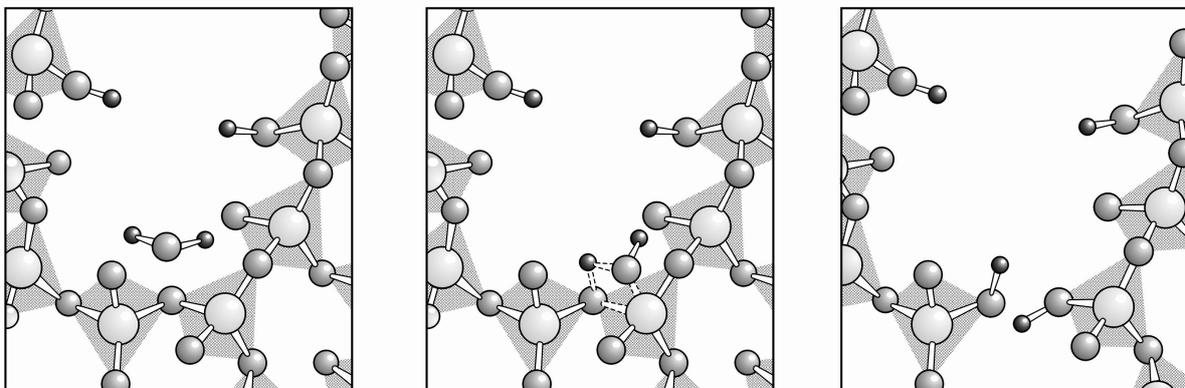


Abbildung 2.1-4: Risswachstum durch Trennung der Silicium-Sauerstoffbindung mit einem Wassermolekül /Mic88/

Figure 2.1-4: Growing of a crack caused by breakup of a Siclium-oxygen-bond by a water molecule /Mic88/

Wiederhorn /Wie67/ hat zahlreiche Versuche zum Einfluss der aufgetragenen Last und relativen Luftfeuchte auf die Risswachstumsgeschwindigkeit an Objektträgerplättchen aus Soda-Kalk-Glas durchgeführt, indem er die Probekörper geschlitzt und senkrecht dazu Zugkräfte aufgebracht hat (Double-Cantilever-Cleavage-Tests). Vor Versuchsbeginn wurden die Proben in Stickstoffatmosphäre bei 300 °C geglüht, um eventuell absorbiertes Wasser an den Proben zu entfernen. Die Proben verblieben während des Versuches in dieser Stickstoffatmosphäre, wobei die relative Luftfeuchte zwischen 0,0017-100 % variiert wurde. Die aufgetragene Last wurde stufenweise reduziert. Mit jeder Reduzierung erfolgte die Bestimmung der Risswachstumsgeschwindigkeit mittels eines optischen Mikroskops. Abbildung 2.1-5 zeigt die Versuchsergebnisse, wobei zur besseren Übersicht nicht alle Einzelwerte aufgetragen sind. Die in Abhängigkeit von der Luftfeuchte ermittelten Kurven lassen sich in drei Bereiche einteilen: Im Bereich I ist die Risswachstumsgeschwindigkeit abhängig von der aufgetragenen Last und der relativen Feuchte, es findet die in Abbildung 2.1-4 beschriebene Korrosion statt. Das Risswachstum wird in diesem Bereich durch die chemischen Reaktionen bestimmt. Wird das Risswachstum durch die Diffusionsrate des Wassers zur Risspitze bestimmt, so ist diese unabhängig von der aufgetragenen Last. Dieser Zustand stellt sich im Bereich II ein, wo die Risswachstumsgeschwindigkeit unabhängig von der aufgetragenen Last, aber abhängig von der Feuchtigkeit ist. Im Bereich III ist das Risswachstum unabhängig von der relativen Luftfeuchte. Eine eindeutige Theorie zur Erklärung der Mechanismen in diesem Bereich liegt zur Zeit noch nicht vor /Fre80/, /Wie67/.

Wiederhorn fand in weiteren Arbeiten ebenfalls heraus, dass die Risswachstumsgeschwindigkeit abhängig von Material, Temperatur und pH-Wert ist /Wie70/, /Wie73/. Reines Silikat-Glas wies in den Double-Cantilever-Cleavage-Tests im Wasser bei 25 °C den höchsten Korrosionswiderstand auf, während Gläser mit Natrium als Zusatzstoff eine deutlich geringere Beständigkeit zeigten /Wie70/, was mit der schwächeren Na-O-Bindung (siehe 2.1.1) zu erklären ist. Mit zunehmender Temperatur steigt die Risswachstumsgeschwindigkeit bei gleicher Belastung.

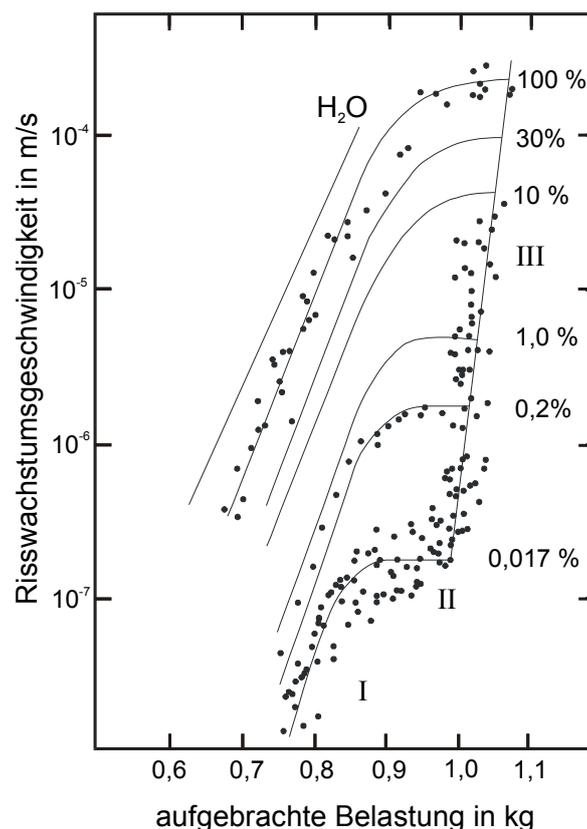


Abbildung 2.1-5: Risswachstumsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der aufgetragenen Last, bei variierender Luftfeuchte nach /Wie67/

Figure 2.1-5: Dependence of crack velocity on applied force by changing of relative humidity after /Wie67/

Mehrere Untersuchungen an verschiedenen Gläsern belegen, dass die Risswachstumsgeschwindigkeit unterhalb eines bestimmten Wertes K_{I0} gegen null strebt /Wie70/, /Geh90/, /Geh88/, /Sim81/. Dieser Wert beträgt nach Gehrke, Ullner und Hähner /Geh90/ bei Kalk-Natron-Silikatglas im Wasser bei 23 °C etwa $K_{I0} \cong 0,26 \text{ MNm}^{-3/2}$. Für einen Riss im Floatglas mit einer Tiefe von 0,1 mm folgt damit nach Gleichung 2.1-7, dass eine Zugspannung von etwa 13 N/mm² auf Dauer ertragbar wäre. Diese Ermüdungsgrenze K_{I0} ist jedoch kein Materialkennwert, sondern abhängig von der ständigen Wechselwirkung zwischen Glas und dem umgebenden Medium.

Sglavo und Green /Sgl99/ führten an Glasplatten (Höhe 60 mm, Breite 5 mm, Tiefe 2 mm) Eindruckversuche nach dem Vickers-Verfahren in wässrigen Lösungen durch. Beim Vickers-Verfahren wird eine stumpfe gleichseitige Diamant-Pyramide mit einer definierten Kraft über einen definierten Zeitraum in das Glas gedrückt. Zur Bestimmung der Eindringtiefe des Diamanten in das Glas wurden die Proben nach dem Versuch gebrochen und unter dem Mikroskop vermessen. Die Autoren verwendeten eine Eindruckkraft von 9,8 bzw. 39,2 N über einen Zeitraum von 5 s bis 28 h. Die Messwerte wurden aus 10-30 Einzelversuchen ermittelt. Als Referenzwert wurde die Eindringtiefe des Diamanten ins Glas bei einer Lagerung in Silikon-Öl bestimmt, da in diesem Medium kein subkritisches Risswachstum stattfindet.

Abbildung 2.1-6 zeigt einige Ergebnisse von Sglavo und Green /Sgl99/. Es ist zu erkennen, dass sich die Eindringtiefe in deionisiertem Wasser gegenüber dem Referenzwert erhöht, aber zeitlich unabhängig ist, während in NaOH-Lösung (0,8N) die Eindringtiefe mit der Zeit annähernd linear zunimmt. Die Eindringtiefe steigt mit zunehmender Last und die zeitliche Entwicklung der Eindringtiefe ist bei diesen geringen Belastungen gleich. Aus diesen Untersuchungen kann geschlossen werden, dass in alkalischen Lösungen bereits minimale konstante Belastungen zu einem kontinuierlichen Risswachstum führen und somit in diesem Fall keine Ermüdungsgrenze existiert. Für deionisiertes Wasser wurde hingegen die Existenz einer Ermüdungsgrenze bestätigt.

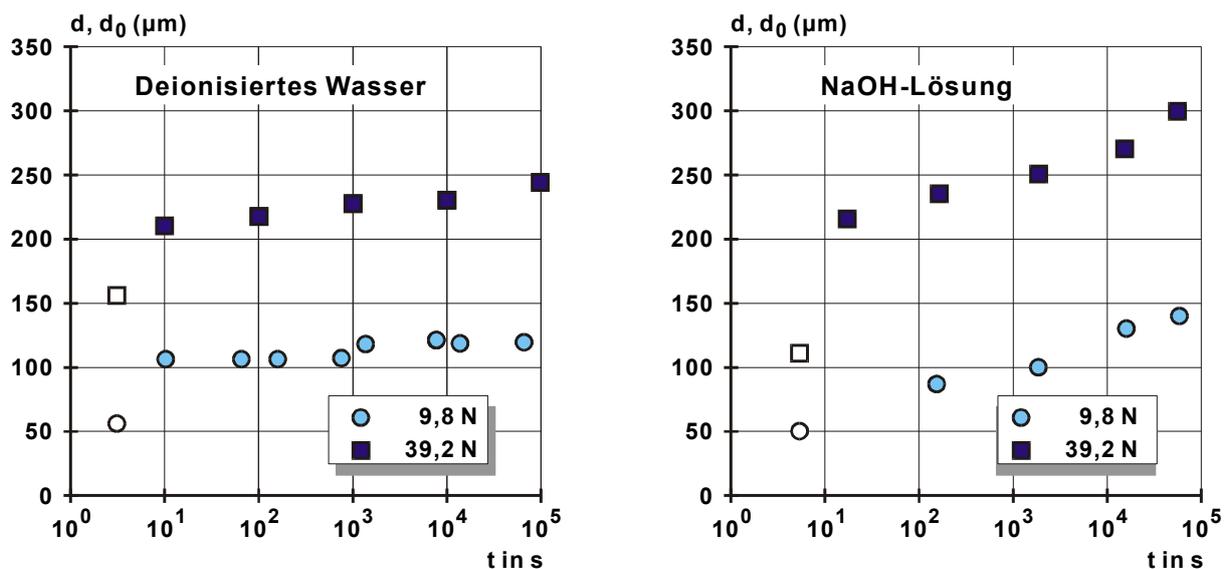


Abbildung 2.1-6: Eindringtiefe eines Diamanten in Silikatglas in Abhängigkeit von Zeit, Eindruckkraft und umgebendem Medium nach /Sgl99/

Figure 2.1-6: Penetration depth of a diamant in silicate-glass as function of time, load and ambience after /Sgl99/

Aufgrund des geringen Durchmessers von AR-Glasfilamenten (zwischen 12 und 30 μm) sind bzgl. des Risswachstums in Glasplatten vergleichbare Untersuchungen nicht möglich. Allerdings wurden optische Glasfasern hinsichtlich ihres Risswachstums bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen untersucht /Sem00/, /Hab03/, /Mat94/. Insbesondere anhand von statistischen Methoden (siehe Anhang: Weibull-Funktion) konnte die Existenz von Fehlstellen in der Faseroberfläche und das schnellere Wachstum dieser Fehlstellen bei zunehmender Belastung, Feuchtigkeit und Temperatur gezeigt werden. Abbildung 2.1-7 zeigt Silikat-Glasfasern unter konstanter Belastung in deionisiertem Wasser und bei 85 % relativer Luftfeuchte. In deionisiertem Wasser tritt ein Versagen unter konstanter Belastung frühzeitiger ein. Die Ermüdungsgrenze ist hingegen nahezu unabhängig von der Feuchte. Die Versuchsauswertung von /Sem00/ ergab zudem,

dass weder die Entstehungsgeschichte der Fehlstellen noch die Fehlstellenart einen Einfluss auf das Risswachstum haben. Matthewson /Mat87/ weist in weiteren Versuchen unter konstanter Belastung auf die Bedeutung der Faserlänge hin, da die Anzahl der Fehlstellen mit zunehmender Faserlänge zunimmt.

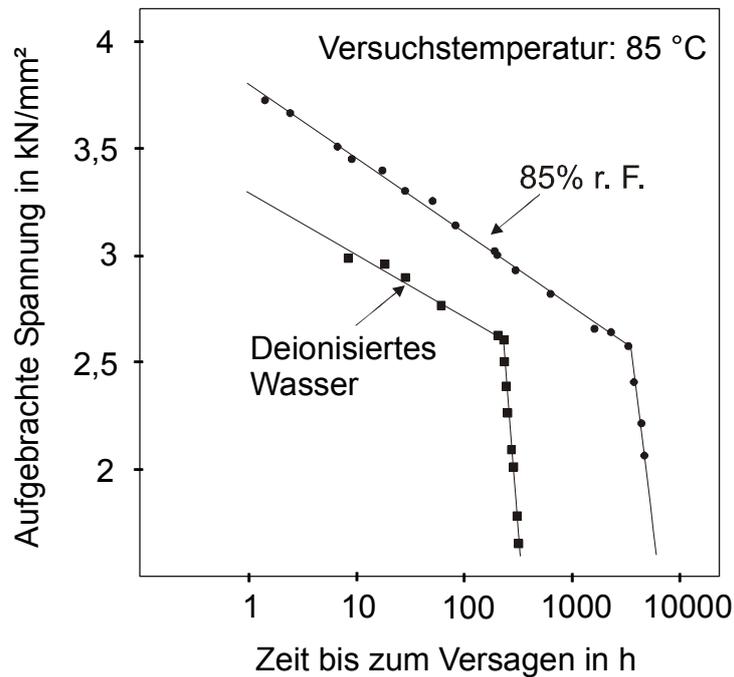


Abbildung 2.1-7: Zeitstandverhalten von Silikat-Glasfasern /Mat94/

Figure 2.1-7: Static fatigue of silicate-glassfibers /Mat94/

Zugfestigkeit von AR-Glasfilamenten

Zur Ermittlung der Zugfestigkeit von AR-Glasfilamenten in Abhängigkeit von den Lagerungsbedingungen wurden Filamentzugversuche von Gao et al. /Gao03/ durchgeführt. Abbildung 2.1-8 zeigt ausgewählte Ergebnisse dieser Untersuchungen. Die alkalische Lösung setzte sich aus etwa 0,21 mol/l Natriumhydroxid, 0,59 mol/l Kaliumhydroxid und 0,62 mol/l Calciumhydroxid, von dem jedoch nur ein geringer Teil in Lösung gehen kann, zusammen (pH-Wert 12,5). Die reine Natriumhydroxid-Lösung bestand aus 1,25 mol/l (pH-Wert 13,3). Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass die NEG-ARG-Filamente generell eine höhere Zugfestigkeit aufweisen als die CemFil-Filamente, jedoch entwickelt sich die Zugfestigkeit nach den unterschiedlichen Lagerungen bei beiden Filamentarten gleich. Bei 23 °C weisen die Filamente nach einer 180-tägigen Lagerung in alkalischer Lösung einen mittleren Festigkeitsverlust von etwa 14 % (NEG) bzw. 9 % (CemFil) auf, der jedoch unter Einbeziehung der Streuungen nicht signifikant ist. Es existieren gravierende Festigkeitsunterschiede zwischen einer Lagerung in NaOH-, KOH- und Ca(OH)₂-Lösung und einer reinen NaOH-Lösung. Die Gründe hierfür sind nicht eindeutig geklärt, weiterhin bleibt diesbezüglich anzumerken, dass der pH-Wert der reinen NaOH-Lösung ebenfalls höher ist.

Gao et al. /Gao03/ zeigen anhand einer statistischen Auswertung, basierend auf dem Weibull-Modell, dass die oberflächlichen Fehlstellen der AR-Glasfilamente einen gravierenden Einfluss auf die Filamentzugfestigkeit haben. Weiterhin stellen sie anhand der mittels AFM gemessenen maximalen Oberflächenrauheit der Filamente einen groben Zusammenhang zwischen den Versuchsergebnissen und der mittels Bruchmechanik (Gleichung 2.1-7) ermittelbaren Festigkeit fest.

Weitere Untersuchungen zur Zugfestigkeit von AR-Glasfilamenten in alkalischen Lösungen sind nicht bekannt. Darüber hinaus liegen Untersuchungen zur zeitlichen Entwicklung der Rovingzugfestigkeit in alkalischen Lösungen vor, die mit zunehmenden pH-Wert und steigender Temperatur eine Abnahme der Zugfestigkeit zeigen /Bro01/, /Höc02a/, /Scho04/, /Höc05/.

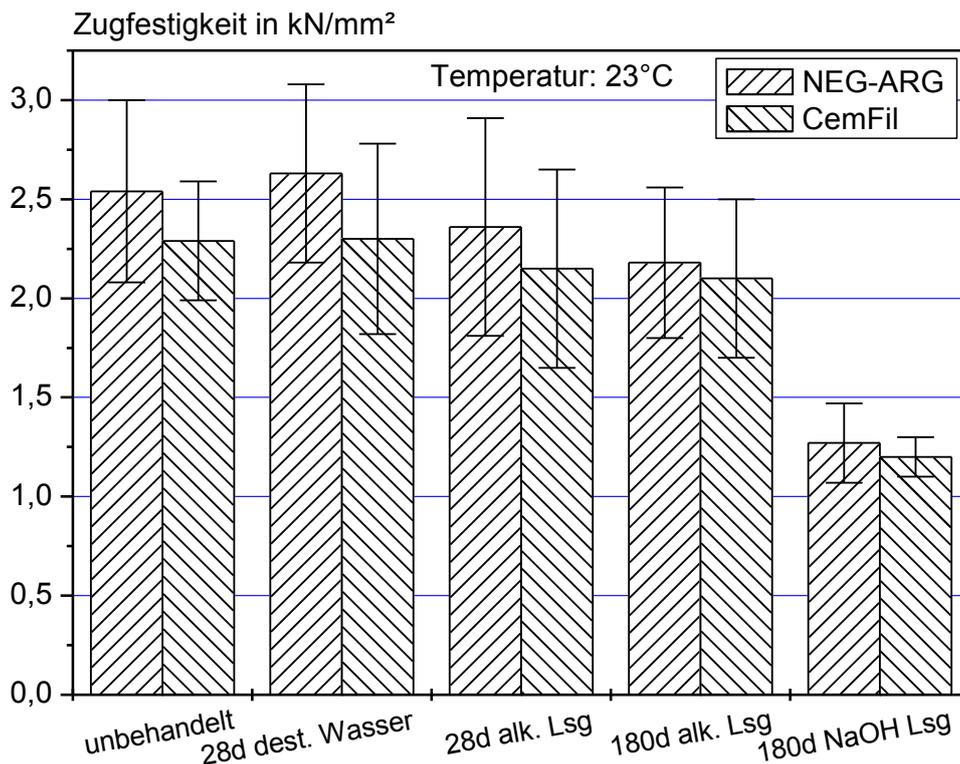


Abbildung 2.1-8: Filamentzugfestigkeit von NEG-ARG- und CemFil-Filamenten (von Direktrovings) nach unterschiedlichen Lagerungen nach /Gao03/

Figure 2.1-8: Filament tensile strength of NEG-ARG and CemFil Filaments (of direct rovings) after storage under different conditions after /Goa03/

2.2 Einfluss des Betons auf die AR-Glasbewehrung

Untersuchungen u. a. von /Krü04/, /Pur98/, /Pur99/ zeigen, dass die Beständigkeit von AR-Glasbewehrungen in Betonen wesentlich durch die Art des zementgebundenen Systems beeinflusst werden kann. Anhand von SIC-Tests (Strand in Cement, siehe Abschnitt 2.3.1) ermittelten Krüger et al. /Krü04/ nach einer beschleunigten Alterung einen deutlich geringeren Festigkeitsverlust der AR-Glasfasern, die im Kontakt mit einem Mörtel aus Sulfo-Aluminat-Zement stehen, gegenüber den Fasern im Verbund zu Portlandzementmörteln. Purnell /Pur98/ vergleicht in seiner Arbeit drei verschiedene Bindemittel: einen Portlandzement, einen Portlandzement mit Metakaolinzusatz und ein Gemisch aus Portlandzement, Calcium-Sulphataluminat, Anhydrit sowie Metakaolin. Seine Zugversuche am Verbundwerkstoff zeigen nach einer beschleunigten Alterung ebenfalls einen geringeren Festigkeitsverlust bei den modifizierten Bindemitteln.

Zur Deutung der im oberen Abschnitt zusammengefassten Ergebnisse werden unterschiedliche Theorien verfolgt: Mit der Wahl entsprechender Bindemittel bzw. Zusatzstoffe kann zum einen die Alkalität der Porenlösung reduziert, zum anderen die Ausbildung der Kontaktzone verändert werden. Denn neben der in Abschnitt 2.1.3 diskutierten Korrosion des AR-Glases wird in der Literatur häufig das Einwachsen von Calciumhydroxid in die Filamentzwischenräume und eine damit einhergehende Verdichtung der Matrix, die wiederum zur Versprödung des Verbundwerkstoffes führt, als Ursache für den Tragfähigkeitsverlust von Glasfaserbetonen gesehen /Ben87/, /Kur93/. Die in die Filamentzwischenräume einwachsenden Hydratationsprodukte verhindern zudem eine Relativverschiebung der Filamente unter Belastung, woraus Querpressungen auf die Bewehrung resultieren können.

Yilmaz /Yil91/ diskutiert in seiner Arbeit anhand von rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen einerseits die Entstehung einer sogenannten „passivierenden Schicht“, zusammengesetzt aus ausgelaugten Ionen des AR-Glases und Hydratationsprodukten des Zementes, andererseits spricht er von einem „Kerbangriff“ des Calciumhydroxids auf das Glas. Dieser „Kerbangriff“ findet nach Yilmaz' Ansicht /Yil91/ an den Stellen des AR-Glases statt, an denen sich keine passivierende Schicht gebildet hat. Insbesondere an den Fehlstellen der AR-Glasoberfläche kann eine Kristallisation von Calciumhydroxid stattfinden, da hier der

Kontakt zwischen Substrat und Kristall maximiert wird /Sche99/. Dies trifft jedoch nur zu, wenn das $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Kristall kleiner als die Fehlstelle ist. Hierzu gibt es in der Literatur bisher keine Angaben. Unter der Annahme, dass sich ein $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Kristall innerhalb einer Fehlstelle gebildet hat, ist ein Wachsen der Fehlstelle aufgrund des Kristallwachstumsdrucks, wovon u. a. /Pur01a/ ausgeht, von einer Vielzahl an Parametern abhängig /Sche99/, /Näg92/:

- Die Konzentration in der Lösung muss größer sein, als die erhöhte Löslichkeit der Kristalle unter Druck.
- Porenlösung muss zwischen Kristall und Porenwandung eindringen können.
- Um Druckspannungen aufzubauen, muss der Kristall einen hohen Kontaktwinkel zur Porenwand aufweisen ($\theta > 90^\circ$). An Fehlstellenspitzen kristallisierte Kristalle weisen hingegen eine große Kontaktfläche zum Substrat auf.

Zur Ermittlung von eventuell entstehenden Druckspannungen des Kristalls in einer Fehlstelle ist somit die Kenntnis des thermodynamischen Prozesses sowie der viskoelastischen Eigenschaften der Materialien und der Porengeometrie erforderlich /Sche99/. Für AR-Glasbewehrungen im Beton ist dies bisher nicht der Fall.

Untersuchungen von Bentur et al. /Kov95/ an vier verschiedenen Zementen im Vergleich zum Portlandzement zeigen, dass eine Eliminierung des $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Potentials im Zement alleine keinen ausreichenden Schutz der Glasbewehrung in alkalischem Milieu (pH-Werte der alternativen Zemente lagen zwischen 11,0 und 11,4) bietet. In weiterführenden Untersuchungen von Yilmaz /Yil92/ wird die Schädigung des AR-Glases durch $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Kristalle nicht mechanisch, sondern mit einem konzentrierten chemischen Angriff der $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Ionen, die im Bereich der $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Kristalle vermehrt auftreten, begründet.

Purnell et al. /Pur01/ haben Untersuchungen an glasfaserbewehrten Zementen nach einer Schnellkarbonatisierung durchgeführt. Die bei unterschiedlichen Feuchten konditionierten Proben wurden über 24 Stunden im Wasser, gesättigt mit CO_2 , bei 98 bar und 59°C gelagert. Danach wurden die Proben über 56 Tage bei 65°C im Wasser gealtert. Im Anschluss durchgeführte Zugversuche zeigen eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch die Schnellkarbonatisierung nach einer Probenkonditionierung bei $< 50\%$ relativer Luftfeuchte. Diese Proben sind nach der Schnellkarbonatisierung frei von Calciumhydroxid.

Über den Einfluss der Zusatzstoffe Silicastaub und Flugasche auf die langfristige Festigkeit der AR-Glasbewehrung in einer zementgebundenen Matrix gibt es verschiedenste Untersuchungen, die bisher nicht zu eindeutigen, vergleichbaren Aussagen geführt haben /Yil91/, /Coh85/, /Sin85/, /Cry01/. Abbildung 2.2-1 vergleicht pH-Werte eines Portlandzementes und eines Hochofenzementes mit verschiedenen Puzzolangehalten /Schi96/. Silicastaub verbraucht in der Regel bei einer Zugabe von 15-30 M.-% bezogen auf den Bindemittelgehalt das gesamte Calciumhydroxid, dennoch wird der pH-Wert bei Zugabe von 25 M.-% lediglich auf 12,3 bzw. 12,7 gesenkt. Um jedoch eine Korrosion des AR-Glases in alkalischem Milieu des Betons auszuschließen, sind pH-Werte von etwa 9 bis 10 erforderlich. Die Zugabe von Flugasche verringert zwar das Angebot an $\text{Ca}(\text{OH})_2$, allerdings ist auch bei großer Substitution von Zement durch Flugasche kein vollkommener Verbrauch des $\text{Ca}(\text{OH})_2$ festzustellen. Somit ändert sich der pH-Wert der Porenlösung durch Zugabe von Flugasche nur geringfügig, siehe Abbildung 2.2-1.

Biegezugversuche an GFRC (Glass Fibre Reinforced Cement) von Ball und Wackers /Bal01/ zeigen anhand langjähriger Freibewitterung (bis zu 16 Jahren) in den Niederlanden einen positiven Einfluss von Polymerzusätzen zur Matrix. Zu den gleichen Schlussfolgerungen kommen Majumdar und Laws /Maj91/ bei Freibewitterungsversuchen in England. Bei einer kontinuierlichen Lagerung der polymermodifizierten Glasfaserbetone im Wasser zeigt sich allerdings hinsichtlich der langfristigen Biegezugfestigkeit keine Verbesserung gegenüber der reinen Portlandzementmischung /Maj91/.

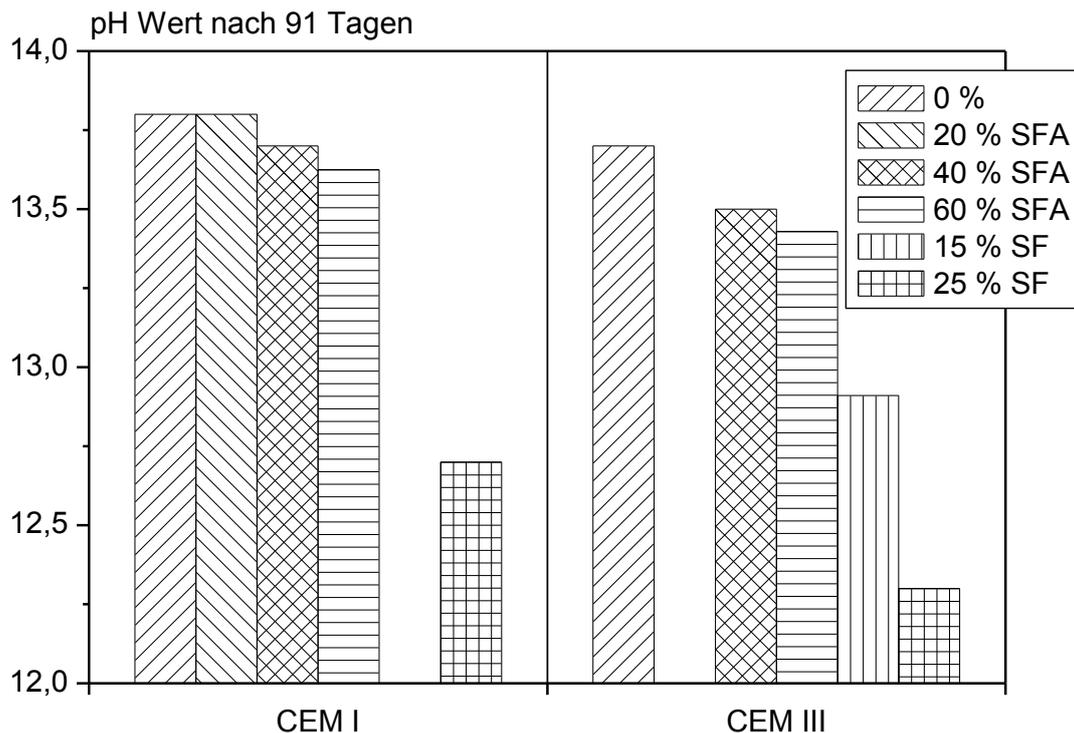


Abbildung 2.2-1: Vergleich der pH-Werte bei verschiedenen Pozzolangehalten (SFA: Steinkohlenflugasche, SF: Silicastaub) nach /Schi96/

Figure 2.2-1: Comparison of the pH-values at different contents of pozzolana (SFA: fly ash, SF: Silica fume) after /Schi96/

2.3 Dauerhaftigkeitsuntersuchungen am Verbundwerkstoff

2.3.1 SIC-Test

Der SIC-Test (Strand in Cement) ist der bekannteste und am häufigsten eingesetzte Versuch zur Ermittlung der Langzeitbeständigkeit von Glasfasern in zementgebundenen Matrices. Die ersten Untersuchungen mit dem SIC-Test wurden von Litherland et al. /Lit81/, /Lit84/ durchgeführt. Die „Glassfibre Reinforced Cement Association – GRCA“ hat den SIC-Test 1984 in einem Merkblatt beschrieben und die Randbedingungen der beschleunigten Alterung (Wassertemperatur, Lagerungsdauer) festgelegt /GRC84/. Für die bauaufsichtliche Zulassung von Glasfaserbetonen ist die Durchführung des SIC-Tests in Anlehnung an /GRC84/ vorgeschrieben.

Beim SIC-Test wird ein Spinnfaden, bestehend aus 100-204 Filamenten bzw. ein Direktroving (siehe Abschnitt 2.1.2) aus AR-Glas zentrisch in eine zementöse Matrix einbetoniert. Dabei besitzt der Probekörper eine Querschnittsfläche von 10 mm · 10 mm und eine Länge von 30 mm. Der Spinnfaden wird außerhalb des Mörtels und bis zu einer Tiefe von 5 mm in den Mörtelblock hinein mittels Harz verstärkt und im Übergangsbereich zur Matrix mit Plastilin umgeben. Es ergibt sich somit eine beanspruchte Faserlänge im Mörtel von 20 mm (siehe Abbildung 2.3-1) /Lit81/, /GRC84/. Der Probekörper wird im Wasser bei erhöhten Temperaturen beschleunigt gealtert. Im Anschluss wird die Zugfestigkeit des Spinnfadens bzw. Rovings ermittelt.

Abbildung 2.3-2 zeigt SIC-Test-Ergebnisse von Litherland et al. /Lit81/. Die Untersuchungen wurden an CemFil-Spinnfäden, eingebettet in Portlandzement, durchgeführt. Jedem Ergebnis liegen 10 Einzelwerte zugrunde. Die Festigkeit ergibt sich anhand der Gleichung 2.3-1.

$$f_{SIC} = \frac{L_i}{W_i} \cdot \rho_f \quad (\text{Gleichung 2.3-1})$$

Hierin sind:
 f_{SIC} [N/mm²] SIC-Zugfestigkeit

| | | |
|----------|----------------------|------------------------------------|
| L_i | [N] | Bruchlast |
| W_i | [g/m] | Gewicht von einem Meter Spinnfaden |
| ρ_f | [g/cm ³] | Dichte der Glasfaser |

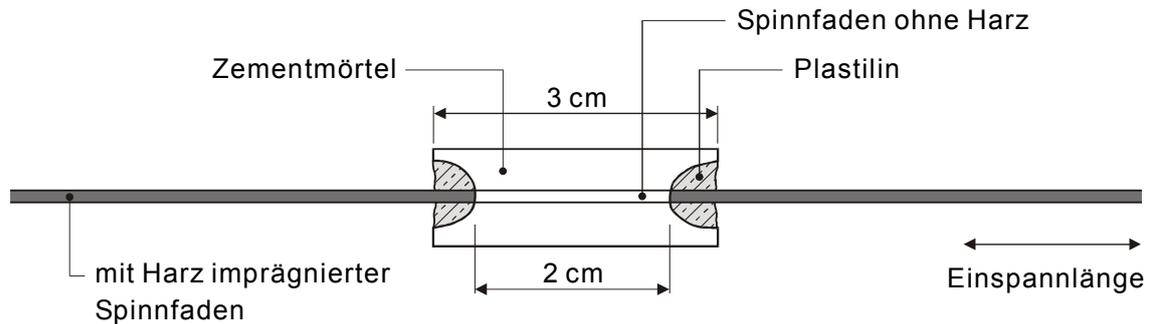


Abbildung 2.3-1: Aufbau der SIC-Probekörper nach /GRC84/

Figure 2.3-1: Design of a SIC-test specimen after /GRC84/

Die in Abbildung 2.3-2 eingezeichneten Linien kleinster Fehlerquadrate zeigen für jede Temperatur die Abnahme der SIC-Festigkeit über der Zeit. Die SIC-Festigkeit nicht gealterter Proben (1 d bei 20 °C und 100 % rel. Luftfeuchte) beträgt 1200-1300 N/mm² /Lit84/. Bei 20 °C im Wasser sinkt die SIC-Festigkeit der Spinnfäden nach 100 Tagen demnach um etwa 10 %. Beträgt die Wassertemperatur 50 °C nimmt die SIC-Festigkeit der Spinnfäden nach 100 Tagen um etwa 70 % ab.

Weitere SIC-Untersuchungen wurden u. a. von /For91/ und /Scho02/ durchgeführt. Diese Autoren bestätigen die Ergebnisse von Litherland et al. /Lit81/: Unter Einwirkung von Wasser nimmt die Festigkeit des Glases, eingebettet in einen Portlandzement, mit zunehmender Lagerungstemperatur und -dauer ab.

Der SIC-Test ermöglicht Aussagen zur zeitlichen Entwicklung der Zugfestigkeit eines in eine zementöse Matrix eingebetteten Spinnfadens/Rovings bei unterschiedlichen klimatischen Beanspruchungen. Somit ist es möglich, verschiedenste Materialkombinationen bei weitgehender Vernachlässigung von Verbundeinflüssen, hinsichtlich der Dauerhaftigkeit der AR-Glasbewehrung zu klassifizieren.

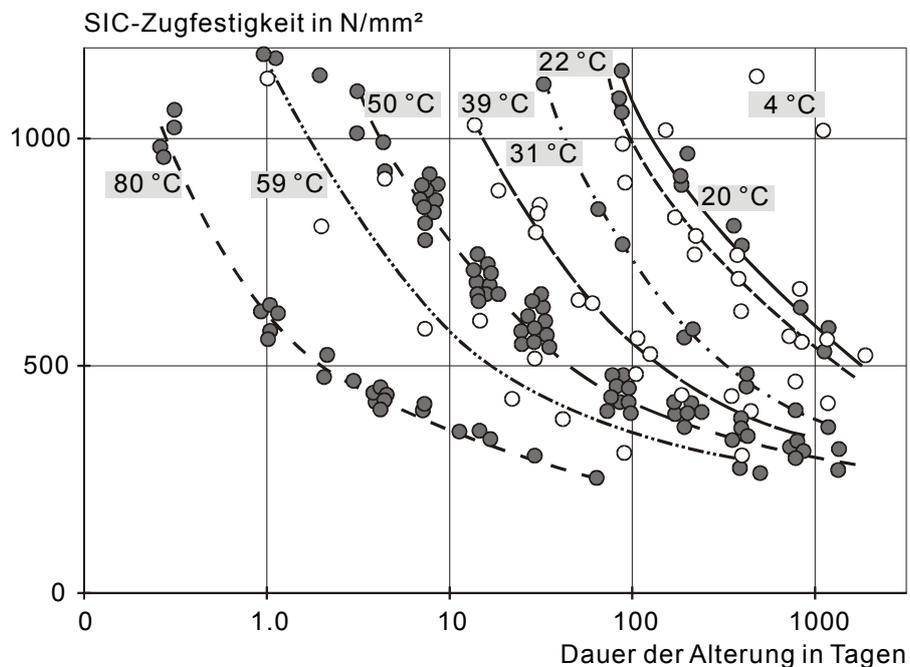


Abbildung 2.3-2: SIC-Festigkeitsrückgang in Wasser bei unterschiedlichen Temperaturen, CemFil-Spinnfäden in Portlandzement nach /Lit81/

Figure 2.3-2: Reduction of the SIC strength in water at different temperatures, CemFil strand in portland cement after /Lit81/

2.3.2 Biegezugversuche

Neben dem SIC-Test sind Biegezugversuche an glasfaserbewehrten zementösen Matrices eine häufig verwendete Prüfmethode. Biegezugversuche werden sowohl zur Beurteilung des Tragverhaltens als auch für Dauerhaftigkeitsuntersuchungen eingesetzt. Hierzu werden üblicherweise aus einer großen Glasfaserbetonplatte mit einer Dicke von 6-10 mm Streifen (etwa 150 mm lang und 50 mm breit) herausgeschnitten und im Vierpunktbiegeversuch geprüft /Maj80/, /Lit81/, /Bij83/, /Sin85/.

Die oben genannten Autoren werten ihre Biegeversuche aus, indem sie die Biegezugfestigkeit als MOR (Modulus of Rupture) über die Lebensdauer der Proben aufzeichnen. Ein weiteres markantes Beurteilungskriterium ist das Entstehen des Erstrisses, als LOP (Limit of Proportionality) bezeichnet. Bentur /Ben85/, /Ben89/ hat zusätzlich noch die Integration der Last-Verformungs-Kurven durchgeführt, die Brucharbeit wird als WOF (Work of Fracture) bezeichnet.

Die Untersuchungen von Majumdar et al. /Maj80/ und Litherland /Lit81/ wurden mit einem Portlandzement und CemFil-Fasern durchgeführt. Zur Bestimmung der Langzeitbeständigkeit des Verbundkörpers lagerten die Biegezugproben über Jahre im Wasser bei unterschiedlichen Temperaturen sowie in der Feibewitterung und im Klima bei 50 % r. F.. In trockener Umgebung (50 % rel. Luftfeuchte) verändert sich die Biegezugfestigkeit nicht, während das LOP reduziert wird. In feuchter Umgebung (Wasser und Freibewitterung) steigt das LOP hingegen an, die Biegezugfestigkeit nimmt deutlich ab /Maj80/. Majumdar zeigte in /Maj80/ weiterhin einen Einfluss des Fasergehaltes (siehe Abbildung 2.3-3).

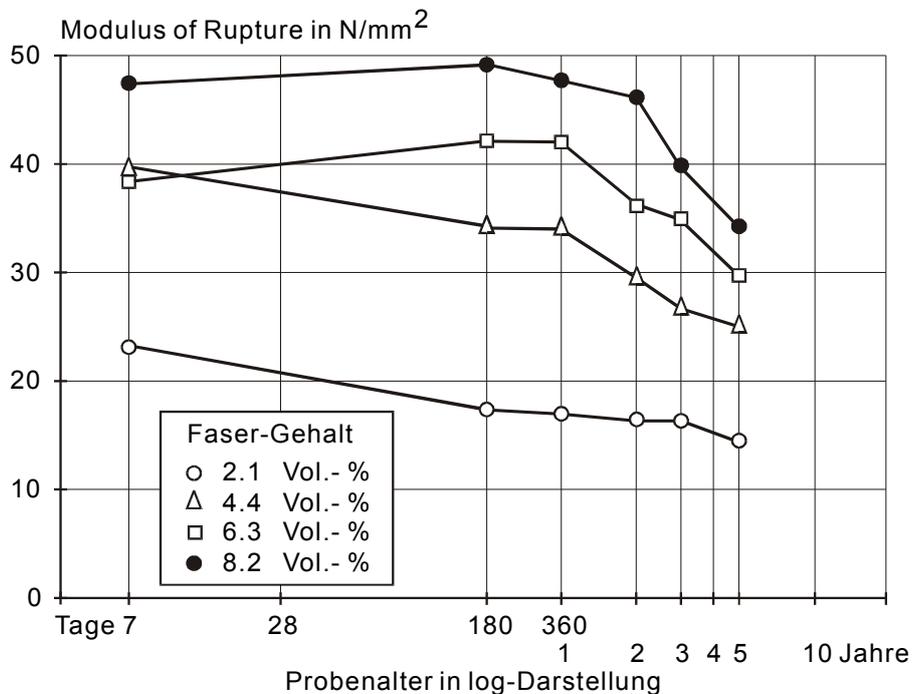


Abbildung 2.3-3: Biegezugfestigkeit von CEM I – AR-Glasfaserbetonen nach unterschiedlichen Freibewitterungszeiten in England nach /Maj80/

Figure 2.3-3: Bending strength of CEM I AR-glass concrete after different times of outdoor weathering in England after /Maj80/

Die Abnahme der Biegezugfestigkeit wird mit zunehmender Temperatur stark beschleunigt /Lit81/. In Abbildung 2.3-4 ist jedoch auch zu erkennen, dass die anfänglich starke Festigkeitsabnahme mit zunehmender Lagerungsdauer reduziert wird, siehe z. B. 50 °C -Kurve. Der MOR der bei 80 °C gelagerten Proben fällt innerhalb der ersten acht Tage auf etwa 12 MN/m² ab und stagniert bei längerer Lagerungsdauer auf diesem Niveau. Da die Autoren keine Angaben zum LOP gemacht haben, bleibt die Frage offen, ob der MOR bei 12 MN/m² auf das Niveau des LOP abgesunken ist und sich somit keine Veränderung des MOR mehr bestimmen lässt.

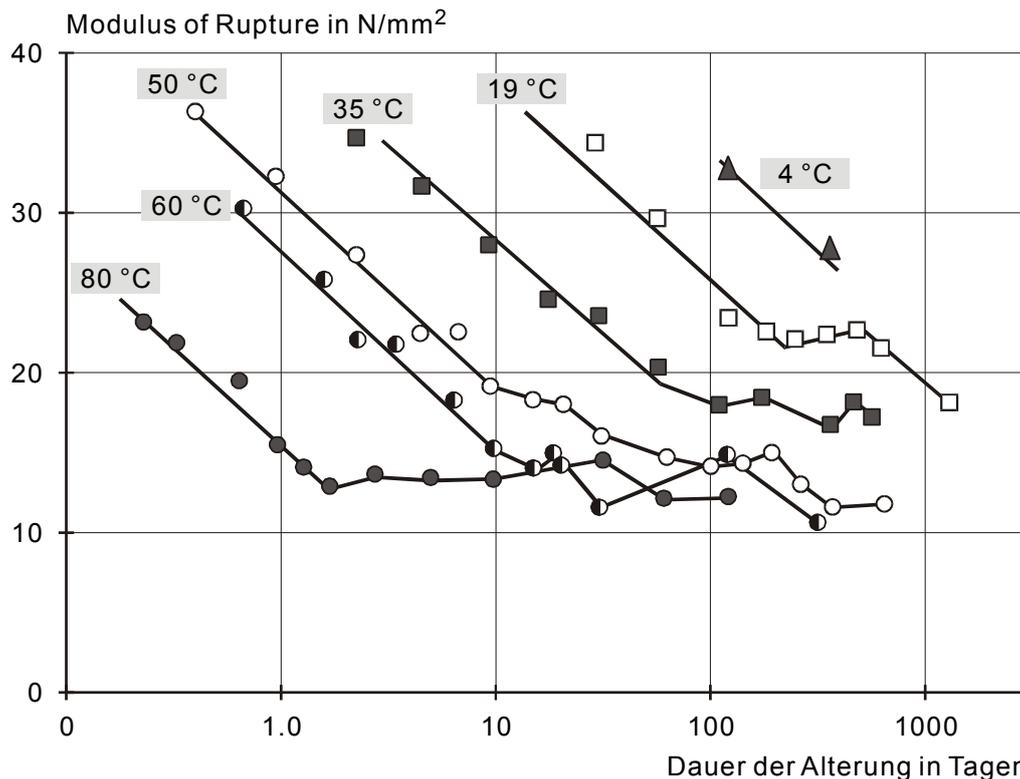


Abbildung 2.3-4: Abnahme der Biegezugfestigkeit über die Lagerungsdauer im Wasser bei unterschiedlichen Temperaturen (Fasergehalt ~3,8 Vol.-%, CEM I) nach /Lit81/

Figure 2.3-4: Decrease of bending strength during storage in water at different temperatures (fiber content ~ 3.8 Vol.-%, CEM I) after /Lit81/

Die von Bentur et al. /Ben85/ durchgeführten Biegezugversuche vergleichen verschiedene, in einen Portlandzement eingebettete AR-Glasfasern nach unterschiedlichen Lagerungszeiten im Wasser bei 20 °C bzw. 50 °C. Nach etwa 6 Monaten im Wasser bei 20 °C bzw. 30 Tagen im Wasser bei 50 °C liegt die Festigkeit des Verbundwerkstoffes mit Fasertyp 1 (MOR) auf dem Niveau des Matrix-Erstrisses (LOP). Eine weitere Abnahme der Faserfestigkeit ist ab diesem Zeitpunkt aufgrund der Überlagerung mit der Matrixfestigkeit nicht mehr messbar.

Schorn /Scho03/ führte im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“ Biegezugversuche an mit AR-Glasdirektrovings (1100 tex) bewehrten Betonen durch. Er untersuchte zwei Betone: eine alkalireiche Mischung mit CEM I (konstanter pH-Wert: 13,6) und eine alkaliarme Mischung mit CEM III und puzzolanischen Zusätzen (pH-Wert nach 90 d: 11,3). Mit einem gewählten Bewehrungsgehalt von 0,34 Vol.-% wurden die Proben bewusst unterbewehrt. Nach Auftreten des Erstrisses nehmen die AR-Glasdirektrovings somit keine weitere Last auf, sondern werden, ähnlich wie beim Pull-Out-Test, im Riss aus der Probe gezogen, siehe Abbildung 2.3-5. Da es sich bei den Direktrovings im Gegensatz zu Kurzfasern, um ein Bündel zusammenhängender Filamente handelt, ist ein weitgehender „Pull-Out“ der inneren, nicht mit dem Beton in Verbund stehenden Filamente möglich (siehe /Ban04/, Abschnitt 6.6). Unter Berücksichtigung dieses Versuchsaufbaus kann eine Veränderung des Verbundes zwischen AR-Glasroving und Matrix nach der Entstehung des Risses diskutiert werden. Die Beurteilung der langfristigen Festigkeitsentwicklung der AR-Glasrovings ist mit diesem Versuch aufgrund des nicht ermittelbaren MOR nicht möglich. Die in Abbildung 2.3-5 gezeigten Biegeversuche an Verbundproben mit CEM I nach Lagerung der Proben bis zu einem Jahr bei 40 °C und 99 % relativer Luftfeuchte zeigen mit zunehmender Zeit einen stärkeren Abfall der Kraft nach der Entstehung des Risses. Darüber hinaus zeigt Schorn /Scho03/, dass die Proben mit CEM III und puzzolanischen Zuschlägen ein vom Probenalter unabhängiges Ausziehverhalten nach der Rissentstehung aufweisen. Auf diesen Versuchen basierend diskutiert Schorn /Scho03/ einen Tragfähigkeitsverlust der Verbundproben mit CEM I infolge der genannten Langzeitbewitterung. Diesen Tragfähigkeitsverlust führt er auf eine Reduzierung der Dehnbarkeit und Biegefähigkeit der Filamente aufgrund einer schalenartigen Umhüllung derselben mit Hydratationsprodukten zurück. Aussagen zur Streubreite der Versuche werden nicht getroffen.

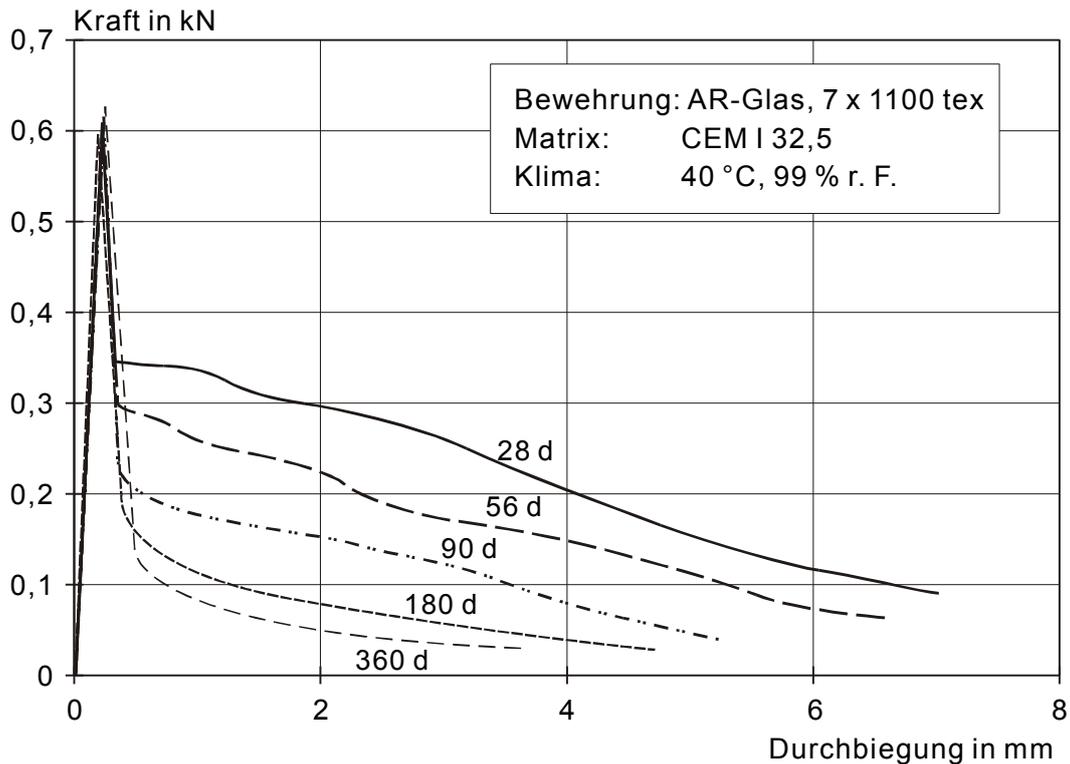


Abbildung 2.3-5: Biegezugversuche an unterbewehrten Verbundproben mit AR-Glasrovings nach /Scho03/

Figure 2.3-5: Bending tests on specimens with AR-glass rovings (low reinforcement degree) after /Scho03/

2.3.3 Zugversuche

Zugversuche sind aufgrund ihrer einachsigen Belastung die einzigen Versuche die direkte Aussagen zur Zugfestigkeit des Verbundwerkstoffes erlauben. Da der technische Aufwand bei der Versuchsdurchführung, insbesondere für eine einaxiale Lasteinleitung, jedoch sehr hoch ist, werden diese Versuche wesentlich seltener als z. B. Biegeversuche eingesetzt.

Majumdar et al. /Maj80/ führten an den unter Abschnitt 2.3.2 beschriebenen Glasfaserbeton-Streifenproben auch Zugversuche durch. Bijen /Bij83/ beschreibt ebenfalls Zugversuche an derartigen Streifenproben. Purnell /Pur98/, /Pur99/ führte Zugversuche an einaxial in Belastungsrichtung verlegten Schneidrovings (ein Roving besteht aus 32 Spinnfäden mit je 200 Filamenten) durch. Er stellte zweilagig bewehrte Platten mit einer Fläche von 500 mm · 500 mm und einer Dicke von 6 mm her. Der Fasergehalt lag bei 1,5 Vol.-%. Nach einer 28-tägigen Lagerung im Klima 20 °C und 95 % r. F. wurden die Platten ausgeschalt und in 205·50 mm² große Stücke zersägt. Die beschleunigte Alterung fand im Wasser bei 20 °C, 38 °C und 65 °C über 7, 14, 28, 56, 182 und 365 Tage statt.

Bei Purnell's Versuchen /Pur98/, /Pur99/ ist ebenso wie bei den Versuchen von Bijen /Bij83/ und Majumdar /Maj80/ eine Abnahme der Tragfähigkeit im Laufe der Zeit zu beobachten. Abbildung 2.3-6 zeigt die Spannungs-Dehnungs-Kurven einiger Zugversuche von Purnell /Pur99/. Die Referenzprobe ohne Alterung weist einen typischen Spannungs-Dehnungsverlauf auf: Erstriss, Entwicklung des Rissbildes, Versagen bei etwa 12 N/mm². Nach 28 Tagen im Wasser bei 65 °C sind die Bruchlast und die Steigung nach Abschluss des Rissbildes (post-cracking modulus) deutlich geringer. Nach einer 56-tägigen Lagerung in 65 °C warmem Wasser bildet sich kein deutliches Rissbild mehr aus und nach weiteren 126 Tagen versagt die Probe auf dem Niveau des Erstrisses.

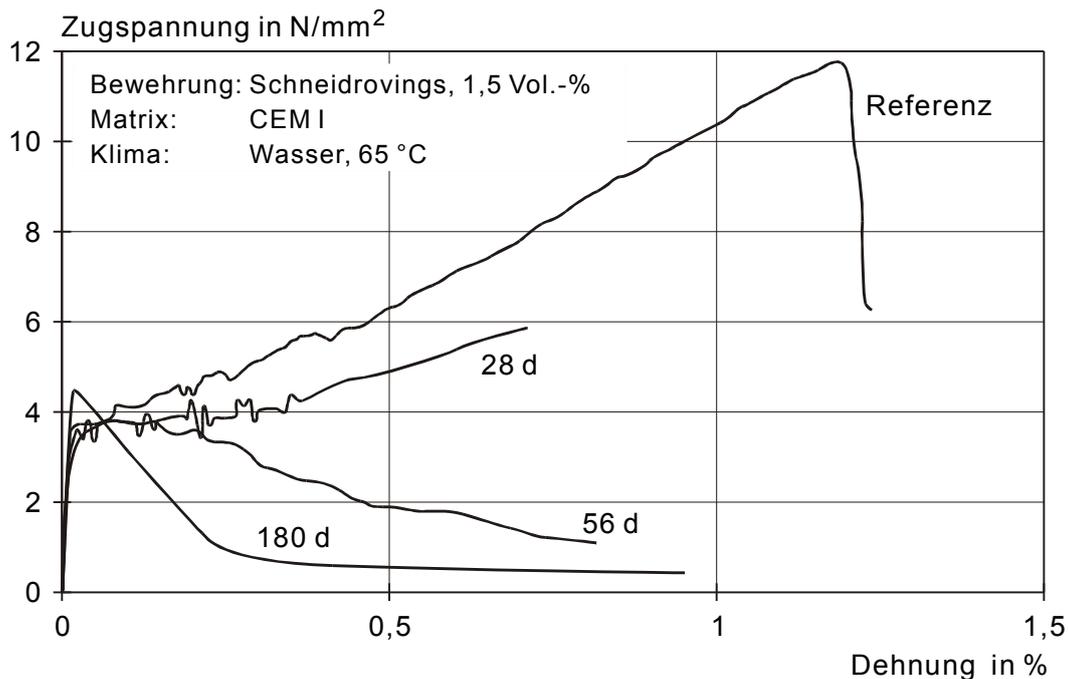


Abbildung 2.3-6: Spannungs-Dehnungs-Kurven von Zugproben mit CemFil-AR-Glas in einer CEM I Matrix nach /Pur99/

Figure 2.3-6: Stress-Strain-curve of tensile specimens with CemFil-AR-glass in a CEM I mixture after /Pur99/

Purnell et al. ermittelten in /Pur00/ mittels der Aveston-Cooper-Kelly-Theorie (ACK) an den Rissbreiten der erläuterten Zugversuche indirekt den Reibverbund zwischen Bewehrung und Matrix. Die dafür notwendige Querschnittsfläche der Schneidrovings bestimmten die Autoren ebenso wie den Rovingumfang mittels Bildanalyse an Dünnschliffen. Die Bildanalyse zeigt, dass sich weder der Rovingumfang noch die Querschnittsfläche durch eine zusätzliche 56-tägige Lagerung im Wasser bei 20 °C gegenüber der Referenz signifikant verändert /Pur00/. Ebenso scheint der Rovingumfang unabhängig von den verwendeten Bindemitteln zu sein. Der Reibverbund steigt in den ersten 28 bis 56 Tagen der Wasserlagerung an, danach bleibt er auf dem erreichten Niveau bzw. fällt minimal ab. Mit steigenden Wassertemperaturen sinkt das Maximum des erreichbaren Reibverbundes, der Kurvenverlauf ist jedoch nahezu identisch /Pur00/.

2.3.4 Pull-Out Versuche

Mittels des Pull-Out-Versuchs kann das Verbundverhalten des Roving/Matrix-Systems gezielt untersucht werden. Banholzer /Ban01/, /Bra02/, /Ban04/ führte zur Abbildung des Verbundes von Direktrovings (155 bis 2400 tex) zum Feinbeton im Rahmen des Sonderforschungsbereiches SFB 532 zahlreiche Pull-Out-Versuche durch. Das von Banholzer betrachtete Probenalter lag zwischen drei und 28 Tagen bei Normlagerung (20 °C und 95 % bzw. 65 % r. F.), womit er in seinen Versuchen u. a. den Einfluss der Schlichte und des Bindemittelsystems auf das Pull-Out-Verhalten zeigte. Die Dauerhaftigkeit des Verbundes war nicht Gegenstand seiner Untersuchungen. In /Ban01/ beschreibt Banholzer durch die Kombination unterschiedlicher Untersuchungsmethoden die Ursachen für die großen Streuungen innerhalb der Pull-Out-Versuche einer Serie: Die Geometrie des Roving (siehe auch Anhang: REM Untersuchungen) bedingt bei jedem Einzelversuch einen anderen Rovingumfang zur umgebenden Matrix, womit die Anzahl der Filamente im direkten Verbund zur Matrix bei jedem Versuch variiert. Zusätzlich weisen die inneren Filamente keinen Kontakt zur Matrix auf. Im Rahmen seiner Dissertation entwickelte Banholzer /Ban04/ ein „Cohesive Interface Model“ mittels dessen die Schubspannungs-Schlupf-Beziehung eines Filamentes zur Matrix beschrieben werden kann. Darauf basierend erarbeitete er ein Ringmodell zur analytischen Beschreibung experimentell ermittelter Pull-Out-Kurven.

Laws et al. /Law86/ führten Pull-Out-Versuche nach unterschiedlichen klimatischen Lagerungen durch. Sie untersuchten Proben in denen CemFil-Spinnfäden (16 Spinnfäden mit je 200 Filamenten) einzeln gespannt in einen Portlandzement einbetoniert wurden. Die Probekörper wurden 7 Tage bei 20 °C, 90 % relativer Luftfeuchte und im Anschluss in Wasser bei 20 °C bzw. 50 °C sowie bei 20 °C, 40 % relativer Luftfeuchte

gelagert. Bei einer kurzen Einbettungslänge unterhalb von etwa 5 mm wurden die Spinnfäden nach Erreichen der maximalen Pull-Out-Kraft überwiegend herausgezogen (Pull-Out), während bei einer Einbettungslänge von 10 mm ein Versagen der Filamente eintrat, also die maximale Zugfestigkeit zu ermitteln war. Die Autoren /Law86/ fanden bei einer Einbettungslänge von 3,5 mm heraus, dass die maximale Pull-Out-Kraft der bei 20 °C in Wasser gelagerten Proben gegenüber den bei 40 % r. F. gelagerten Proben mit der Zeit zunimmt, was auf die weitergehende Hydratation des Portlandzementes zurückgeführt wird. Nach einer etwa 100-tägigen Wasserlagerung war jedoch kein weiterer Anstieg der maximalen Pull-Out-Kraft erkennbar. Die maximale Pull-Out-Kraft der bei 50 °C im Wasser gelagerten Proben liegt auf dem Niveau der Referenz-Pull-Out-Kraft nach 7-tägiger Feuchtlagerung und nimmt mit zunehmender Lagerungsdauer in der Tendenz minimal ab. Nach 56 und 90 Tagen im Wasser bei 50 °C tritt vermehrt ein Versagen der Spinnfäden anstatt eines „Pull-Outs“ auf. Die geringere maximale Pull-Out-Kraft im Wasser bei 50 °C steht (insbesondere bei einer 7- bis 28-tägigen Lagerung) im Widerspruch zu der aufgrund der Warmwasserlagerung fortschreitenden Hydratation /Law86/.

2.4 Bisherige Dauerhaftigkeitsmodelle

2.4.1 Modell von Litherland

Das von Litherland et al. 1981 /Lit81/ veröffentlichte empirische Modell erlaubt eine Lebensdauervorhersage von AR-Glasfaserbetonen mit Portlandzement. Das Modell wurde anhand von SIC-Tests, dessen Probekörper im Wasser bei erhöhten Temperaturen beschleunigt gealtert wurden, hergeleitet. Es beruht auf der Arrhenius-Gleichung. Abbildung 2.4-1 stellt die Grundlage des Modells dar: Die Zeit zum Erreichen einer vorgegebenen SIC-Festigkeit ergibt logarithmisch über den Kehrwert der Temperatur aufgetragen eine Schar paralleler Geraden. Die Steigung dieser Geraden verhält sich proportional zur Aktivierungsenergie eines Reaktionsmechanismus /Lit81/.

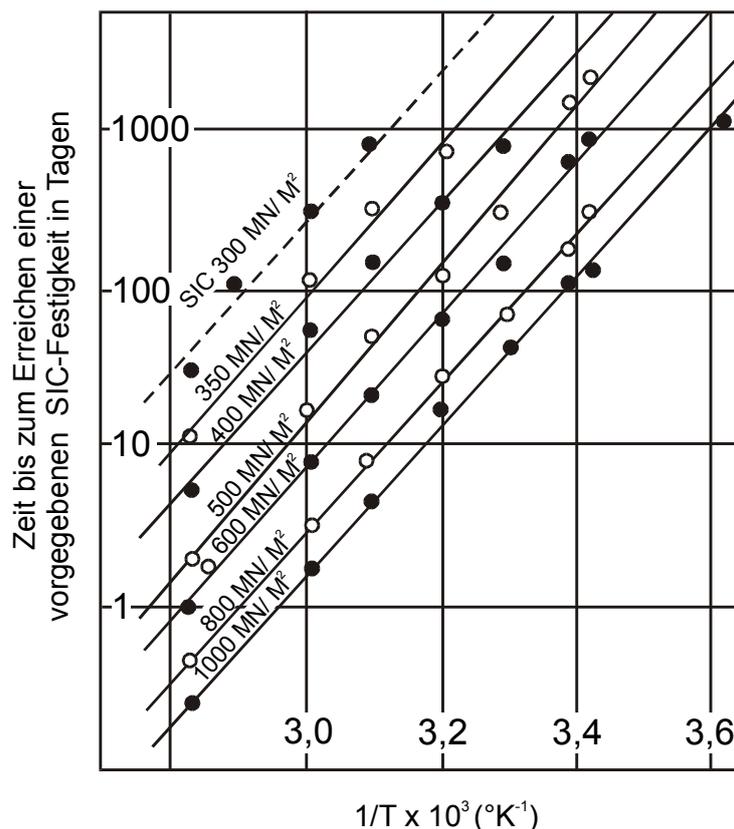


Abbildung 2.4-1: Die Zeit bis zum Erreichen einer vorgegebenen SIC-Festigkeit ergibt, logarithmisch über den Kehrwert der Temperatur aufgetragen, eine Schar paralleler Geraden nach /Lit81/

Figure 2.4-1: The time to reach a given SIC-strength printed over the logarithm of the reciprocal value of the temperature results in a group of parallel lines after /Lit81/

Somit machen die Autoren /Lit81/ eine chemische Reaktion, dessen Aktivierungsenergie sich anhand der Kurvensteigung ermitteln lässt, für den Festigkeitsverlust der Verbundproben (SIC- und Biegezug-Proben, vergl. Abschnitt 2.3.1 und 2.3.2) bei beschleunigter Alterung verantwortlich.

Zur Normierung der Kurven kann eine Temperatur als Referenz betrachtet werden und alle anderen Temperaturen beziehen sich auf diese Referenztemperatur /Lit81/. Somit entspricht z. B. eine eintägige Lagerung im Wasser bei 50 °C einer 101-tägigen Lagerung im britischen Klima bei 10,4 °C /Lit81/.

Das Modell ist auf empirischer Basis überschaubar und leicht anwendbar, allerdings werden keine Materialeigenschaften definiert und aufgrund der logarithmischen Darstellung ist die Betrachtung des Zeitpunktes Null nicht möglich /Pur01/.

2.4.2 Static-Fatigue-Modell von Purnell

Basierend auf den in Abschnitt 2.1.4 erläuterten Kenntnissen zur Bruchmechanik von Floatglas entwickelten Purnell et al. /Pur01a/ ein „static fatigue model“ zur Beschreibung der Festigkeitsentwicklung von AR-Glas in zementösen Bindemitteln. Dabei ist das Wachstum der Fehlstellen von der Glaszusammensetzung, dem pH-Wert, der Spannungskonzentration und der Temperatur abhängig. Purnell et al. /Pur01a/ nehmen an, dass in alkalischer Umgebung keine Ermüdungsgrenze für ein subkritisches Wachstum besteht, womit geringste Belastungen der AR-Glasfilamente, wie z. B. der unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizient der Materialien, für ein Fehlstellenwachstum ausreichen.

Die Größenordnung mit der eine oberflächliche Fehlstelle wächst, ist somit eine Funktion der aufgetragenen Spannung, der OH⁻-Konzentration der Porenlösung und der Temperatur /Pur01a/:

$$\frac{\partial a}{\partial t} = f(\sigma, C, T) \quad \text{(Gleichung 2.4-1)}$$

Hierin sind:

| | | |
|----------|----------------------|--|
| a | [mm] | Fehlstellentiefe |
| σ | [N/mm ²] | aufgetragene Spannung |
| C | [-] | OH ⁻ -Konzentration der Porenlösung |
| T | [°C] | Temperatur |

Mit den Annahmen /Pur01a/

- σ ist eine Funktion der Temperatur und wird mit dem Term k_T (z. B. $k_T = f(T)$) berücksichtigt,
- die partielle Ableitung der Fehlstellenlänge nach der Zeit ist proportional zu C,
- die partielle Ableitung der Fehlstellenlänge nach der Zeit ist proportional zur Arrheniusgleichung $e^{-\Delta G^*/RT}$ wobei $-\Delta G^*$ die Aktivierungsenergie des Korrosionsprozesses ist und
- die oben gemachten Angaben sind über die Zeit konstant

ergibt sich:

$$a = k_c k_T C e^{(-\Delta G^*/RT)} t + a_0 \quad \text{(Gleichung 2.4-2)}$$

Hierin sind:

| | | |
|---------------|-----------|---|
| $k_c \cdot C$ | [-] | Term für die OH ⁻ -Konzentration der Porenlösung |
| k_T | [mm/d] | Term für den Temperatureinfluss |
| R | [J/K mol] | Universelle Gaskonstante |
| ΔG^* | [J/mol] | Aktivierungsenergie |
| t | [d] | Zeit |
| a_0 | [mm] | Ausgangsfehlstellengröße |

Die Festigkeit eines Filamentes kann basierend auf bruchmechanische Ansätze (vergl. Gleichung 2.1-7) wie folgt ausgedrückt werden:

$$\sigma_f = \frac{K_{IC}}{1,12\sqrt{\pi a}} \quad \text{(Gleichung 2.4-3)}$$

Hierin sind:

| | | |
|------------|-----|------------------------------------|
| K_{IC} | [-] | kritischer Stressintensitätsfaktor |
| σ_f | [-] | Bruchfestigkeit der Faser |

Die Festigkeit des Verbundwerkstoffes lässt sich wie folgt beschreiben:

$$\sigma_c = \eta_0 \eta_l V_f \sigma_f \quad \text{(Gleichung 2.4-4)}$$

Hierin sind:

| | | |
|------------------|----------------------|---|
| σ_c | [N/mm ²] | Festigkeit des Verbundwerkstoffes |
| η_0, η_l | [-] | Effektivitätsfaktoren für die Orientierung und Länge der Fasern |
| V_f | [-] | Faservolumen |

Setzt man Gleichung 2.4-2 in Gleichung 2.4-3 und dann in Gleichung 2.4-4 ein, erhält man eine Formel für die Festigkeit des Verbundwerkstoffes über die Zeit:

$$\sigma_c = \frac{\eta_0 \eta_l V_f K_{IC}}{1,12 \sqrt{\pi (k_c k_T C e^{(-\Delta G^*/RT)t} + a_0)}} \quad \text{(Gleichung 2.4-5)}$$

Um die Daten unterschiedlicher Verbundwerkstoffe und Untersuchungen miteinander zu vergleichen, haben die Autoren /Pur01a/ die Festigkeit normiert. Die normierte Festigkeit S ist definiert als die momentane Festigkeit σ_c zur Zeit t dividiert durch die Ausgangsfestigkeit (ungealtert). Mittels dieser Vorgehensweise können die unterschiedlichen Versuchsserien zur Festigkeitsermittlung, welche sich durch Variation der Fasergehalte, Faserorientierungen etc. und Versuchsmethoden ergeben, berücksichtigt werden. Die Ausgangsfestigkeit des Verbundwerkstoffes erhält man durch Einsetzen von t=0 in die Gleichung 2.4-5. Es ergibt sich:

$$S = \frac{\sigma_c}{\sigma_{c,t=0}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{k_c k_T C e^{(-\Delta G^*/RT)t}}{a_0}}} \quad \text{(Gleichung 2.4-6)}$$

Die in Gleichung 2.4-6 dargestellten Parameter wie Temperatur, pH-Wert, aufgebrauchte Spannung wurden von den Autoren /Pur01a/ in einem Faktor k zusammengefasst.

$$S = \frac{1}{\sqrt{1 + k t}} \quad \text{(Gleichung 2.4-7)}$$

Hierin sind:

| | | |
|---|-----|--|
| S | [-] | Normierte Festigkeit des Verbundwerkstoffes |
| k | [-] | Faktor zur Berücksichtigung der Einflussgrößen |

Dieser Faktor k wird empirisch anhand von Zugversuchen und Biegeversuchen an glasfaserbewehrten Betonen ermittelt. Abbildung 2.4-2 zeigt die Bestimmung von k-Faktoren für CemFil-Fasern unterschiedlicher Herstellungsgenerationen und Bewitterung. Die Kurvenverläufe bilden die Versuchsdaten adäquat ab. Die Berechnung der Lebensdauer eines Glasfaserbetonbauteils kann unter Vorgabe einer minimal einzuhaltenden Festigkeit des Verbundmaterials mit Gleichung 2.4-7 erfolgen.

Durch Darstellung des natürlichen Logarithmus von k gegen den reziproken Wert der Alterungstemperatur erhalten Purnell et al. /Pur01a/ nach Arrhenius die Aktivierungsenergie und die Konstante k_0 für den Festigkeitsverlust.

$$k = k_0 e^{(-\Delta G^*/RT)} \quad \text{(Gleichung 2.4-8)}$$

mit

$$k_0 = \frac{k_c k_T C}{a_0} \quad \text{(Gleichung 2.4-9)}$$

Die ermittelten Aktivierungsenergien für CemFil-Fasern in Portlandzement weisen mit etwa 90 kJ/mol eine Übereinstimmung mit den von Litherland et al. /Lit81/ ermittelten Aktivierungsenergien auf.

Ein Alterungsfaktor kann mittels der Gleichung 2.4-10 bestimmt werden /Pur01a/:

$$A_{(a,b)} = e^{\frac{\Delta G^*}{R} \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_b} \right)} \quad \text{(Gleichung 2.4-10)}$$

Hierin sind:

| | | |
|-------------|-----|--|
| $A_{(a,b)}$ | [-] | Alterungsfaktor |
| T_a | [K] | Bewitterungstemperatur (Freibewitterung) |
| T_b | [K] | Alterungstemperatur |

Somit entspricht für einen CemFil-faserbewehrten Portlandzement ein Tag bei 50 °C im Wasser 110 Tage im britischen Klima bei 10,4 °C /Pur01a/. Dieses Ergebnis stimmt mit den von Litherland et al. /Lit81/ ermittelten Werten überein.

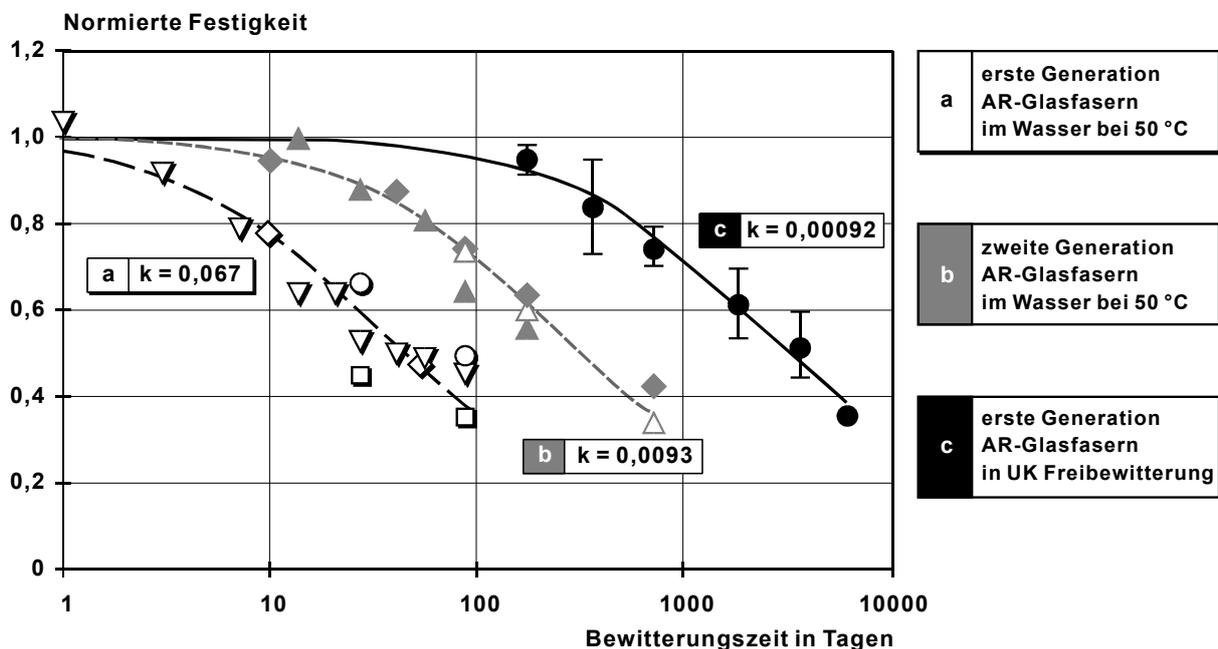


Abbildung 2.4-2: Ermittlung des k-Faktors anhand von Versuchen mit CemFil-Fasern unterschiedlicher Generationen im Wasser bei 50 °C sowie Freibewitterung nach /Pur01a/

Figure 2.4-2: Determination of the k-factor on the basis of tests with CemFil fibers of different generations in water at 50 °C as well as outdoor weathering after /Pur01a/

2.5 Zusammenfassung und offene Fragen

AR-Glasfasern verlieren in zementösen Bindemitteln mit hohen pH-Werten bei einer Lagerung in Wasser langfristig an Festigkeit. Dieser Festigkeitsverlust kann mittels erhöhter Temperaturen stark beschleunigt werden. Der durch die beschleunigte Alterung ermittelte Festigkeitsverlust ist auf den Festigkeitsverlust in der Freibewitterung durch empirisch ermittelte Faktoren nach Angaben von /Lit81/, /Pur01a/ begrenzt übertragbar.

Zu den in textilbewehrtem Beton eingesetzten Direktrovings aus AR-Glas liegen zur Zeit vergleichsweise wenig Dauerhaftigkeitsuntersuchungen vor /Gao03/, /Scho02/, /Höc02/. Da die Glaszusammensetzung der Direktrovings mit den Schneidrovings identisch ist, kann jedoch von den gleichen Schädigungsmechanismen ausgegangen werden. Die Schädigungsmechanismen eines AR-Glases in zementösem Bindemittel sind bisher aufgrund der überaus komplexen und vielfältigen Vorgänge im mikro- bzw. submikroskopischen Bereich nicht eindeutig bestimmbar. Ausgehend von bisherigen Arbeiten werden drei Mechanismen diskutiert:

- Korrosion des AR-Glases durch Auflösungs- und Auslaugungsprozesse (Abschnitt 2.1.3)

- Mechanische Schädigung durch einwachsende Hydratationsprodukte, die sowohl einen Duktilitätsverlust des Verbundwerkstoffes bedingen als auch bei Belastung Querpressungen auf die Filamente ausüben können (Abschnitt 2.2).
- Static fatigue: Das Wachsen von Fehlstellen in der AR-Glasoberfläche bedingt ein frühzeitiges Versagen des Glases (Abschnitt 2.1.4 und 2.4.2), wobei die Ursachen für das Fehlstellenwachstum nicht geklärt sind.

Bisher wurden überwiegend unterschiedliche Bindemittelsysteme unter Einwirkung von Wasser bei hohen Temperaturen im SIC-Test und in Biegezugversuchen untersucht. Purnell /Pur98/ führte erstmals großformatige Zugversuche nach unterschiedlich temperierten Wasserlagerungen durch. Eine getrennte Quantifizierung der Einflussgrößen Alkalität, Feuchte, Temperatur und Spannung ist bisher nicht erfolgt.

Das Litherland-Modell /Lit81/ gilt als überschaubar und leicht anwendbar (Abschnitt 2.4.1). Allerdings sind in diesem empirischen Modell weder Bereichsgrenzen noch Materialeigenschaften definiert. Das Modell basiert auf der Arrhenius-Gleichung. Eine Berücksichtigung von Schädigungsmechanismen liegt diesem Modell für Glasfaserbetone nicht zu Grunde.

Im „static fatigue model“ wählen Purnell et al. /Pur01a/ einen bruchmechanischen Ansatz zur Ermittlung des Festigkeitsverlustes. Mögliche Ursachen für das angenommene Fehlstellenwachstum werden zwar genannt (Alkalität, Spannung und Temperatur), aber in der praktischen Anwendung des Modells nicht weitergehend berücksichtigt (Abschnitt 2.4.2).

Anhand beider Modelle /Lit81/, /Pur01a/ lassen sich sogenannte Aktivierungsenergien nach Arrhenius ermitteln, womit der chemischen Korrosion des AR-Glases ein maßgeblicher Einfluss auf den Festigkeitsverlust eingeräumt wird. Der Ansatz von Arrhenius bezieht sich hierbei nur auf einen einzigen chemischen Prozess. Bei der Korrosion des AR-Glases im Beton ist jedoch von einer Vielzahl an parallelen bzw. nacheinander ablaufenden chemischen Reaktionen auszugehen.

Eine Differenzierung und Abbildung der Einflussgrößen Alkalität, Temperatur, mechanische und klimatische Beanspruchung fehlt in beiden Modellen. Sowohl Litherland /Lit81/ als auch Purnell /Pur01a/ betrachten ausschließlich den wassergesättigten Fall und übertragen diesen auf Freibewitterungsversuche. Da während der Freibewitterung jedoch sowohl Nass- als auch Trockenphasen vorliegen, ist die Aussagekraft einer solchen Vorhersage, basierend auf einer Probenwassersättigung und der Arrheniusgleichung, in Frage zu stellen. Eine kritische Feuchtigkeitsgrenze ab der die AR-Glasbewehrung im Beton an Festigkeit verliert, ist nicht bekannt.

Diese offenen Fragestellungen haben die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen motiviert. Es soll ein auf dem maßgeblichen Schädigungsmechanismus basierendes Modell zur Abbildung des langfristigen Festigkeitsverlustes textilbewehrter Betone unter Bewitterung erarbeitet werden.

3 Versuchsprogramm

3.1 Vorgehensweise

Das Versuchsprogramm dieser Arbeit und die aus den einzelnen Untersuchungen resultierenden Schritte zur Modellbildung sind in Abbildung 3.1-1 dargestellt. Der Hauptteil der Untersuchungen befasst sich mit dem Zugfestigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung in alkalischem Mileu. Dabei werden sowohl alkalische Lösungen (Filamentzugversuche) als auch verschiedene Betone im SIC-Test und TSP-Test betrachtet. Insgesamt wurden zu dieser Fragestellung über 3400 Einzelproben untersucht, womit auf einer großen Datenbasis basierend ein Korrosionsmodell erarbeitet und anhand des Korrosionsmodells die Einflussgrößen Feuchte, Temperatur, Alkalität sowie AR-Glaszusammensetzung beschrieben werden können. Parallel dazu erfolgten Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit des Verbundes.

Über die Bestimmung der Betonfeuchte an der AR-Glasoberfläche wird es durch die Zusammenführung aller Versuchsergebnisse möglich, ein Dauerhaftigkeitsmodell für AR-Glasbewehrungen im Beton unter komplexer Bewitterung zur erarbeiten.

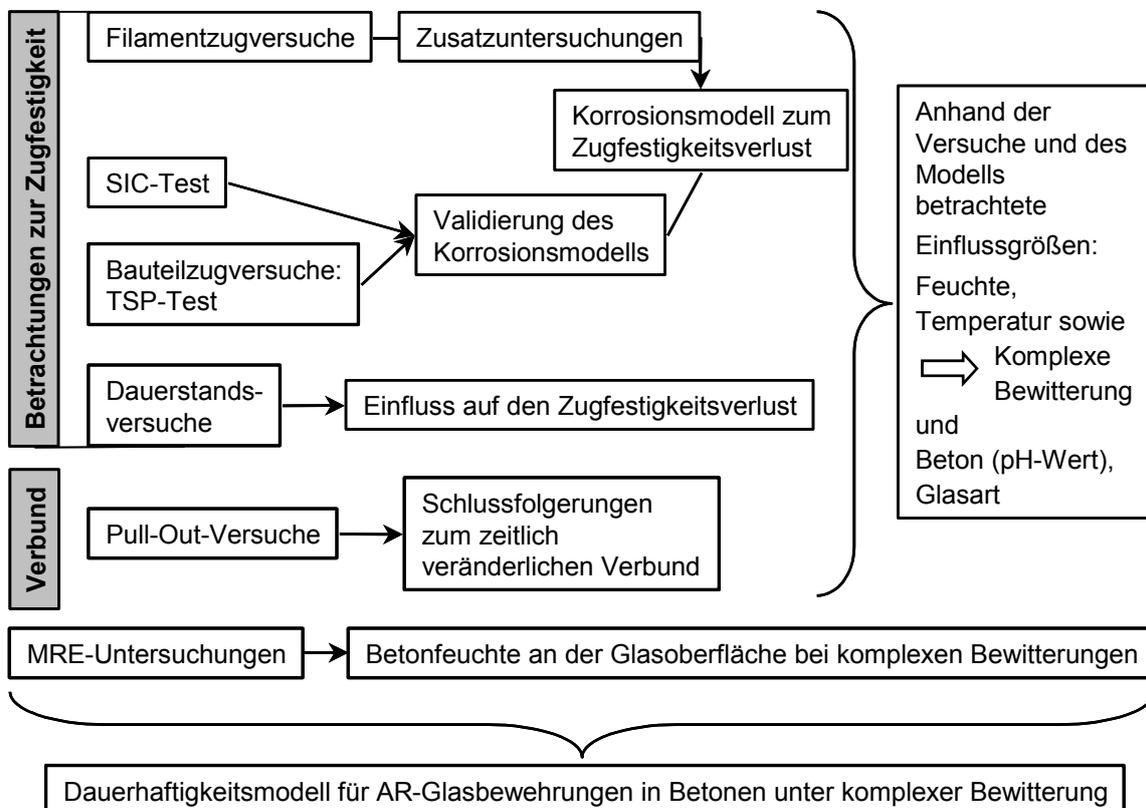


Abbildung 3.1-1: Übersicht über die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen und Schritte der Modellbildung

Figure 3.1-1: Overview about the conducted tests and steps of the modeling in the present work

3.2 Materialien

3.2.1 Verwendete Bewehrung

Im Rahmen dieser Arbeit kamen AR-Glasdirektrovings (RO-ARG) der Firmen VETROTEX und NEG zum Einsatz. Es wurden sowohl 320 als auch 2400 tex Rovings untersucht. Tabelle 3.2-1 gibt eine Übersicht über die verwendeten Direktrovings. Zunächst ist die im Rahmen des Sonderforschungsbereiches SFB 532 verwendete Nomenklatur angegeben (Hersteller-Roving-AR-Glas-tex-Spulenummer-Jahr der Lieferung), danach das in dieser Arbeit verwendete Kürzel. Zur Untersuchung des Einflusses der Schlichte stand eine vom Werk gelieferte Spule mit schlichtefreien 320 tex Rovings zur Verfügung.

Der Durchmesser der Filamente einer Rovingcharge wurde mittels OFDA(Optical Based Fibre Diameter Analyser)-Messungen untersucht. Der Vorteil der genormten OFDA-Methode /IWTO-47-98/ liegt in der großen Zahl an Einzelbestimmungen (Größenordnung: 10 000 Filamente) in kurzer Zeit (10 Filamente pro Sekunde), womit eine durch umfangreiche Statistik gesicherte Aussage getroffen werden kann. Aufgrund des Herstellungsprozesses (siehe Abschnitt 2.1.2) entsteht eine große Streubreite innerhalb der Filamentdurchmesser, was sich in der angegebenen Standardabweichung widerspiegelt. Lediglich beim Roving G10 wurde für den Durchmesser die Herstellerangabe verwendet, welche mit eigenen Untersuchungsergebnissen (REM und optisches Mikroskop) zufriedenstellend übereinstimmt.

Die Rovingfestigkeit und der E-Modul wurden im Zugversuch am Roving ermittelt (10 Versuche je Rovingart). Zur Einleitung der Zugkraft wurden die Rovingenden in Epoxidharzblöcke mit einem Querschnitt von 10·10 mm² und einer Länge von 30 mm gegossen. Die freie Länge des Rovings betrug 125 mm und die Prüfgeschwindigkeit wurde zu 1 mm/min gewählt. Zur Ermittlung der Festigkeit wurde die Bruchlast durch die nominelle Querschnittsfläche des Rovings (Titer/Rohdichte) dividiert. Aufgrund der nicht vollständig parallelen Lage der etwa 800 bzw. 1560 Filamente in einem Roving (320 bzw. 2400 tex), werden jedoch in einem Zugversuch nicht alle Filamente gleichzeitig belastet (siehe Abbildung 3.2-1). Es kommt zu einem sukzessiven Versagen, bei dem die Querschnittsfläche über der Zeit veränderlich ist /Bra02a/. Aufgrund der im Zugversuch stark variierenden belasteten Querschnittsfläche der einzelnen Rovings weisen die ermittelten Festigkeiten insbesondere mit zunehmender Filamentanzahl (steigendem Titer) große Streuungen auf. Dies spiegelt sich in den in Tabelle 3.2-1 angegebenen Standardabweichungen für die Festigkeit wieder. Die Festigkeit von 2400 tex Rovings liegt aus den genannten Gründen unterhalb der Festigkeit von 320 tex Rovings. Die unterschiedlichen Literaturangaben zu den Rovingfestigkeiten verdeutlichen ebenfalls diese Problematik /Höc02a/, /Wul02/.



Abbildung 3.2-1: Lage der Filamente im unbelasteten Roving /Bra02a/

Figure 3.2-1: Orientation of the filaments in a roving /Bra02a/

Tabelle 3.2-1: Übersicht über die verwendeten Direktrovings und deren Kennwerte mit Angaben zur Standardabweichung

Tabel 3.2-1: Overview about the used direct rovings and their properties including the standard deviation

| SFB-Bezeichnung | Kürzel | Titer | Ø _{Fil} | A _{Rov} | Schlichte | Festigkeit | E-Modul |
|----------------------|--------|-------|------------------|------------------|-----------|-------------------|---------|
| - | - | g/km | µm | mm ² | - | N/mm ² | |
| VET-RO-ARG-320-1-99 | G1 | 320 | 13,7±2,1 | 0,12 | VET1 | 795±79 | 69500 |
| VET-RO-ARG-320-1-01 | G1o | 320 | 13,1±1,6 | 0,12 | Keine | n. b. | n. b. |
| VET-RO-ARG-2400-1-00 | G10 | 2400 | 27 ¹⁾ | 0,89 | VET1 | 720±92 | 55660 |
| VET-RO-ARG-2400-1-03 | G13 | 2400 | 26,4±2,8 | 0,89 | VET2 | 695±67 | 53000 |
| NEG-RO-ARG-310-1-00 | G5 | 310 | 14,0±1,0 | 0,12 | NEG1 | 1162±56 | 62740 |
| NEG-RO-ARG-2400-1-99 | G2 | 2400 | n. b. | 0,89 | NEG2 | 877±71 | 58800 |

Ø_{Fil}: Durchmesser des Filamentes, A_{Rov}: Querschnittsfläche des Rovings aus Titer/Rohdichte, n. b.: nicht bestimmt

¹⁾ VETROTEX Angabe

Die Firma VETROTEX verwendet bei Direktrovings die gleiche Schlichtezusammensetzung unabhängig vom Titer (VET1, Firmenkennung: 5197). Im Jahr 2003 wurde die Schlichtezusammensetzung von VETROTEX verändert (VET2, Firmenkennung: 5325). Die Firma NEG setzt hingegen unterschiedliche Schichten für Direktrovings in Abhängigkeit vom Titer ein (NEG1 und NEG2) /Höc02/.

Um die Übertragbarkeit der Untersuchungsergebnisse mit Direktrovings auf Textilien zu untersuchen, wurde ein Gelege aus AR-Glasdirektrovings (G13, Tabelle 3.2-1) in 0°- und 90°-Richtung verwendet, siehe Tabelle 3.2-2.

Tabelle 3.2-2: Übersicht über das verwendete Textil, Angaben vom Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen

Table 3.2-2: Overview about the used textil, details from the Institute of Textile Technology of the RWTH Aachen University

| SFB Bezeichnung | Kürzel | Bewehrung | | Gitterabstand | | Festigkeit | | E-Modul | |
|--------------------|--------|-----------|------|---------------|------|-------------------|---------|---------|-------|
| | | 0 ° | 90 ° | 0 ° | 90 ° | 0 ° | 90 ° | 0 ° | 90 ° |
| - | - | tex: g/km | | mm | | N/mm ² | | | |
| MAG 07-03 | T1 | 2400 | 2400 | 8 | 8 | 968±105 | 550±220 | 51330 | 52420 |

3.2.2 Verwendete Betone

Für die Untersuchungen wurde eine Standardmischung A mit hoher Fließfähigkeit und guten mechanischen Eigenschaften ausgewählt (Tabelle 3.2-3, A). Mit einem Größtkorn von 0,6 mm ließ sich eine gute Anbindung der Bewehrung an die Matrix erzielen. Bei einem Größtkorn < 4 mm wird in der Norm /DIN18551/ der Begriff Mörtel benutzt. Da es sich beim textilbewehrten Beton jedoch um einen neuen Verbundwerkstoff mit, im Vergleich zum herkömmlichen Mörtel, vollkommen anderen Eigenschaften handelt, wird im Rahmen dieser Arbeit die Bezeichnung Feinbeton verwendet. Der hohe Bindemittelgehalt ermöglicht in Verbindung mit Flugasche, Silicastaub und Fließmittel eine fließfähige Konsistenz /Bra03/. Durch die Zugabe von Flugasche und Silicastaub kann ein pH-Wert von 13,5 nach 28 Tagen bei 20 °C in einer PE-Flasche eingestellt werden. Nach 360 Tagen verringert sich der pH-Wert nur geringfügig auf 13,4 /Bra03/.

Als Vergleich wurde ein bzgl. Zementart, Bindemittelgehalt, Wasser/Bindemittelwert und Größtkorn identisch zusammengesetzter Feinbeton C gewählt. Lediglich die Zementmenge wurde zugunsten des Flugaschegehaltes reduziert. Damit steht gegenüber der Mischung A ein Feinbeton mit veränderter Porenstruktur und etwas geringerem pH-Wert zur Verfügung. Die nur geringfügige Reduktion des pH-Wertes auf 13,3 bei Zugabe von 65 % Steinkohlenflugasche bzw. auf den Bindemittelgehalt stimmt in der Tendenz mit den Untersuchungen von /Schi96/, **Abbildung 2.2-1**, überein.

Tabelle 3.2-3: Zusammensetzung der verwendeten Feinbetonmischungen

Table 3.2-3: Composition of the used micro concrete

| Bez. | Zementart | Zementmenge | Zusatzstoffe | | | Bindemittelgehalt (b) | w/b | Größtkorn | pH-Wert |
|------|---|-------------|-------------------|-------------|-------------------|-----------------------|-----|-----------|---------|
| | | | Flugasche | Silicastaub | Fließmittel | | | | |
| | | | kg/m ³ | | | kg/m ³ | - | mm | - |
| A | CEM I 52,5 | 490 | 175 | 35 | 1 ¹ | 700 | 0,4 | 0,6 | 13,5 |
| C | CEM I 52,5 | 210 | 455 | 35 | 0,85 ¹ | 700 | 0,4 | 0,6 | 13,3 |
| IPC | Calcium-Silikat-Pulver + Phosphatsäure (Gew.-Verhältnis 1:1,25) | | | | | | | - | 7 |

¹: Massenprozent bezogen auf den Zementgehalt

Zur Betrachtung der Matrixalkalität wurde als weitere Vergleichsmischung ein anorganischer Phosphat-Zement IPC verwendet (Tabelle 3.2-3, IPC). Dieser anorganische Phosphat-Zement wurde an der Freien Universität in Brüssel, Department of Materials and Constructions, entwickelt /Cuy02/ und hat im erhärteten Zustand einen pH-Wert von 7. Das Material kann nach zwei Tagen ausgeschalt werden, daran schließt sich zur vollständigen Erhärtung eine 24 stündige Lagerung im Ofen bei 60 °C an. Während der gesamten

Nachbehandlungszeit ist ein Austrocknen des IPC zu unterbinden. Nach vollständiger Erhärtung verändert sich das Porengefüge nicht mehr.

Als Zuschlag wird dem Beton A 500 kg/m³ Quarzmehl (0-0,25 mm) und 714 kg/m³ Sand (0,2-0,6 mm) zugegeben. Im Beton C befinden sich 468 kg/m³ Quarzmehl und 668 kg/m³ Sand mit dem gleichen Kornband. Die IPC-Mischung weist keinen Zuschlag auf.

Ausgewählte Festbetoneigenschaften nach 28 Tagen und Gefügekenwerte nach 90 Tagen im Wasser bei 20 °C sind der Tabelle 3.2-4 zu entnehmen. Die Kennwerte der IPC-Mischung wurden abweichend von den anderen Kennwerten unmittelbar nach der vollständigen Erhärtung und Klimatisierung bei 20 °C / 65 % r. F. bestimmt.

Tabelle 3.2-4: Festbetoneigenschaften nach 28 Tagen im Wasser bei 20 °C und Gefügekenwerte

Table 3.2-4: Properties of the micro concrete after 28 days in water at 20 °C

| Kennwert | Einheit | A | C | IPC ¹ |
|---------------------------------------|----------------------------------|-------|-------|------------------|
| Druckfestigkeit | N/mm ² | 78,3 | 40 | 100 |
| Biegezugfestigkeit | | 9,9 | 6 | 10,5 |
| Zentr. Zugfestigkeit | | 4,4 | 2,7 | n. b. |
| Stat. E-Modul | | 35000 | 24500 | 18000 |
| Schwinden bei 20 °C, 65 % r. F. | mm/m | 0,6 | 0,7 | 0,7 |
| Wärmedehnungskoeffizient ² | 10 ⁻⁶ K ⁻¹ | 8 | 12,5 | n. b. |
| Rohdichte ³ | kg/m ³ | 1974 | 1941 | 2000 |
| Karbonatisierungstiefe ⁴ | mm | 1,5 | 5,0 | - |

¹ direkte Untersuchung nach vollständiger Erhärtung und Klimatisierung bei 20 °C / 65 % r. F.

² Vorlagerung: 20 °C / 65 % r. F.; Temperaturbereich: 0-60 °C

³ nach 90 Tagen im Wasser bei 20 °C

⁴ nach 90 Tagen bei 20 °C / 65 % r. F.

Die in Tabelle 3.2-4 angegebenen Werte sind größtenteils /Bra03/, /Bra02b/ und /Cuy02/ entnommen. Die Karbonatisierungstiefe des Feinbetons A beträgt nach 365 Tagen bei 20 °C / 65 % r. F. etwa 1,8 mm /Bra03/. Eine komplette Karbonatisierung eines ein Zentimeter dicken Bauteils mit Beton A in der Freibewitterung ist somit mittelfristig nicht abzusehen.

Abbildung 3.2-2 zeigt die mittels Quecksilberdruckporosimetrie ermittelte integrale Porenradienverteilung der Betone A und C nach 90 d im Wasser bei 20 °C sowie der IPC-Mischung nach Erhärtung. Der angenommene Grenzradius beträgt 1,8 nm. Der stark flugaschehaltige Beton C weist gegenüber Beton A einen höheren Porenanteil im Porositätsbereich 0,01 bis 0,0018 µm auf, was auf den Austausch des Portlandzementes gegen Flugasche zurückzuführen ist /Bra03/. Bei der IPC-Mischung beträgt der Porenanteil im Porositätsbereich zwischen 0,0132-0,0055 µm 82 % der mittels Quecksilberdruckporosimetrie erfassbaren Porosität von 28,2 Vol.-%. Die IPC-Mischung weist somit die höchste Porosität der drei Mischungen auf, was sich auch in der Wasseraufnahme widerspiegelt (siehe Tabelle 3.2-5).

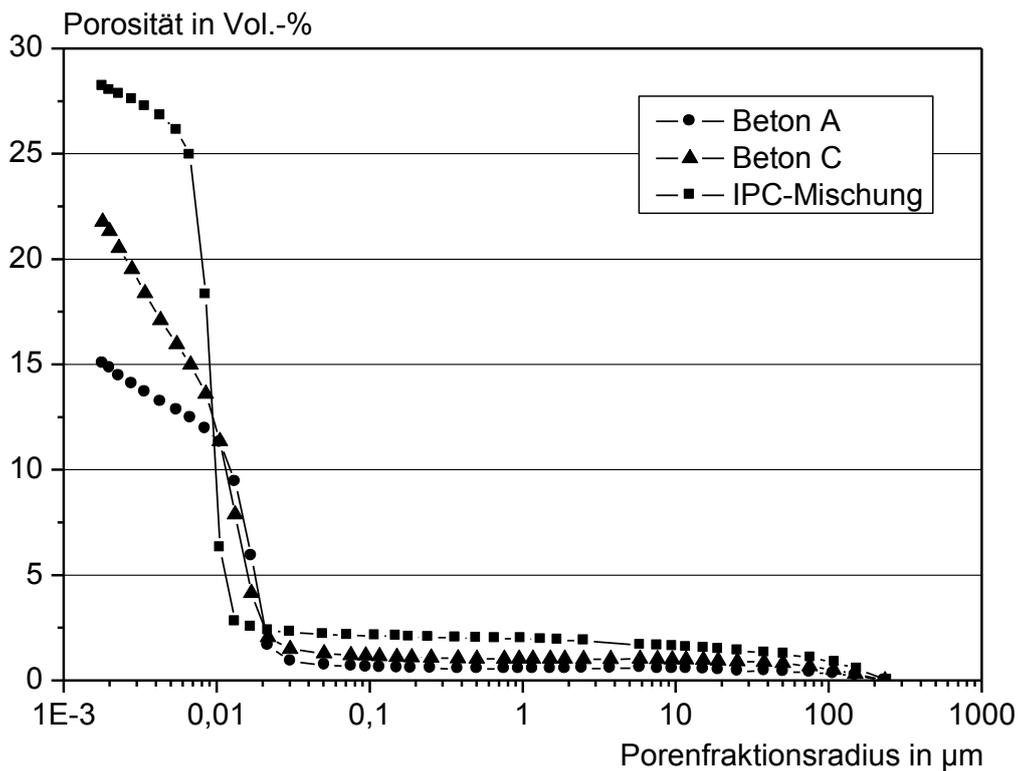


Abbildung 3.2-2: Integrale Porenradienverteilung der verwendeten Feinbetone, Lagerung der Mischungen A und C: 90 d bei 20 °C im Wasser

Figure 3.2-2: Pore radius distribution of the used concrete, mixture A and C was stored in water at 20 °C for 90 days

Die Wasseraufnahme unter Atmosphärendruck der Mischung A beträgt nach vollständiger Hydratation rund 10 M.-%, damit liegt sie etwa 1 M.-% unterhalb der Mischung C. Im Vergleich dazu wurde die Wasseraufnahme eines Normalbetons mit CEM I, w/z-Wert von 0,6 zu 5,3-6,2 M.-% bestimmt /Bra03b/.

Tabelle 3.2-5: Wasseraufnahme der Mischungen nach Trocknung bis zur Massenkonstanz bei 110 °C entsprechend DIN 52103

Table 3.2-5: Water absorption of the mixtures after drying at 110 °C /DIN 52103/

| Bez. | Wasseraufnahme in M.-% nach | |
|------------------|-----------------------------|--|
| | 28 d bei 23 °C / 95 % r. F. | 245 (A) bzw. 430 (C) d bei 20 °C/ 65 % r. F. und vorher 28 d bei 23 °C /95 % r. F. |
| A | 10,7 | 9,9 |
| C | 12,1 | 10,9 |
| IPC ¹ | 23,0 | |

¹ direkte Untersuchung nach vollständiger Erhärtung

Versuchsaufbau eine Genauigkeit von 0,5 µm erzielt werden. Die Auswertung der Vorversuche zeigte, dass der zur Ermittlung der Festigkeiten fest angenommene Durchmesser (Tabelle 3.2-1) zu einer ähnlichen Standardabweichung der aus 10 Einzelwerten ermittelten Festigkeit führt, wie die Ermittlung der Durchmesser eines jeden geprüften Filamentes. Gründe hierfür liegen zum einen darin, dass die gebrochene Stelle wegen Lichtverzerrungen im optischen Mikroskop nicht direkt vermessen werden kann und Durchmesserabweichungen über der Prüflänge vorhanden sind. Zum anderen resultieren die Festigkeitsstreuungen nicht alleine aus dem über die Prüflänge variierenden Durchmesser, sondern auch aus der Größe vorhandener Oberflächenfehlstellen (siehe Abschnitt 2.1.4).

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Grad des Festigkeitsverlustes definiert, bei dem die Festigkeit eines klimatisch beanspruchten Filamentes auf die Ausgangsfestigkeit bezogen wird (siehe Gleichung 4.2-1).

4.2.2 Ergebnisse

4.2.2.1 Allgemeines – Definition des Festigkeitsverlustes

Zur Auswertung und vergleichenden Darstellung der Versuchsergebnisse wurde der Grad des Festigkeitsverlustes Δf_i definiert:

$$\Delta f_{i,t} = 1 - \frac{f_{i,t}}{f_{i,t=0}} \quad (\text{Gleichung 4.2-1})$$

Hierin sind:

$\Delta f_{i,t}$ Grad des Festigkeitsverlustes zum Zeitpunkt t
 $f_{i,t}$ Zugfestigkeit des Probekörpers zum Zeitpunkt t

Dieser Grad des Festigkeitsverlustes wird auch in den folgenden Kapiteln zur Auswertung der Versuche am Verbundwerkstoff (Abschnitt 6.3 und 6.4) verwendet.

4.2.2.2 Referenz-Proben

Abbildung 4.2-2 gibt die Festigkeiten sowie Standardabweichungen der im Rahmen der Filamentzugversuche untersuchten Filamente G10, G5, G1 und G1o (siehe Tabelle 3.2-1) nach einer 28-tägigen Konditionierung bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte an. Diese Festigkeiten werden im Verlauf der weiteren Arbeit bei der Ermittlung des Festigkeitsverlustes nach Gleichung 4.2-1 als Referenz-Filamentzugfestigkeiten $f_{i,t=0}$ herangezogen.

Die Filamente ohne Schlichte (G1o) weisen gegenüber den Filamenten mit Schlichte (G1) eine geringere mittlere Festigkeit auf, was auf eine größere Filamentschädigung während des Herstellungsprozesses schließen lässt. Die Festigkeiten der NEG-ARG (G5) und CemFil (G1, G10) Filamente liegen in einer mit /Gao03/ vergleichbaren Größenordnung, siehe auch Abbildung 2.1-8, und /Ban04/. Die im Vergleich zum G1 geringere mittlere Filamentzugfestigkeit des G10 kann auf den größeren Filamentdurchmesser zurückgeführt werden: Das G10 Filament besitzt mit einem Durchmesser von etwa 27 µm gegenüber dem Filament G1 (Ø: 13,7 µm) eine wesentlich größere Querschnittsfläche, womit die Wahrscheinlichkeit von oberflächlichen Fehlstellen, an denen ein Filamentversagen eintritt, steigt (siehe Abschnitt 2.1.4).

Nach einer einjährigen Lagerung im Wasser bei 20 °C sinken die Filamentfestigkeiten um etwa 5 % beim G10 und gemittelten 13 % beim G5 sowie G1. Dies kann mit der Auslaugung der Filamente entsprechend Gleichung 2.1-4 begründet werden. Aufgrund der Standardabweichung der Referenz-Filamente G5 und G1 von etwa 322 N/mm² bzw. 326 N/mm² kann von einer signifikanten Änderung der Filamentzugfestigkeit ab 15 % gesprochen werden.

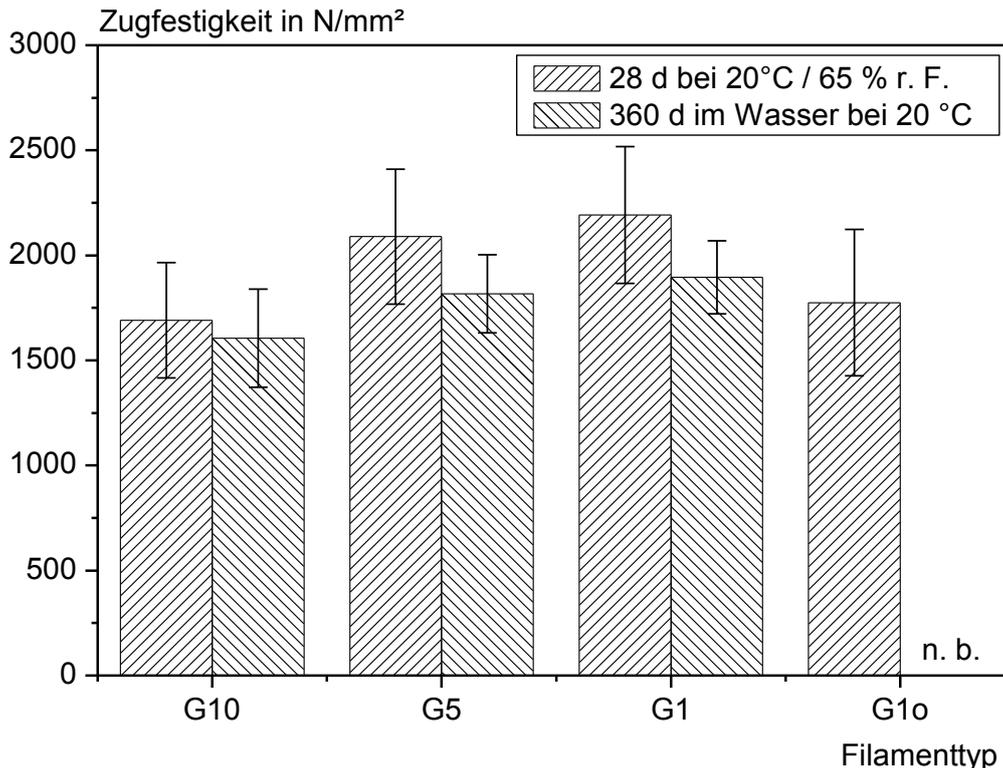


Abbildung 4.2-2: Festigkeit der untersuchten Filamente nach 28 d in 20 °C / 65 % r. F. bzw. 360 d im Wasser bei 20 °C mit Angabe der Standardabweichung, ermittelt aus 10 Einzelwerten

Figure 4.2-2: Strength of the tested filaments after 28 days in 20 °C / 65 % r. h. or 360 days in water at 20 °C, standard deviation, 10 single values

4.2.2.3 Einfluss des pH-Wertes

Der Einfluss eines alkalischen Milieus auf die Filamentzugfestigkeit wurde anhand der in Tabelle 4.2-1 angegebenen Lösungszusammensetzungen untersucht. Lösung 1 weist ein für CEM I-Zemente übliches Na^+/K^+ -Verhältnis von knapp 0,1 auf. Calciumhydroxid wurde mit 3 mmol/l zugegeben woraus ein pH-Wert von 13,2 resultiert. Lösung 2 wurde in Anlehnung an die Porenlösung des Betons A zusammengesetzt. Allerdings wurde auf die Zugabe von Calciumhydroxid verzichtet, um den Einfluss eines möglichen Calciumhydroxid-Kristallwachstums zu vermeiden (das Porenwasser des Betons A wies 1 mmol/l von Ca^{2+} auf). Weiterhin wurden die geringen Mengen an SO_4^{2-} (13 mmol/l), die sich im Porenwasser des Betons A befanden, nicht berücksichtigt, um die Anzahl unterschiedlicher Ionen auf ein erforderliches Minimum zu reduzieren. Lösung 3 entspricht der Zusammensetzung des Porenwassers von Beton C, wobei hier ebenfalls wieder auf die Zugabe von Calciumhydroxid verzichtet wurde (das Porenwasser des Betons C wies 1 mmol/l von Ca^{2+} auf).

Tabelle 4.2-1: Zusammensetzung der untersuchten alkalischen Lösungen

Table 4.2-1: Composition of the different alkaline solutions

| Bez. | Na^+/K^+ | Na^+ | K^+ | Ca^{2+} | OH^- | pH-Wert |
|--------|--------------------------|---------------|--------------|------------------|---------------|---------|
| | | mmol/l | | | | - |
| Lsg. 1 | 0,09 | 9 | 99 | 3 | 114 | 13,2 |
| Lsg. 2 | 0,46 | 64 | 138 | - | 202 | 13,5 |
| Lsg. 3 | 0,39 | 42 | 107 | - | 149 | 13,3 |

Die Filamente wurden im Verhältnis 1 g Filament / 500 ml Lösung in verschließbaren PE-Flaschen gelagert. Mit dem gewählten Verhältnis sollte eine Sättigung der Lösung z. B. mit ausgelaugtem Natrium ausgeschlossen werden.

Abbildung 4.2-3 stellt den Grad des Festigkeitsverlustes von G1-Filamenten dar, die in den in Tabelle 4.2-1 aufgeführten Porenlösungen bei 50 °C gelagert wurden. Als Vergleich wurden zusätzlich G1-Filamente über 7 und 28 Tage in destilliertem Wasser bei 50 °C gelagert.

Die in destilliertem Wasser gelagerten Filamente weisen nach 28 Tagen einen mittleren Festigkeitsverlust von 8 % auf. Ein deutlicher Anstieg des Festigkeitsverlustes, um etwa das 6-fache, ist infolge der Lagerung in alkalischen Lösungen erkennbar. Weiterhin ist Abbildung 4.2-3 zu entnehmen, dass der Festigkeitsverlust mit zunehmenden pH-Wert ansteigt. Die in Lösung 1 (pH-Wert 13,2) gelagerten Filamente weisen nach 28 Tagen bei 50 °C einen Festigkeitsverlust von rund 50 % auf, während die Filamente aus Lösung 2 mit einem pH-Wert von 13,5 zu diesem Zeitpunkt bereits einen Festigkeitsverlust von knapp 60 % erreichen. Neben dem pH-Wert kann auch das höhere Na⁺/K⁺-Verhältnis bei den Lösungen 2 und 3 zu einer Erhöhung des Festigkeitsverlustes geführt haben. Gao et al. /Gao03/ fanden einen höheren Festigkeitsverlust durch die Verwendung von reiner NaOH-Lösung gegenüber einer Lösung mit NaOH, KOH und Ca(OH)₂, allerdings wies die NaOH-Lösung gleichzeitig auch einen höheren pH-Wert auf (siehe Abbildung 2.1-8). Darüber hinaus ist in Abbildung 4.2-3 ein Anstieg des Festigkeitsverlustes mit zunehmender Lagerungsdauer zu erkennen.

Der Festigkeitsverlust der in Lösung 2 und 3 gelagerten Filamente kann eindeutig auf eine Korrosion des AR-Glases (siehe Abschnitt 2.1.3) zurückgeführt werden, da eine mechanische Schädigung, etwa durch Calciumhydroxid-Kristallwachstum oder aufgrund einer mechanischen Belastung, durch das beschriebene Vorgehen ausgeschlossen werden kann.

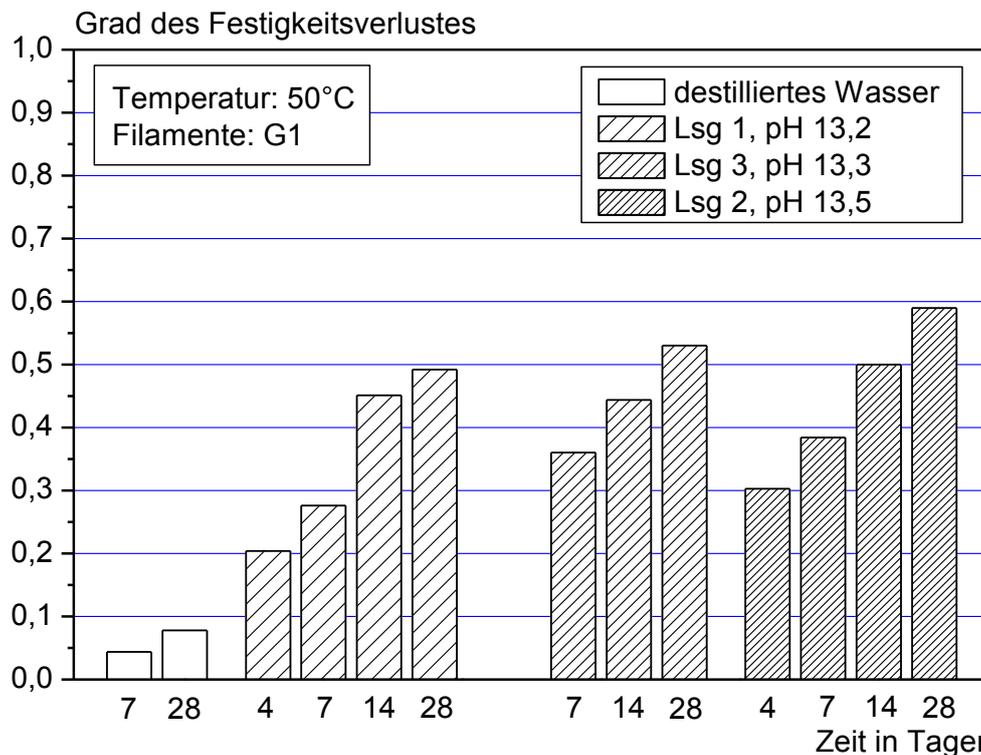


Abbildung 4.2-3: Grad des Festigkeitsverlustes von G1-Filamenten in unterschiedlichen Lösungen bei 50 °C

Figure 4.2-3: Degree of loss of strength of G1 filaments in different solutions at 50 °C

4.2.2.4 Einfluss der Temperatur

Abbildung 4.2-4 zeigt den Einfluss der Temperatur auf den Zugfestigkeitsverlust der Filamente in der alkalischen Lösung 2 mit einem pH-Wert von 13,5 (Tabelle 4.2-1). Mit steigender Temperatur nimmt der Zugfestigkeitsverlust deutlich zu. In Anlehnung an den Arrhenius-Ansatz, der in den Modellen von Litherland et al. /Lit81/ sowie Purnell /Pur01/ berücksichtigt worden ist, steigt der Festigkeitsverlust mit zunehmender Temperatur überproportional (exponentiell) an. So wurde bei den G1-Filamenten nach 65-tägiger Lagerung in Lösung 2 bei 20 °C ein Festigkeitsverlust von 13 % ermittelt, während dieser Festigkeitsverlust bei einer

Temperatur von 40 °C und ansonsten gleichen Bedingungen bereits 48 % beträgt. Eine Temperaturerhöhung um weitere 10 °C auf 50 °C bedingt einen Festigkeitsverlust von etwa 56 %.

Weiterhin ist anhand des Kurvenverlaufs Grad des Festigkeitsverlustes über der Zeit (Abbildung 4.2-4) erkennbar, dass innerhalb der ersten Tage die größten Festigkeitsverluste entstehen, während sich mit zunehmender Lagerungsdauer der Zuwachs an Festigkeitsverlusten verringert. Beispielsweise beträgt der Festigkeitsverlust bei einer Lagerungstemperatur von 50 °C nach 24 Tagen 56 %. Innerhalb der folgenden 66 Tage steigt dieser Festigkeitsverlust nur noch um 5 % auf 61 % an. Bei einer Lagerungstemperatur von 40 °C wird der Zuwachs an Festigkeitsverlust innerhalb des gemessenen Zeitraumes zwar deutlich reduziert, aber im Vergleich zur 50 °C-Lagerung ist der Anstieg über der Zeit steiler.

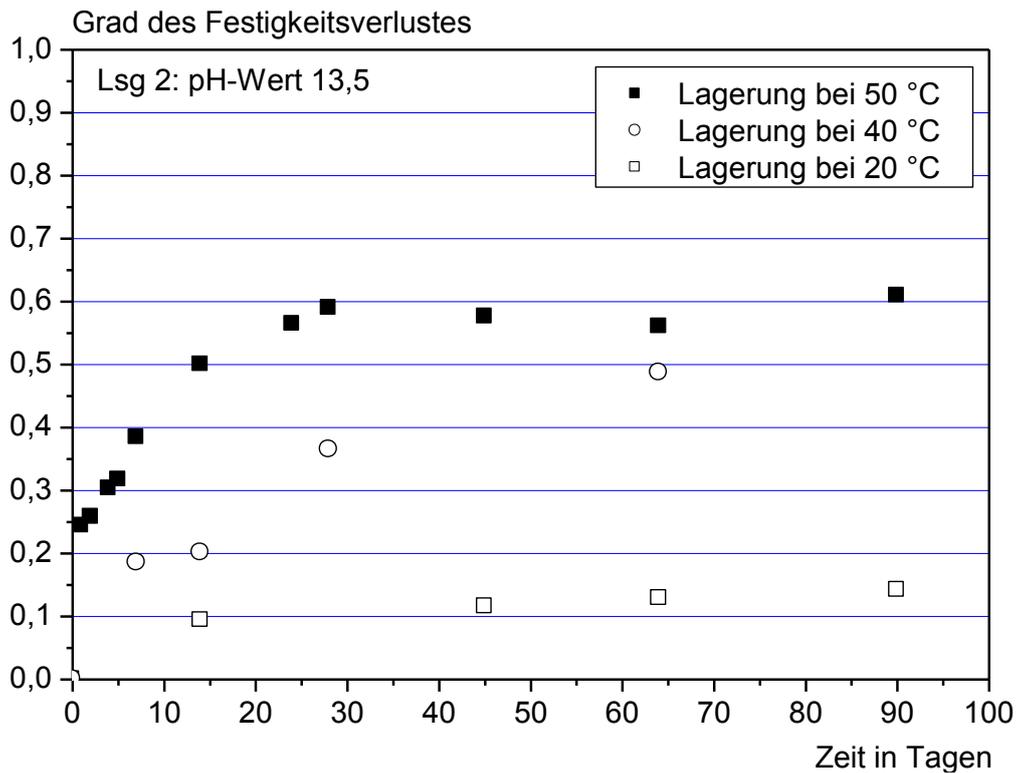


Abbildung 4.2-4: Grad des Festigkeitsverlustes von G1-Filamenten in Lsg. 2 bei unterschiedlichen Temperaturen

Figure 4.2-4: Degree of loss of strength of G1 filaments in solution 2 at different temperatures

4.2.2.5 Einfluss des Materials

Abbildung 4.2-5 zeigt den Grad des Festigkeitsverlustes über der Zeit der Filamente G1, G1o und G5 in Lösung 1 bei 50 °C (siehe Tabelle 3.2-1, Tabelle 4.2-1). Weiterhin ist der Streubereich, bestehend aus den minimalen und maximalen Festigkeitsverlusten der G1-Filamente, dargestellt. Die drei Filamentarten weisen über den Untersuchungszeitraum vergleichbare Festigkeitsverluste innerhalb des angegebenen Streubandes auf. Somit bedingt der um etwa 3 Gew.-% höhere Zirkoniumanteil der G5-Filamente (NEG-ARG) gegenüber den G1-Filamenten (CemFil) keine messbar höhere Beständigkeit in alkalischer Lösung. Ursachen hierfür können jedoch auch im höheren Natriumgehalt des NEG-ARG Glases liegen (siehe Tabelle 2.1-1). Vergleicht man die CemFil-Filamente mit (G1) und ohne Schlichte (G1o), so zeigt sich, dass die Schlichte keinen messbaren Einfluss auf den Festigkeitsverlust in alkalischer Lösung hat.

Abbildung 4.2-6 bestätigt das Untersuchungsergebnis: Die Schlichte auf den G1-Filamenten hat keinen messbaren Einfluss auf den Festigkeitsverlust der CemFil-Filamente in alkalischen Lösungen. In diesem Fall wurden die Filamente über 5, 7, 14 und 45 Tage in Lösung 2 bei 50 °C gelagert. Untersuchungen von Mäder et al. /Mäd03/ verdeutlichen in Abbildung 2.1-3, dass innerhalb eines Tages in alkalischer Lösung ein Grossteil der Schlichte (bei pH-Wert 13 und 80 °C sind es rund 60 M.-%) von den Filamenten entfernt wird. Somit kann die Schlichte keinen durchgängigen Schutz des Filamentes gegenüber einer Auflösung und Auslaugung durch das alkalische Milieu gewährleisten.

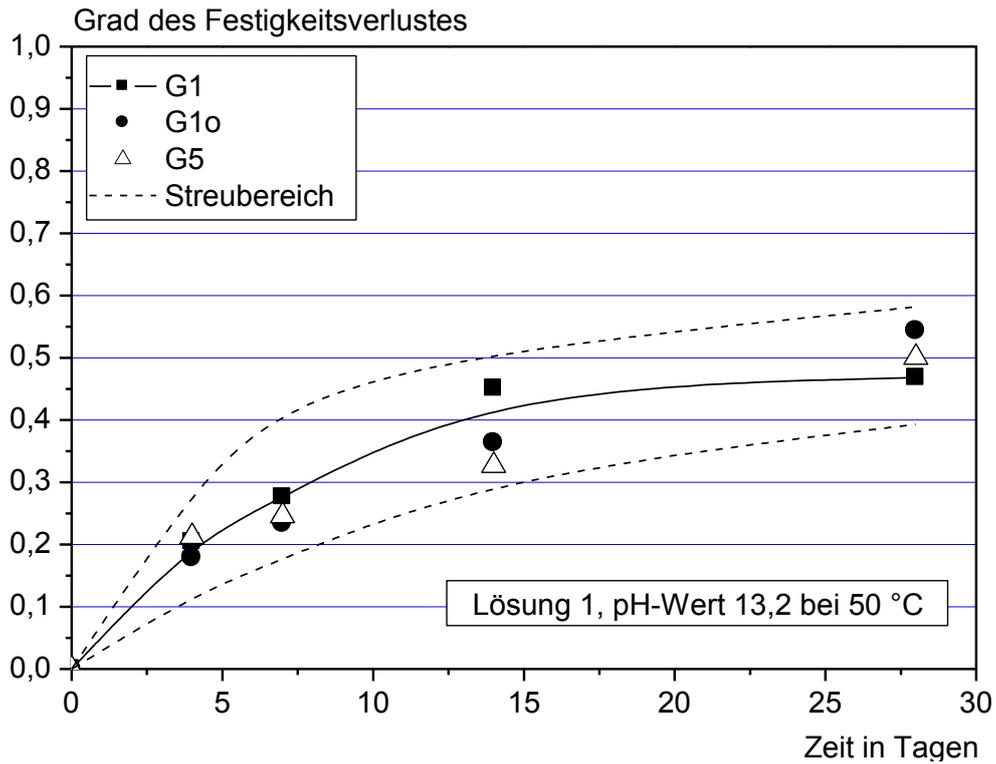


Abbildung 4.2-5: Grad des Festigkeitsverlustes von G1-, G1o-, G5-Filamenten in Lsg. 1 bei 50 °C mit Angabe des minimalen/maximalen Wertes der G1-Filamente (Streubereich)

Figure 4.2-5: Degree of loss of strength of G1, G1o, G5 filaments in solution 1 at 50 °C with the maximum and minimum values of the G1 filaments

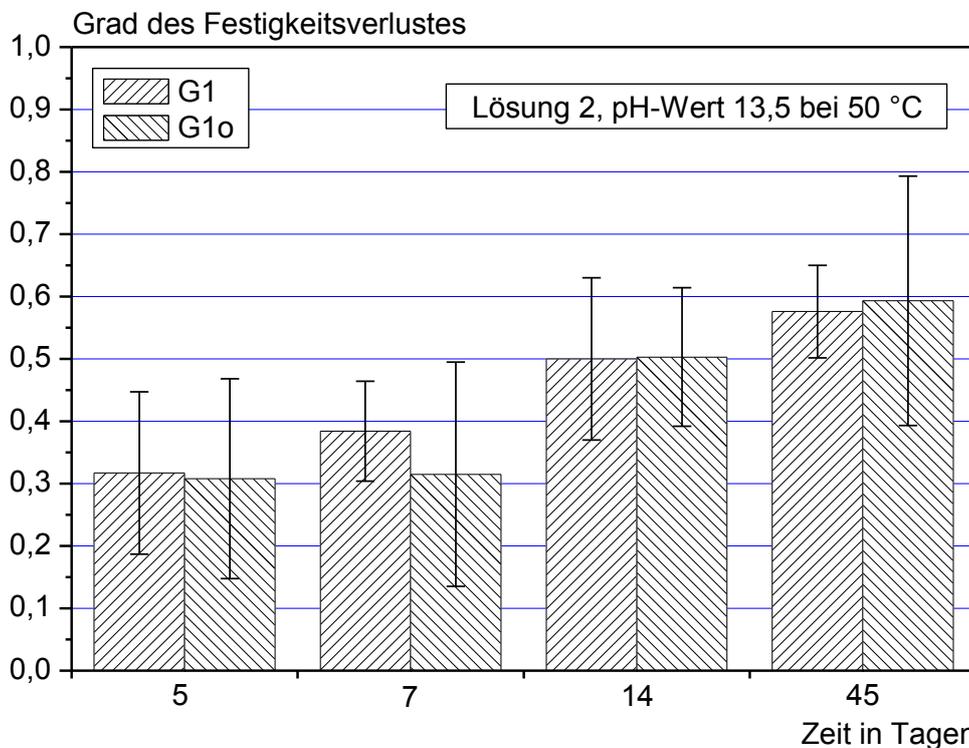


Abbildung 4.2-6: Grad des Festigkeitsverlustes von G1, G1o (mit und ohne Schlichte) in Lsg. 2 bei 50 °C mit Angabe der Standardabweichung

Figure 4.2-6: Degree of loss of strength of G1, G1o (with and without sizing) in solution 2 at 50 °C including the standard deviation

Während des Herstellungsprozesses werden die G1o-Filamente stärker geschädigt, da der Schutz einer Schlichte fehlt. Dies spiegelt sich in den geringeren Ausgangsfestigkeiten sowie deren größerer Standardabweichung (Abbildung 4.2-2) ebenso wieder, wie in der größeren Standardabweichung der Festigkeitsverluste (Abbildung 4.2-6).

Abbildung 4.2-7, links, verdeutlicht den Einfluss des Filamentdurchmessers der CemFil-Filamente auf den Grad des Festigkeitsverlustes bei Lagerung in Lösung 2 bei 50 °C (G1: 13,7 µm und G10: 27 µm): Der Festigkeitsverlust der Filamente ist unabhängig vom Filamentdurchmesser. Im Abschnitt 4.2.2.2 wurde zwar gezeigt, dass sich die Festigkeit der Filamente mit zunehmender Querschnittsfläche reduziert, aber da sich der Festigkeitsverlust jeweils auf die Referenz-Filamentzugfestigkeit bezieht, tritt dieser Effekt bei der Betrachtung des Festigkeitsverlustes von Filamenten mit unterschiedlichen Durchmessern nicht mehr auf.

Um die Realität im porösen Feinbeton unabhängig von einer mechanischen Filamentbelastung nachzustellen, wurden G1-Filamente in mit Lösung 2 getränktem Zellstoff über 64 bzw. 180 Tage luftdicht verschlossen bei 50 °C gelagert (1 g Filament / 230 ml Lösung). Abbildung 4.2-7, rechts, zeigt die Ergebnisse dieses Versuchs: Die Filamente die in dem mit Lösung 2 getränktem Zellstoff gelagert wurden, weisen gegenüber den direkt in Lösung 2 gelagerten Filamenten einen im Mittel um 26 % geringeren Festigkeitsverlust auf. Gründe für den geringen Festigkeitsverlust sind einerseits in der „Porenstruktur“ des Zellstoffs zu sehen. Durch diese „Porenstruktur“ hat das Filament keinen vollständigen Kontakt zur alkalischen Lösung, womit die chemische Angriffsfläche reduziert ist. Andererseits liegt im Verhältnis zum Glas weniger Lösungsmenge vor, die zudem örtlich in der Zellstoffstruktur gebunden ist. Hierdurch ist von einer lokalen Sättigung der Lösung auszugehen.

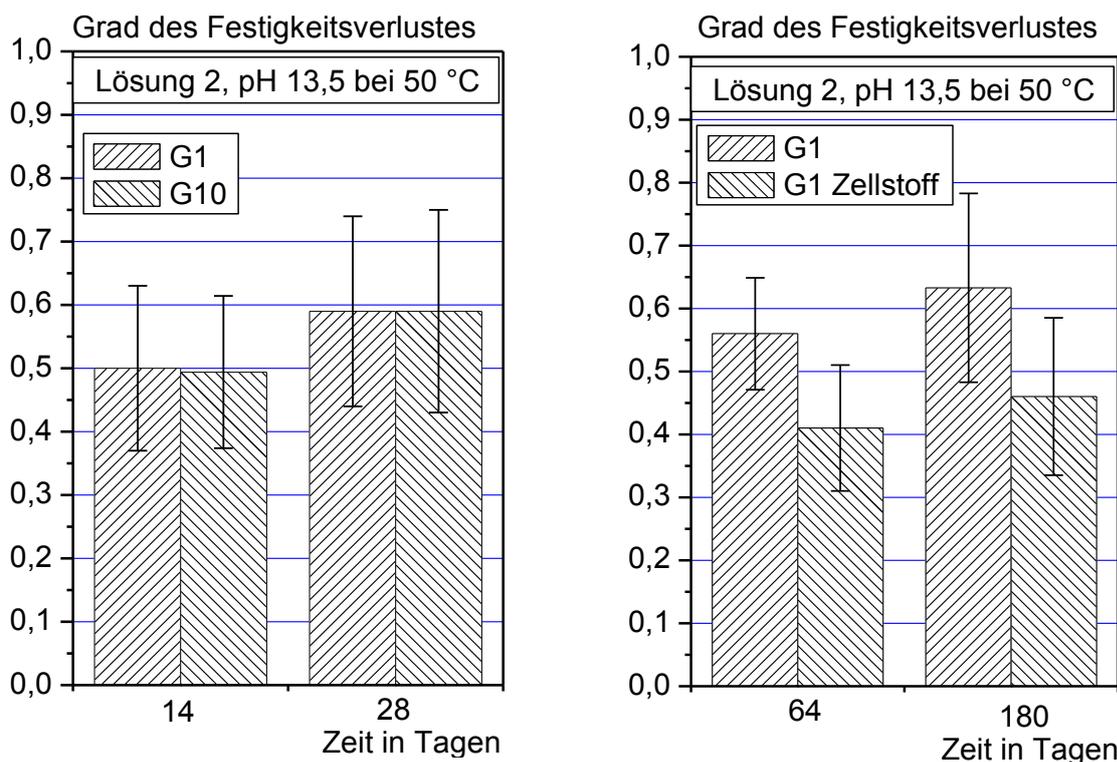


Abbildung 4.2-7: Links: Grad des Festigkeitsverlustes von G1, G10 (Durchmesser 13,7 µm bzw. 24,3 µm) in Lsg. 2 bei 50 °C; Rechts: Grad des Festigkeitsverlustes von G1 in Lsg. 2 bei 50 °C bzw. in einem mit Lsg. 2 getränktem Zellstoff bei 50 °C

Figure 4.2-7: Left: Degree of loss of strength of G1, G10 (diameter 13.7 µm or 24.3 µm) in solution 2 at 50 °C; Right: Degree of loss of strength of G1 in solution 2 at 50 °C and in a soaked pulp with solution 2 at 50 °C

4.2.3 Schlussfolgerungen aus den Filamentzugversuchen

Die durchgeführten Filamentzugversuche zeigen eindeutig einen Festigkeitsverlust der Filamente in alkalischen Lösungen, der mit ansteigender Temperatur überproportional zunimmt. Dieser Festigkeitsverlust kann nur auf eine Korrosion des AR-Glases zurückgeführt werden. Entsprechend Abschnitt 2.1.3 muss es

sich dabei um eine Auflösung des Silizium-Netzwerks durch die OH⁻-Ionen und eine Auslaugung der Na⁺-Ionen aus dem Glas handeln.

Wäre diese chemisch bedingte Korrosion eine rein flächige Korrosion, so wäre der Festigkeitsverlust eine Funktion des Filamentdurchmessers:

$$\Delta f_{l,t} = 1 - \frac{d_t}{d_{t=0}} \quad \text{(Gleichung 4.2-2)}$$

Hierin sind:

- $\Delta f_{l,t}$ Grad des Festigkeitsverlustes zum Zeitpunkt t
- d_t Filamentdurchmesser zum Zeitpunkt t

Bei einem Festigkeitsverlust von 60 % müsste demnach der Filamentdurchmesser um 5 µm abnehmen. Eine Bestimmung des Durchmessers der G1- und G10-Filamente vor und nach der Korrosion mittels eines optischen Mikroskops in Verbindung mit einer computergesteuerten Bildanalyse zeigt diese Abnahme des Filamentdurchmessers jedoch nicht. Weiterhin ist der Festigkeitsverlust entsprechend Abbildung 4.2-7, links, unabhängig vom Filamentdurchmesser, was bei einer Gültigkeit von Gleichung 4.2-2 nicht gegeben wäre. Somit kann der gemessene Festigkeitsverlust nicht durch eine globale Reduktion des Filamentdurchmessers infolge von Korrosion entstehen.

Basierend auf dem anhand der Filamentzugversuche und der Literaturangaben zur Abhängigkeit der Glasfestigkeit von Fehlstellen (Abschnitt 2.1.4) vorhandenen Kenntnisstand resultiert die Annahme, dass der gemessene Festigkeitsverlust maßgeblich aus dem Wachsen vorhandener Fehlstellen bzw. Entstehen neuer Fehlstellen infolge eines chemischen Angriffs resultiert.

Zur statistischen Auswertung von bruchmechanischem Versagen spröder Materialien wird häufig das Weibull-Modell verwendet [Gao03], [Hab03], [Cuy02], [Sem00], welches annimmt, dass die Materialfestigkeit von der größten vorhandenen Fehlstelle bestimmt wird. Die Anwendbarkeit des Weibull-Modells wurde an vier Versuchsreihen zur Filamentzugfestigkeit mit jeweils 20 Einzelwerten ermittelt (siehe auch [Ori05]). Im Anhang ist die Bestimmung der Weibull-Parameter für die in Tabelle 4.2-2 gezeigten Versuche beschrieben.

Tabelle 4.2-2: Ermittelte Weibull-Parameter für die Filamentzugversuche

Table 4.2-2: Calculated Weibull parameters of the filament-tensile-tests

| | | G10 (ohne Schlichte) | | G1 (mit Schlichte) | |
|--------------------------|-------------------|----------------------|---------------------|--------------------|---------------------|
| | | Referenz | 14 d, Lsg. 2, 50 °C | Referenz | 14 d, Lsg. 2, 50 °C |
| Bruchfestigkeit σ | N/mm ² | 1880 | 950 | 2167 | 1096 |
| Weibull-Modul m | - | 4.7 | 3.8 | 9.3 | 4.9 |
| Korrelationskoeffizient | - | 0.960 | 0.924 | 0.917 | 0.988 |

Tabelle 4.2-2 zeigt eine Abnahme der Bruchfestigkeit um den Faktor zwei infolge der 14-tägigen Lagerung in Lösung 2 bei 50 °C, was nach dem Weibull-Modell mit einem Fehlstellenwachstum zu erklären ist. Der Weibull-Modul m nimmt ebenfalls infolge der Lagerung gegenüber der Referenz ab, d. h., die Fehlstellenverteilung wird breiter. Eine breitere Fehlstellenverteilung entsteht durch ein Wachsen von Fehlstellen mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten, was auf eine ungleichmäßige Korrosion an der Glasoberfläche, verbunden mit einer Vertiefung vorhandener Fehlstellen und der Entstehung neuer Fehlstellen bzw. Lochfraß, hindeutet. Auch anhand der Weibull-Auswertung wird deutlich, dass die Festigkeit der Filamente ohne Schlichte geringer und die Streubreite (Weibull-Modul m), hier wiedergegeben durch eine breitere Fehlstellenverteilung, gegenüber den Filamenten mit Schlichte größer ist. Die Reduktion der Festigkeit um etwa 50 % stimmt weitestgehend mit der in Abschnitt 4.2.2 verwendeten Mittelwertbildung überein. Eine Anwendung des Weibull-Modells auf alle Filamentzugversuche ist aufgrund der im Durchschnitt durchgeführten 10 Einzelversuche nicht sinnvoll, da für eine statistisch abgesicherte Weibull-Auswertung etwa 20 Einzelwerte vorliegen sollten.

Die Anwendbarkeit der Weibull-Statistik auf die Filamentzugversuche mit einem Korrelationskoeffizienten $> 0,917$, bekräftigt die Annahme, dass der Filamentfestigkeitsverlust durch ein Vertiefen vorhandener Fehlstellen bzw. der Entstehung neuer lochfraßähnlicher Schwachstellen an der AR-Glasoberfläche begründet sein muss. Gao et al. /Gao03/ zeigen in ihren AR-Glas-Filamentuntersuchungen ebenfalls einen gravierenden Einfluss oberflächlicher Fehlstellen auf die Filamentzugfestigkeit anhand des Weibull-Modells.

Unter der Annahme eines bruchmechanischen Versagens kann mittels Gleichung 2.1-7 die Tiefe der bruchauslösenden Fehlstelle berechnet werden. In Anlehnung an /Pur98/ und /Fre80/ wird der kritische Spannungsintensitätsfaktor mit $0,75 \text{ MN/m}^{-3/2}$ angenommen. Tabelle 4.2-3 gibt einen Eindruck über mögliche Fehlstellentiefen, die zu einem Versagen der Filamente bei den in Tabelle 4.2-2 ermittelten Spannungen führen können. Da die angenommenen Werte für die Geometrie der Fehlstelle und den kritischen Spannungsintensitätsfaktor aus der Literatur stammen und nicht für AR-Glasfilamente ermittelt wurden, können die Angaben nur als eine ungefähre Größenordnung gesehen werden. Zudem ist es denkbar, dass sich die Fehlstellengeometrie infolge der Korrosion verändert.

Tabelle 4.2-3: Berechnete Bandbreite der Fehlstellentiefe basierend auf Gleichung 2.1-7 und Tabelle 4.2-2

Table 4.2-3: Calculated bandwidth of the depth of flaws based on equation 2.1-7 and table 4.2-2

| | G1o (ohne Schlichte) | | G1 (mit Schlichte) | |
|---------------------------------|----------------------|---------------------|--------------------|---------------------|
| | Referenz | 14 d, Lsg. 2, 50 °C | Referenz | 14 d, Lsg. 2, 50 °C |
| Minimale Fehlstellentiefe in nm | 25 | 88 | 24 | 75 |
| Mittlere Fehlstellentiefe in nm | 40 | 158 | 30 | 119 |
| Maximale Fehlstellentiefe in nm | 384 | 754 | 58 | 396 |

Tabelle 4.2-3 ist zu entnehmen, dass die Fehlstellentiefe mit der Lagerung in Lösung 2 bei 50 °C erwartungsgemäß zunimmt. Gleichzeitig steigt auch die Streubreite der Fehlstellentiefe, was das oben beschriebene unterschiedliche Wachsen bzw. Entstehen von Fehlstellen/Lochfraß beschreibt.

4.3 Weitergehende Untersuchungen am Filament

Zur Untermauerung der Annahme, dass der gemessene Festigkeitsverlust der Filamente in alkalischen Lösungen auf ein Wachsen vorhandener bzw. dem Entstehen neuer Fehlstellen/Lochfraßstellen aufgrund von Korrosion beruht, wurden u. a. Untersuchungen mittels Rasterelektronenmikroskop (REM) durchgeführt.

Abbildung 4.3-1 zeigt exemplarisch REM Aufnahmen von Filamenten ohne Schlichte nach 14-tägiger Lagerung in Lösung 2 bei 50 °C . Bei diesen REM Untersuchungen wurde insgesamt eine Fläche von $0,3 \text{ mm}^2$ mit einer Vergrößerung von $5000:1$ bis hin zu $100000:1$ an ausgesuchten Positionen betrachtet. Die lokale Fehlstelle in Abbildung 4.3-1, links, weist einen Durchmesser von etwa 40 nm auf. In Abbildung 4.3-1, rechts, ist hingegen exemplarisch eine flächig korrodierte AR-Glasoberfläche mit Lochfraßerscheinungen dargestellt. Diese Art von Lochfraßkorrosion an einer Schwachstelle der AR-Glasoberfläche wurde bei den gealterten Filamenten ohne Schlichte häufig vorgefunden. Die äußere Schicht des AR-Glases, welche gegenüber dem Kernmaterial eine andere Zusammensetzung aufweist (siehe Abschnitt 2.1.1), scheint sich dabei teilweise abzulösen. An den Referenz-Filamenten wurde diese Lochfraßkorrosion nicht festgestellt.

In /Rau02a/ sind ebenso wie in /Rau02b/ weitere REM-Aufnahmen mit Fehlstellen an Filamentoberflächen nach Lagerung in alkalischem Milieu dargestellt. Die dort gezeigten Filamente waren CemFil-Filamente mit Schlichte. Nach 4-tägiger Lagerung bei 80 °C in einer Lösung mit pH-Wert 14 wurden Fehlstellen mit einem Durchmesser von 500 nm detektiert /Rau02a/.

Zur Ermittlung der Fehlstellentiefe im nm-Bereich der $13,7 \text{ }\mu\text{m}$ dicken Filamente wurde sowohl das Rasterkraftmikroskop (AFM) als auch ein Weißlichtinterferometer angewendet bzw. diskutiert. Weitere Untersuchungsmethoden, wie z. B. das Laserscanning Mikroskop, fielen wegen unzureichender Auflösung aus. Beim Weißlichtinterferometer bedingt die Rundung der Filamente jedoch eine gravierende Verfälschung der Messergebnisse. Untersuchungen mit dem Rasterkraftmikroskop geben hingegen lediglich Auskunft über die Gesamtrauheit (Tiefe und Aufwachsungen), eine Separation der gemessenen Tiefe ist nicht möglich, da die Nullebene (runde Filamentoberfläche) nicht eindeutig festgelegt werden kann. Gao et al. /Gao03/ haben in ihren Untersuchungen die mittels AFM bestimmbare maximale Gesamtrauheit (höchster

und tiefster Punkt bzgl. auf eine relative Mittellinie im Querschnitt) für NEG- und CemFil-Filamente mit Schlichte ermittelt. Die Gesamtrauheit lag zwischen 50 und 300 nm. Eine Zunahme der Rauheit mit einer beschleunigten Alterung geht aus dem in /Gao03/ dargestellten Diagramm nicht hervor. Dies kann u. a. mit der sich verändernden Schlichte sowie Ablagerungen auf den Filamenten infolge der Lagerung in alkalischem Milieu begründet werden.

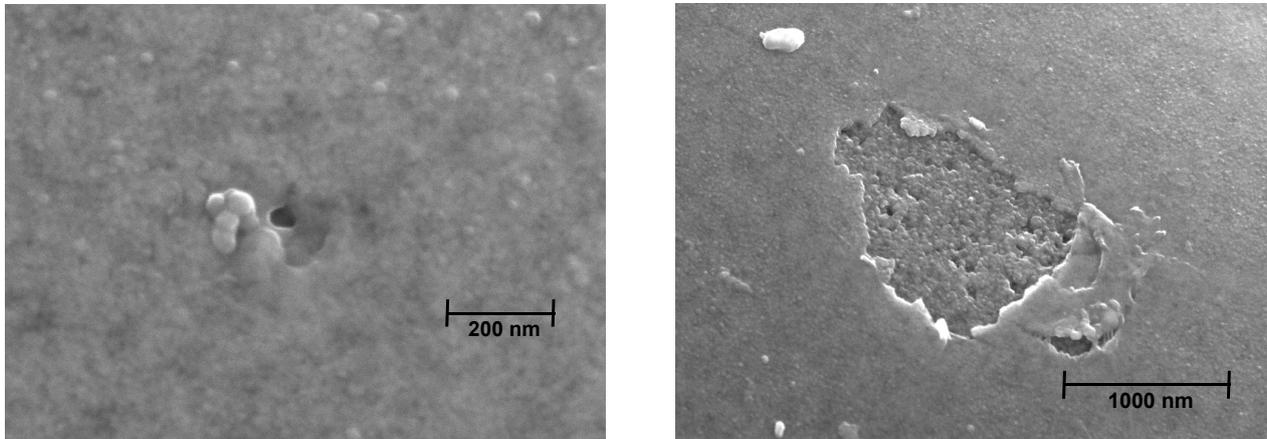


Abbildung 4.3-1: REM-Aufnahmen von Filamenten ohne Schlichte nach 14-tägiger Lagerung in Lösung 2 bei 50 °C

Figure 4.3-1: REM pictures on filaments without sizing after 14 days in solution 2 at 50 °C

Anhand von Sekundärneutral-Massenspektroskopie(SNMS)-Untersuchungen ist bekannt, dass die chemische Zusammensetzung der AR-Glasfilamente zur Oberfläche hin wesentlich von der des Volumens abweicht /Pril98/, /Höc05/ (siehe auch Abschnitt 2.1.1, /Rau03/). An der AR-Glasoberfläche ist gegenüber dem Kernmaterial insbesondere Natrium angereichert und die Zirkoniumdioxidkonzentration beträgt nahezu null. Mit zunehmender Tiefe steigt die Zirkoniumdioxidkonzentration an, während die Natriumkonzentration sinkt. Angaben zur Tiefe bei der die Volumenkonzentration unbehaltener Filamente erreicht wird, schwanken für die Zirkoniumdioxidkonzentration zwischen 50 nm /Pril98/ und 150 nm /Höc05/. Die Natriumkonzentration erreicht nach /Höc05/ erst bei 500 bis 700 nm Tiefe ihre Volumenkonzentration. Infolge der AR-Glas-Lagerung in alkalischem Milieu nimmt entsprechend der SNMS-Untersuchungen die Natrium- und Siliziumverarmung in tiefergehende AR-Glasschichten zu, während die Zirkoniumdioxidkonzentration an der AR-Glasoberfläche ansteigt. Bei der Bewertung dieser Untersuchungen ist allerdings zu berücksichtigen, dass sich die Position der AR-Glasoberfläche infolge Korrosion gegenüber dem Referenzmaterial verschoben haben kann.

Röntgenphotoelektronenspektroskopische(XPS)-Untersuchungen an schlichtefreien AR-Glasfilamenten (G1o), die bei unterschiedlichen Temperaturen 28 Tage in einer gemahlene und mit Wasser versetzten Betonmischung A (Tabelle 3.2-3) gelagert wurden, bestätigen, soweit mit der XPS-Untersuchungsmethode möglich, den im vorherigen Absatz beschriebenen Sachverhalt. Die XPS-Werte in Abbildung 4.3-2 zeigen innerhalb der messbaren Glastiefe von 6 nm ein Abreicherung von Silizium und Natrium gegenüber der ursprünglichen Glasoberfläche. Der geringe Zirkoniumdioxidanteil verändert sich innerhalb dieser geringen Tiefe nicht. Weiterhin konnte Calcium nachgewiesen werden. Da die ursprüngliche Glasoberfläche kein Calcium aufweist, stammt das Calcium in Form von Calciumhydroxid aus dem umgebenden Betonmilieu. Mit zunehmender Temperatur wird der beschriebene Effekt verstärkt. Die in Abbildung 4.3-2 dargestellten XPS-Werte sind um Kohlenstoff, welcher in Form von Kohlenwasserstoffen auf allen der Atmosphäre ausgesetzten Oberflächen adsorbiert wird, bereinigt.

Weitergehend wurden Untersuchungen mit der Elektronenstrahl-Mikrosonde (EMS) durchgeführt. Mittels der Elektronenstrahl-Mikrosonde kann die chemische Zusammensetzung eines AR-Glasfilamentes in einem Querschnitt bestimmt werden. Für die EMS Untersuchungen wurden G10- und G1o-Filamente mittig in den Beton A eingebettet und 28 d feucht bei 23 °C / 95 % r. F. zzgl. 28 d bei 20 °C / 65 % r. F gelagert. Im Anschluss wurde der Betonblock unter Vakuum mit Epoxidharz getränkt, in Querrichtung zum Roving zersägt und poliert. Durch das Polieren der Querschnittsoberfläche wird ein Großteil der AR-Glasquerschnitte beschädigt, da das spröde AR-Glas an den Randbereichen des Querschnitts bricht. Es bleibt nur noch eine geringe Anzahl an unbeschädigten Filamenten für die EMS Untersuchungen übrig.

Weiterhin kann es durch die Probenpräparation zu einer geringfügigen Ablösung der Matrix vom Filament kommen, woraus ein „Rauschen“ in der Elementzusammensetzung im Übergang vom Filament zur Matrix resultiert. Somit ist eine scharfe Abgrenzung zwischen Filament und Matrix nicht möglich. Trotz dieser messtechnischen Schwierigkeiten zeigt Abbildung 4.3-3 eine ungleichmäßige Natriumverteilung im Glasquerschnitt und insbesondere in der Randzone: Natrium ist gegenüber dem Kernbereich an der AR-Glasoberfläche angereichert, aber auch in dieser Randzone ist das Natrium nicht gleichmäßig über den Umfang verteilt. Dies kann neben der Korrosion an vorhandenen Fehlstellen eine Begründung für eine ungleichmäßige Oberflächenkorrosion an Glasschwachstellen mit damit verbundenem Lochfraß sein.

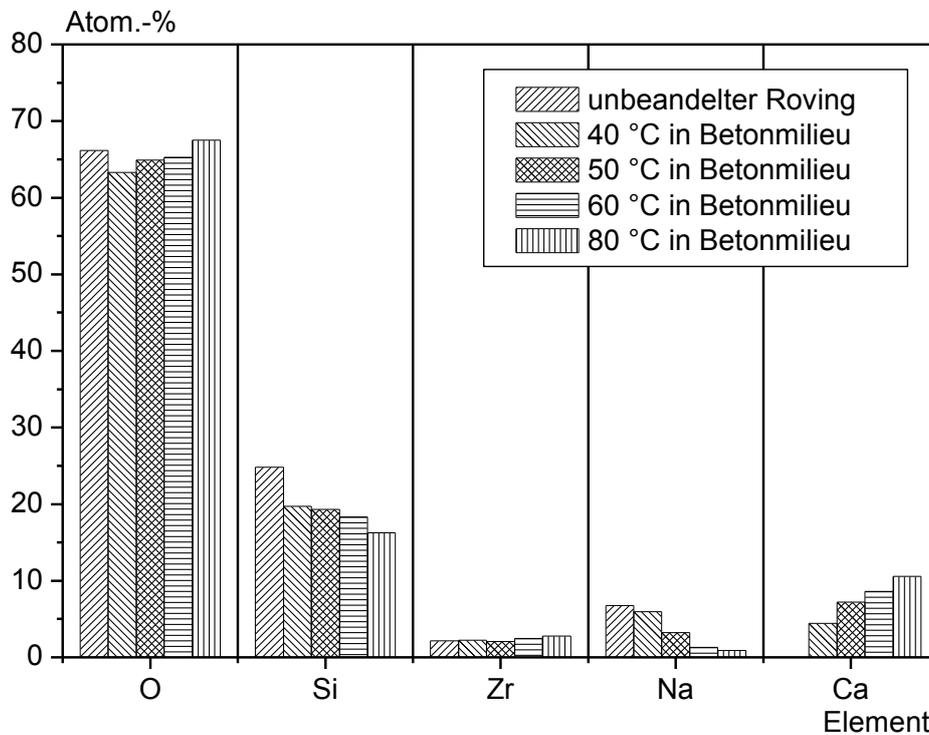


Abbildung 4.3-2: Zusammensetzung eines G10-Filamentes bis in etwa 6 nm Tiefe nach dessen 28-tägigen Lagerung in gemahlener, mit Wasser versetzter Mischung A

Figure 4.3-2: Composition of G10 filaments until a depth of 6 nm after a 28 days storage in grounded, water saturated concrete A

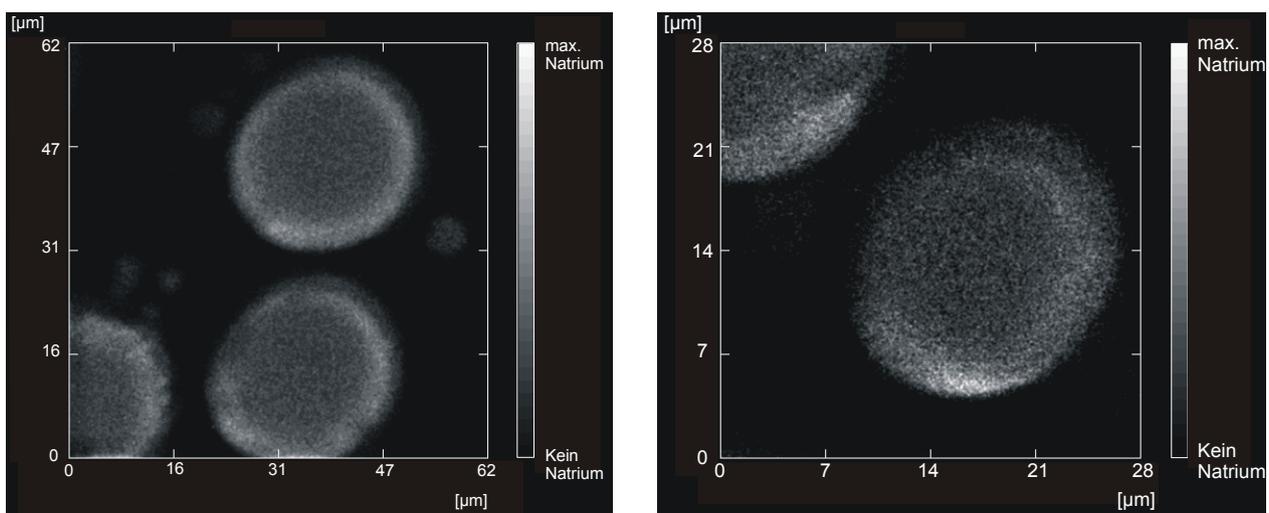


Abbildung 4.3-3: EMS Untersuchungen an G10- (links) und G10-Filamenten (rechts) im Beton A nach einer Lagerung bei 23 °C / 95 % r. F. zzgl. 20 °C / 65 % r. F.

Figure 4.3-3: EMS investigations on G10 (left) and G10 (right) filaments in concrete A after a storage at 23 °C / 95 % r. h. plus 20 °C / 65 % r. h.

5 Modell zum Festigkeitsverlust von Filamenten in alkalischer Lösung

5.1 Zielsetzung

Zur Vorhersage des Festigkeitsverlustes von AR-Glasfilamenten in alkalischem Milieu ist die mathematische Beschreibung der diskutierten Schädigungsmechanismen notwendig. Hierzu werden im Rahmen dieses Abschnitts zunächst die in Kapitel 4 detektierten Schädigungsmechanismen zusammengefasst. Darauf basierend erfolgt die Herleitung eines Korrosionsmodells. Nach einem Vergleich des Modells mit den in Abschnitt 4.2.2 gezeigten Versuchsergebnissen findet eine Sensibilitätsanalyse der Modellparameter statt.

5.2 Herleitung und Anwendung des Modells

Die in Abbildung 4.2-4 dargestellten Ergebnisse zeigen exemplarisch, dass innerhalb der ersten Tage in alkalischer Lösung ein starker Festigkeitsverlust auftritt, der mit zunehmender Zeit verlangsamt wird. Dieses Verhalten indiziert eine Veränderung der chemischen Reaktionsgeschwindigkeit des AR-Glases mit dem alkalischen Milieu. Basierend auf den in Abschnitt 4.2.3 diskutierten Schlussfolgerungen aus den Filamentzugversuchen sowie den in Abschnitt 4.3 aufgezeigten Zusatzuntersuchungen können im Wesentlichen zwei Ursachen für die mit zunehmender Lagerungsdauer einhergehende Veränderung der chemischen Reaktionsgeschwindigkeit genannt werden:

- Die anfängliche Korrosion (Auslaugung von Natrium und Auflösung des Siliziumnetzwerkes) an der Glasoberfläche und in oberflächlichen Fehlstellen wird in tieferen Schichten des AR-Glases durch die ansteigende Zirkoniumkonzentration deutlich verlangsamt. Da Zirkoniumdioxid theoretisch bei pH-Werten von 0-14 nicht hydratisieren kann, verlangsamt das stabile Zirkoniumdioxid-Netzwerk eine Diffusion anderer Ionen ins Glasinnere signifikant. Im Folgenden wird für diese Ursache der Begriff „innere Schicht“ verwendet.
- Weiterhin bedingt die Rekondensation von Silanolgruppen und die Redeposition von überwiegend Calciumhydroxid aus der Betonumgebung auf der durch Korrosion zerstörten Glasoberfläche sowie die zerstörte Glasschicht selbst eine Verlangsamung des Ionen-Zutrittes zur noch nicht korrodierten Glasstruktur. Somit findet eine langfristige Korrosion des Glases ebenfalls diffusionskontrolliert statt. Im Folgenden wird für diese Ursache der Begriff „äußere Schicht“ verwendet.

Abbildung 5.2-1 zeigt schematisch die unterschiedlichen Schichten, die zu einer Veränderung der Korrosionsgeschwindigkeit führen. Die EMS-Untersuchungen in Abbildung 4.3-3 zeigen, dass die Elementkonzentrationen in der Glasrandzone nicht gleichmäßig sind, was die Entstehung variierender Schichtdicken entlang der Filamentoberflächen zur Folge hat. Innerhalb dieser äußeren Schicht kann infolge verstärkter örtlicher Korrosion an den Schwachstellen der AR-Glasoberfläche Lochfraß entstehen (Abbildung 4.3-1). Weiterhin ist von einer Vergrößerung der bereits durch den Herstellungs- und Verarbeitungsprozess entstandenen Fehlstellen auszugehen.

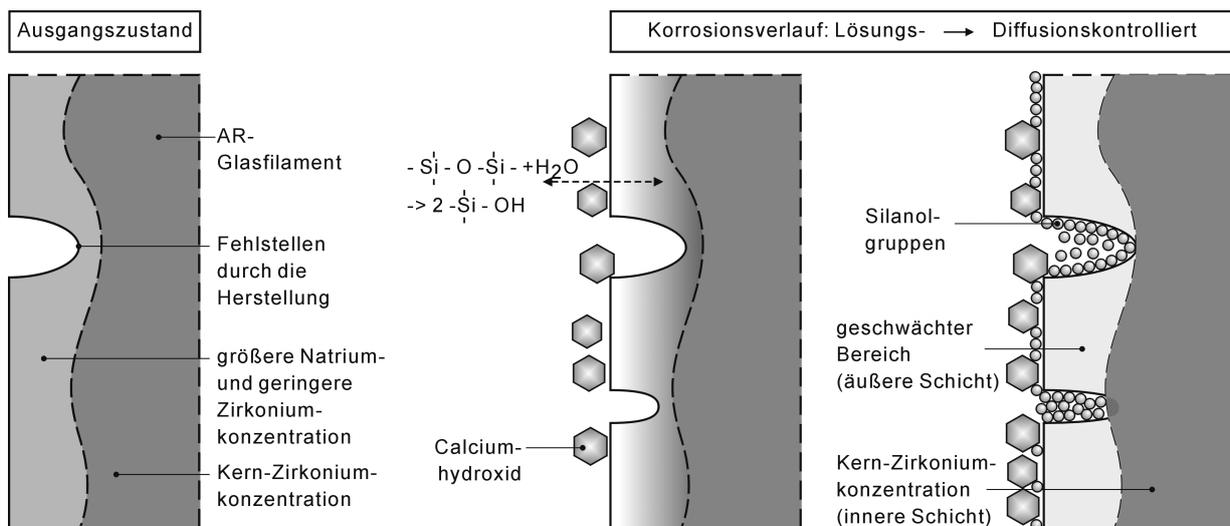


Abbildung 5.2-1: Bildung innerer und äußerer Schichten am/im AR-Glasfilament in alkalischer Umgebung und Entstehung von Lochfraß

Figure 5.2-1: Formation of an inner and outer layer at/in the AR-glass filament in alkaline environment and development of pitting

Unter der Annahme kontinuierlich vorhandener Hydroxidionen an der korrodierenden Glasoberfläche und dem Ausschluss von diffusionskontrollierten chemischen Reaktionen, lässt sich ein Wachsen der Fehlstelle a wie folgt beschreiben /Pur98/:

$$a = a_0 + k_1 t \quad \text{(Gleichung 5.2-1)}$$

Hierin sind:

| | | |
|-------|--------|---|
| a | [nm] | Fehlstellentiefe |
| a_0 | [nm] | Tiefe der Ausgangsfehlstelle |
| k_1 | [nm/d] | Koeffizient für die durch Lösungsvorgänge bedingte Wachstumsgeschwindigkeit |
| t | [d] | Lagerungszeit |

Infolge der zunehmenden Fehlstellentiefe reduziert sich die Festigkeit der AR-Glasfilamente. Die Festigkeit der AR-Glasfilamente kann anhand des bruchmechanischen Ansatzes von Irwin /Irwin56/ berechnet werden (Gleichung 2.1-7). Kombiniert man die Gleichungen 2.1-7, 4.2-1 und 5.2-1 miteinander, so ergibt sich, unter der Annahme, dass der Spannungsintensitätsfaktor sowie die Geometrie der Fehlstelle konstant sind, der Grad des Festigkeitsverlustes zu

$$\Delta f_{i,t} = 1 - \sqrt{\frac{a_0}{a_0 + k_1 t}} \quad \text{(Gleichung 5.2-2)}$$

Dieses Vorgehen hat Purnell /Pur89/ bei seinem Static-Fatigue-Modell gewählt (siehe Abschnitt 2.4.2). Abbildung 5.2-2 vergleicht den mittels Gleichung 5.2-2 ermittelten Festigkeitsverlust über der Zeit mit den in Filamentzugversuchen ermittelten Werten (Abbildung 4.2-4). Die Annahme eines kontinuierlichen Ionenzutrittes und eines damit verbundenen linearen Fehlstellenwachstums trifft demnach nur im Anfangsstadium, innerhalb der ersten 28 Tage, zu. Über längere Zeiträume sind die gemessenen Werte gegenüber dem mit Gleichung 5.2-2 ermittelten Kurvenverlauf wesentlich geringer, woraus erneut resultiert, dass das Fehlstellenwachstum an der Glasoberfläche mit der Zeit verlangsamt wird.

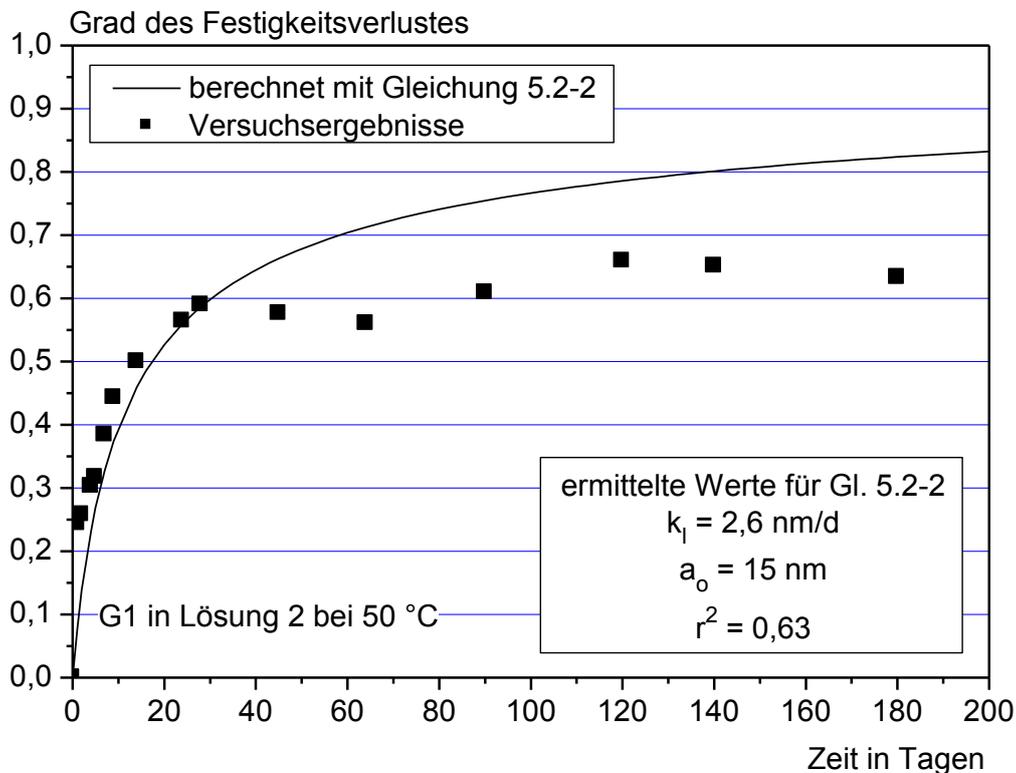


Abbildung 5.2-2: Festigkeitsverlust als Funktion der Zeit mit Gleichung 5.2-2 berechnet; Versuchswerte aus Abbildung 4.2-4 (r^2 : Bestimmtheitsmaß)

Figure 5.2-2: Loss of strength as function of time, calculated with equation 5.2-2, test values from figure 4.2-4 (r^2 : coefficient of determination)

Unter der Annahme, dass die Verlangsamung des Fehlstellenwachstums auf einem, mit zunehmender Zeit aufgrund der „inneren und äußeren Schicht“ vermehrt diffusionskontrollierten Ionenzutritt zur intakten Glasstruktur beruht, ergibt sich folgender mathematischer Ansatz:

$$a = a_0 + X \quad (\text{Gleichung 5.2-3})$$

mit

$$\frac{dX}{dt} = \frac{1}{\frac{1}{k_1} + \frac{X}{k_2}} \quad (\text{Gleichung 5.2-4})$$

Hierin sind:

| | | |
|----------------|----------------------|--|
| X | [nm] | Zunahme der Fehlstellentiefe |
| dX/dt | [nm/d] | Wachstumsrate der Fehlstellen bzw. des Lochfraßes (X = 0 bei t = 0) |
| k ₁ | [nm/d] | Koeffizient für den durch Lösungsvorgänge bedingten reaktionskontrollierten Anteil |
| k ₂ | [nm ² /d] | Koeffizient für den diffusionskontrollierten Anteil der Reaktion |

Zum Zeitpunkt t = 0 ist X = 0 womit Gleichung 5.2-2 gilt. Mit zunehmender Zeit wird der reaktionskontrollierte Term in Gleichung 5.2-4 unbedeutender und die chemischen Reaktionen werden stärker diffusionskontrolliert. Gleichung 5.2-4 verdeutlicht, dass ein Wachstum der Fehlstellen bzw. eine Vertiefung der Lochfraßstellen gleichzeitig eine Verlangsamung desselben Vorgangs bedingt. Dieses Verhalten stimmt mit der Entstehung einer „inneren“ und „äußeren“ Schicht in/an der AR-Glasoberfläche entsprechend Abbildung 5.2-1 überein.

Die Gleichung 5.2-4 kann wie folgt umgeschrieben werden:

$$\left(\frac{1}{k_1} + \frac{X}{k_2} \right) dX = dt \quad (\text{Gleichung 5.2-5})$$

Die Integration von Gleichung 5.2-5 von t = 0 bis t und X = 0 bis X ergibt:

$$\left(\frac{X}{k_1} + \frac{X^2}{2k_2} \right) - t = 0 \quad (\text{Gleichung 5.2-6})$$

Der mittels Gleichung 5.2-6 ermittelte Wert X kann in Gleichung 5.2-3 zur Bestimmung der Fehlstellengröße eingesetzt werden. Der Grad des Festigkeitsverlustes ergibt sich, auf Gleichung 2.1-7, 4.2-1 und 5.2-3 basierend, zu

$$\Delta f_{l,t} = 1 - \sqrt{\frac{a_0}{a}} \quad (\text{Gleichung 5.2-7})$$

Abbildung 5.2-3 zeigt den mit Gleichung 5.2-7 berechneten Grad des Festigkeitsverlustes über der Zeit im Vergleich zu den im Filamentzugversuch ermittelten Versuchsergebnissen. Die Faktoren k₁, k₂ und a₀ wurden anhand der Versuchsergebnisse ermittelt. Abbildung 5.2-3 zeigt eine gute Übereinstimmung der anhand des erarbeiteten Modells berechneten Festigkeitsverluste mit den experimentell bestimmten Festigkeitsverlusten.

Sowohl für Gleichung 5.2-2 (Abbildung 5.2-2) als auch für Gleichung 5.2-7 wurde die gleiche Ausgangsfehlstellengröße von a₀ = 15 nm ermittelt. Während der alleinige reaktionskontrollierte Ansatz von Gleichung 5.2-2 zu einer Überschätzung des langfristigen Festigkeitsverlustes führt (Bestimmtheitsmaß r² = 0,63), bedingt die Berücksichtigung der langfristig diffusionsgesteuerten Prozesse eine gute Wiedergabe des Materialverhaltens (Bestimmtheitsmaß r² = 0,97).

Mit den ermittelten Werten a₀ = 15 nm, k₁ = 80 nm/d und k₂ = 50 nm²/d ergibt sich nach 14 Tagen bei 50 °C in Wasser eine Fehlstellentiefe a = 52 nm. Diese berechnete, für das Filamentversagen maßgebende Fehlstellentiefe stimmt gut mit der REM-Aufnahme in Abbildung 4.3-1 überein. Die in Tabelle 4.2-3 berechneten Fehlstellentiefen sind etwa um den Faktor 2 größer, was auf den angenommenen Spannungsintensitätsfaktor und die Fehlstellengeometrie zurückzuführen ist. Beide Werte sind für AR-

Glasfilamente nicht bekannt. Da für das dargestellte Modell die Annahme getroffen wurde, dass der Spannungsintensitätsfaktor und die Fehlstellengeometrie konstant bleiben, werden beide Angaben im Modell nicht benötigt.

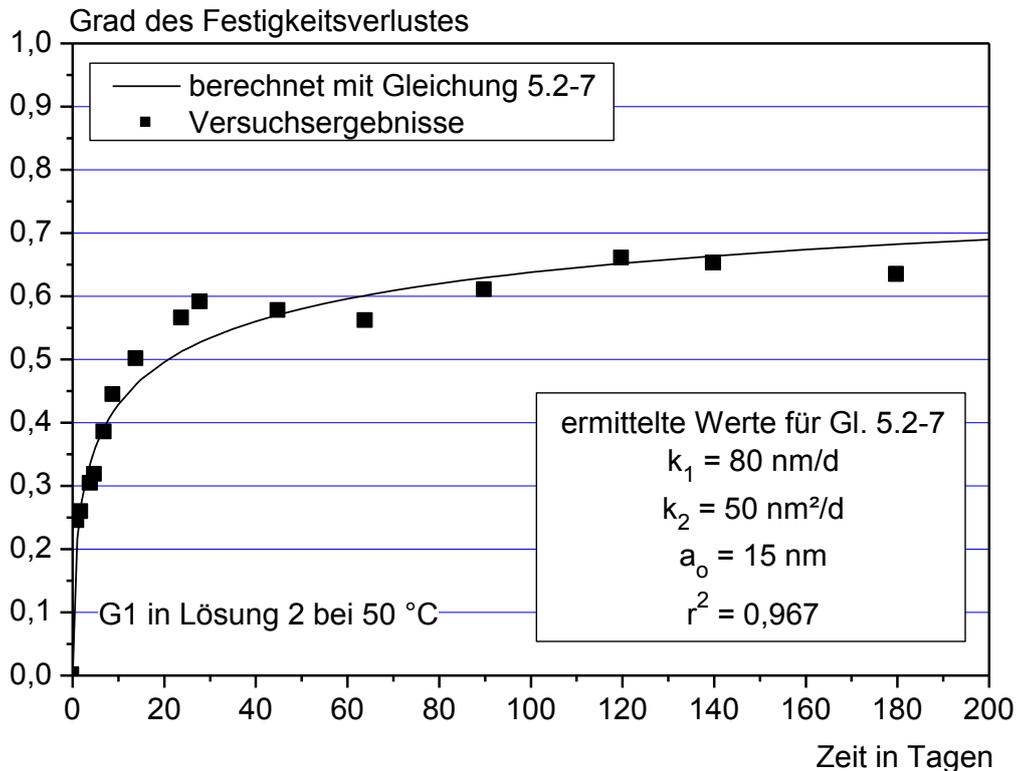


Abbildung 5.2-3: Festigkeitsverlust als Funktion der Zeit mit Gleichung 5.2-7 berechnet; Versuchswerte aus Abbildung 4.2-4

Figure 5.2-3: Loss of strength as function of time, calculated with equation 5.2-7, test values from figure 4.2-4

5.3 Einfluss der Parameter k_1 , k_2 und a_0

Abbildung 5.3-1 zeigt den Verlauf des Festigkeitsverlustes über der Zeit unter Variation des Parameters k_1 (k_2 und a_0 bleiben konstant). Im Wesentlichen beeinflusst k_1 , als Koeffizient des durch Lösungsvorgänge reaktionskontrollierten Anteils, den Kurvenverlauf innerhalb der ersten Tage. Nach einem Tag beträgt der Festigkeitsverlust mit $k_1=1$ 0,031. Dieser Wert steigt innerhalb der folgenden 30 Tage um das 12fache auf 0,381 an. Nach 640 Tagen, etwa dem 20fachen der Zeit, ergibt sich gegenüber dem Wert nach 30 Tagen nur noch eine Verdopplung auf 0,74.

Je größer k_1 wird, desto größer wird der Festigkeitsverlust, insbesondere innerhalb der ersten Tage. Das Ansteigen von k_1 bedingt im Wesentlichen für k_1 -Werte zwischen 1 und 30 eine deutliche Erhöhung des Festigkeitsverlustes. Mit zunehmenden k_1 -Werten, oberhalb von 30, nimmt der Festigkeitsverlust nur noch geringfügig zu. Beispielsweise beträgt bei einem k_1 von 16 der Festigkeitsverlust nach einem Tag 0,181, mit $k_1 = 64$ 0,213 und mit $k_1 = 128$ 0,219.

Abbildung 5.3-2 zeigt den Verlauf des Festigkeitsverlustes über der Zeit unter Variation des Parameters k_2 (k_1 und a_0 bleiben konstant). Mit zunehmender Zeit bedingt der Parameter k_2 , als Koeffizient für den diffusionskontrollierten Anteil der Reaktion, eine Erhöhung des Festigkeitsverlustes. Bei einem k_2 von 1 beträgt der Festigkeitsverlust nach einem Tag 0,044, nach 30 Tagen 0,188, das 4fache gegenüber dem ersten Tag, und nach 640 Tagen 0,456, was gegenüber dem 30. Tag das 2,5fache ist. Somit beeinflusst der Parameter k_2 den Festigkeitsverlust über der Zeit zu Beginn weniger als der Parameter k_1 , der langfristige Einfluss von k_2 auf den Festigkeitsverlust ist jedoch gegenüber k_1 größer, da der diffusionskontrollierte Reaktionsanteil mit zunehmender Zeit maßgebend wird. Je größer k_2 wird, desto größer ist der Festigkeitsverlust. Dabei reagiert der Festigkeitsverlust bei einer Erhöhung von k_2 im einstelligen Bereich „sensibler“ (stärkere Zunahme des Festigkeitsverlustes) als im zweistelligen Bereich.

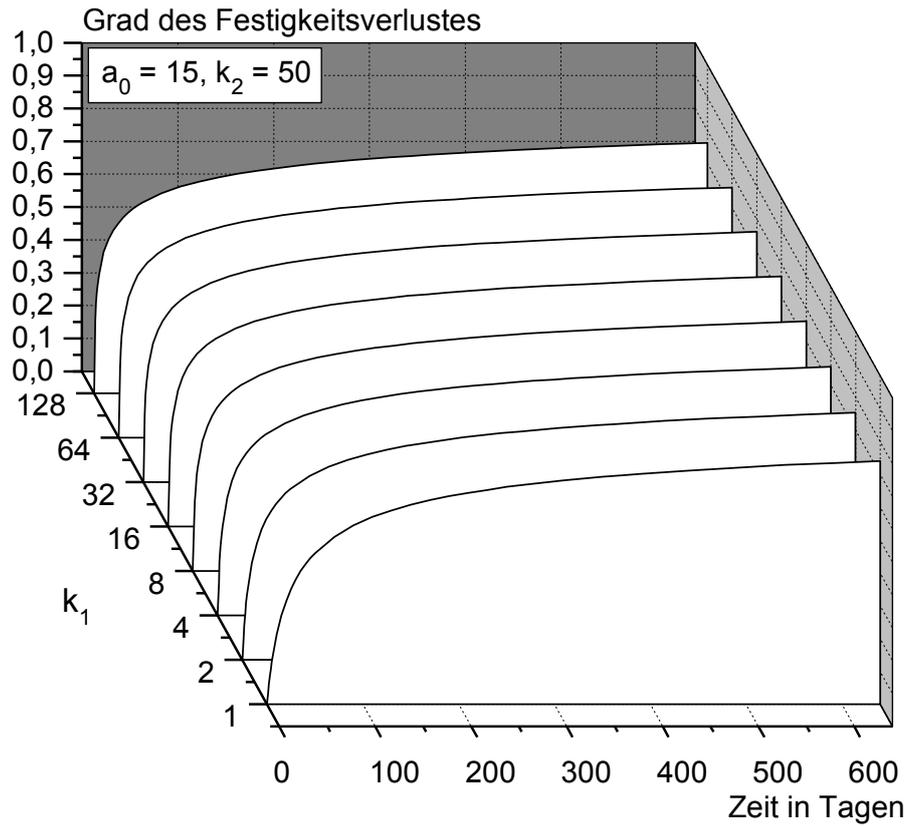


Abbildung 5.3-1: Festigkeitsverlust über der Zeit bei Variation von k_1 und konstantem a_0, k_2
Figure 5.3-1: Loss of strength versus time under variation of k_1 (a_0, k_2 keeps constant)

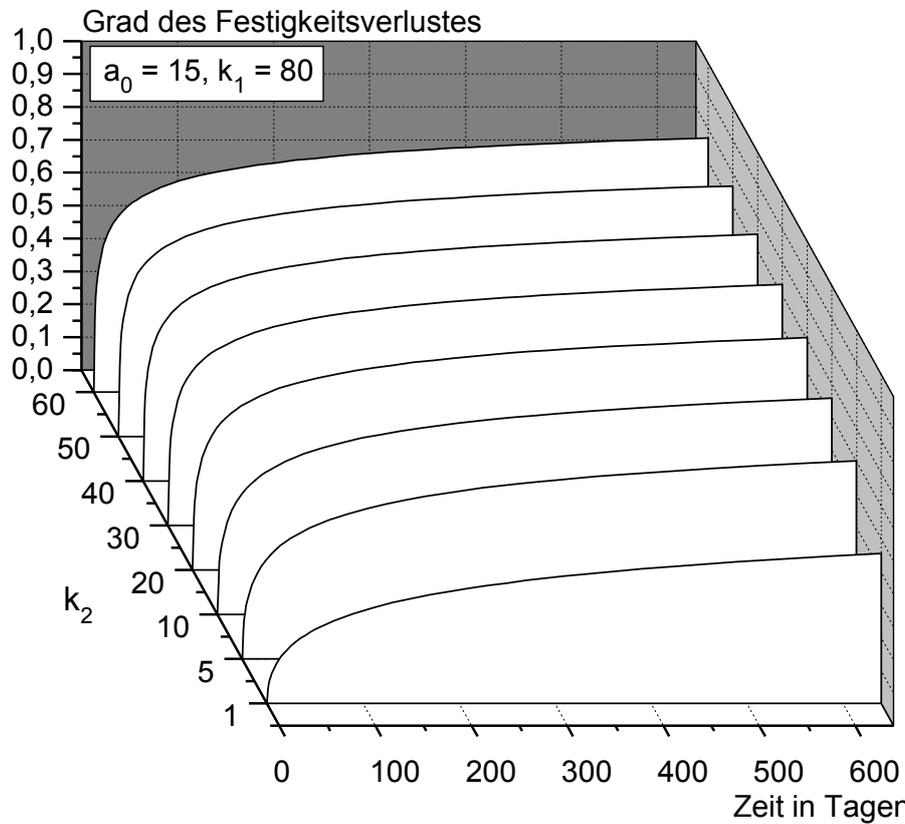


Abbildung 5.3-2: Festigkeitsverlust über der Zeit bei Variation von k_2 und konstantem a_0, k_1
Figure 5.3-2: Loss of strength versus time under variation of k_2 (a_0, k_1 keeps constant)

Der Verlauf des Festigkeitsverlustes über der Zeit unter Variation des Parameters a_0 (k_1 und k_2 bleiben konstant) ist in Abbildung 5.3-3 dargestellt. Mit steigendem a_0 wird der Festigkeitsverlust geringer. Somit sinkt die Empfindlichkeit der Glasfestigkeit gegenüber einem Fehlstellenwachstum, wenn mit zunehmendem a_0 das Verhältnis zwischen Ausgangsfehlstellengröße und Fehlstellenwachstum vergrößert wird. Beispielsweise beträgt mit $a_0 = 1$ nm der Festigkeitsverlust nach einem Tag 0,690 und mit $a_0 = 10$ nm sinkt der berechnete Wert bereits auf 0,282, während bei $a_0 = 40$ nm nach einem Tag nur noch ein Festigkeitsverlust von 0,100 entsteht. Demnach nimmt der Einfluss von a_0 auf den Festigkeitsverlust mit größer werdendem a_0 ab, wobei der Festigkeitsverlust von einem a_0 im einstelligen Bereich am deutlichsten geprägt wird.

Dagegen gewinnt die Zeit mit zunehmendem a_0 an Bedeutung für den Festigkeitsverlust. Bei einem $a_0 = 1$ verändert sich der Festigkeitsverlust oberhalb einer Lagerungsdauer von 20 Tagen nicht mehr wesentlich, während bei einem $a_0 = 60$ im Verlauf der dargestellten 640 Tage ein kontinuierlicher Zuwachs an Festigkeitsverlust zu erkennen ist.

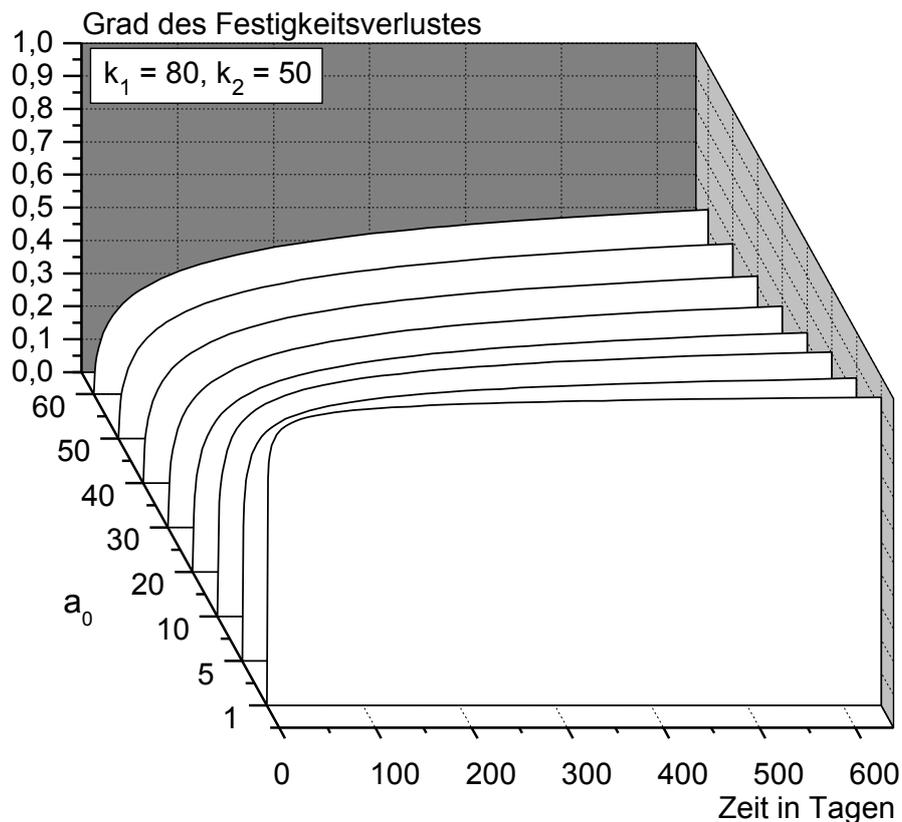


Abbildung 5.3-3: Festigkeitsverlust über der Zeit bei Variation von a_0 und konstantem k_1, k_2

Figure 5.3-3: Loss of strength versus time under variation of a_0 (k_1, k_2 keeps constant)

6 Untersuchungen am Verbundkörper und Anwendung des Modells auf die AR-Glasfestigkeit im Beton

6.1 Zielsetzung

Für den Einsatz von mit AR-Glasrovings bzw. AR-Glastextilien bewehrten Bauteilen sind Kenntnisse zur Dauerhaftigkeit von entscheidender Bedeutung. Das zeitabhängige Bauteilverhalten kann unter der Annahme eines qualitativ hochwertigen, beständigen Betons im Wesentlichen durch den Festigkeitsverlust der Bewehrung und der Veränderung des Verbundverhaltens beeinflusst werden.

Nach einer kurzen Beschreibung des Verbundwerkstoffes anhand von REM-Aufnahmen, soll in diesem Kapitel zunächst überprüft werden, ob das im Kapitel 5 hergeleitete Korrosionsmodell für AR-Glasfilamente auf den Verbundwerkstoff übertragbar ist. Dazu werden zwei unterschiedliche Tests eingesetzt:

- Zunächst werden Ergebnisse aus Zugversuchen an einem in Beton eingebetteten Roving vorgestellt /Rau01/, /Bro01/ (SIC-Test, Abschnitt 6.3).
- Um den Zugfestigkeitsverlust von mehreren Rovings bzw. Textilien im Betonbauteil zu bestimmen und allgemeingültige Aussagen zum Bauteilverhalten gegenüber klimatischen Einflüssen treffen zu können, werden Zugversuche an taillierten Streifenproben (TSP) diskutiert /Bro02/, /Rau02/ (TSP-Test, Abschnitt 6.4).

Zur Auswertung der Versuchsreihen wird jeweils das Korrosionsmodell herangezogen. Dabei wird ein zusätzliches Augenmerk auf die Übertragbarkeit der beschleunigten Laboralterung in die Realität gelegt.

Ein weiteres Ziel ist es, den Einfluss einer konstanten Zugbeanspruchung auf die Dauerhaftigkeit der mit AR-Glasrovings bewehrten Betonbauteile zu untersuchen (Abschnitt 6.5).

Um die Dauerhaftigkeit des Verbundes in Abhängigkeit von unterschiedlichen klimatischen Beanspruchungen zu untersuchen, werden zum einen

- Pull-Out-Versuche am einzelnen, in Beton eingebetteten Filament und zum anderen
- Pull-Out-Versuche am einbetonierten Roving

vorgestellt (Abschnitt 6.6). Die Pull-Out-Versuche am Filament ermöglichen unmittelbare Aussagen zur Veränderung der Haftung zwischen Beton und AR-Glasbewehrung. Diese Aussage kann aus den Roving-Pull-Out-Versuchen nicht gewonnen werden, da hier eine Kombination zwischen Haftung Filament/Beton und Filament/Filament auftritt.

6.2 REM-Aufnahmen zur Porenstruktur am Roving

Abbildung 6.2-1 zeigt eine Rasterelektronenmikroskopaufnahme (REM-Aufnahme) eines G10-AR-Glasrovings (Tabelle 3.2-1), der im Beton A eingebettet ist. Nach einer 28-tägigen Lagerung bei 23 °C / 95 % r. F. und 56 d in 20 °C / 65 % r. F. wurde die Probe mit Epoxidharz verpresst, um ein Verrutschen der Filamente während der Probenpräparation zu verhindern. Die im Elementkontrastbild schwarz erscheinenden Bereiche sind mit Epoxidharz gefüllte Poren.

Im Anhang sind zwei weitere REM-Aufnahmen eines G10- und G1-Rovings im Beton A nach identischer Herstellung, Lagerung sowie Probenpräparation dargestellt.

Die im Beton eingebetteten Rovings weisen Luft- und Bindemittleinschlüsse auf, woraus eine sehr unregelmäßige Filamentverteilung in jedem Probenquerschnitt resultiert (Abbildung 6.2-1).

Anhand der REM-Aufnahmen wird deutlich, dass nur ein bestimmter Anteil von Filamenten („äußere“ Filamente) in direktem Kontakt mit dem Beton stehen und die Kräfte der Bewehrung über Schubspannungen in den Beton einleiten. Die „inneren“ Filamente stehen in Kontakt zu anderen Filamenten bzw. zu Poren. Das Tragverhalten eines Rovings im Beton hängt somit wesentlich vom Anteil der inneren und äußeren Filamente über der Einbettungslänge ab. Zugversuche haben gezeigt, dass bis zu einer Bauteillänge von 500 mm die inneren Filamente aus dem Probekörper herausgezogen werden /Rau03b/. Aus dem stark variierenden Verhältnis von inneren zu äußeren Filamenten resultieren große Streuungen, insbesondere bei den Pull-Out-Versuchen (siehe auch /Ban01/, /Ban04/).

Weiterhin bedingt die hohe Porosität entlang des Rovings eine große Kontaktfläche zwischen Porenlösung und Filament, was eine Angriffsfläche für die AR-Glaskorrosion darstellt.

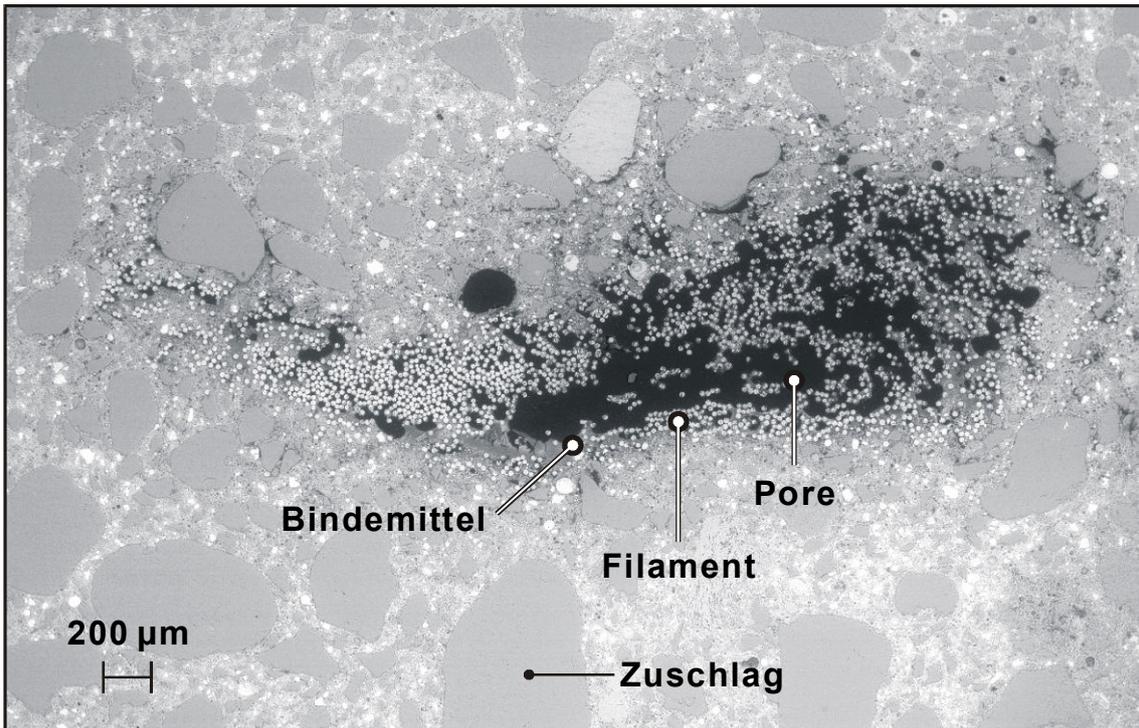


Abbildung 6.2-1: Einbettung eines AR-Glasrovings (G10, siehe Tabelle 3.2-1) in die Betonmatrix A, Lagerung: 28 d bei 23 °C / 95 % r. F. und 56 d bei 20 °C / 65 % r. F.

Figure 6.2-1: An AR-glass roving (G10, compare table 3.2-1) in concrete A. Storage condition: 28 days at 23 °C / 95 % r. h. and 56 days at 20 °C / 65 % r. h.

6.3 SIC-Test

6.3.1 Versuchsbeschreibung

Um den Zugfestigkeitsverlust des AR-Glases in Kontakt mit Beton zu bestimmen, wurde im ersten Schritt der SIC-Test (Strand in Cement) verwendet. Beim SIC-Test wird in Anlehnung an /GRC84/ ein Roving mittig in einen Betonkörper einbetoniert. Der verdichtete Betonkörper weist eine Querschnittsfläche von 10 mm · 10 mm auf, die Probenlänge beträgt 40 mm. Um lediglich eine Beanspruchung des Rovings innerhalb des Betonkörpers zu gewährleisten, wurden die außerhalb des Betons liegenden Rovingenden mit einem Siliconschlauch vor dem angreifenden Medium geschützt (Abbildung 6.3-1). Das Verfüllen des Siliconschlauches mit Silicon im Übergangsbereich Schlauch/Beton verhindert den Eintritt des Betons in den Schlauch und ermöglicht damit eine definierte Rovingeinbindelänge. Nach einer temperierten Wasserlagerung des Betonkörpers (25faches Wasser- gegenüber Betonvolumen) wurde die Rovingzugfestigkeit durch Aufbringen einer Zugkraft auf die aus dem Beton herausgeführten Rovingenden ermittelt. Der Versuch wurde weggesteuert mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 1,0 mm/min durchgeführt. Die gesamte Probenlänge betrug in Anlehnung an den Rovingzugversuch 125 mm (siehe Abschnitt 3.2.1). Je Versuchswert wurden 10 Einzelwerte ermittelt.

Alle Probekörper wurden wie folgt gelagert:

- 28 d bei 23 °C und 95 % r. F. sowie 7 d bei 23 °C und 50 % r. F.
- danach erfolgte die klimatische Beanspruchung, überwiegend in temperierten Wasser und
- vor der Prüfung fand eine erneute 7-tägige Lagerung bei 23 °C und 50 % r. F. statt.

Falls der Roving infolge der Wasserlagerung an Festigkeit verloren hat, wird er innerhalb des Betonkörpers reißen. Der Ort des Versagens ist abhängig von der zwischen Beton und Roving wirkenden maximalen Verbundspannung und der Zugfestigkeit der Bewehrung. Bleibt der Verbund bis zum Erreichen der Rovingzugfestigkeit vollständig erhalten und liegt eine über die Einbettungslänge des Rovings gleichmäßige

Schädigung vor, wird der Roving am Einbettungsanfang versagen. Alle anderen Versagensorte liegen zwischen Einbettungsanfang und Probenmitte. Die gemessene Rovingzugfestigkeit erlaubt unabhängig vom Versagensort Aussagen über den Festigkeitsverlust der Bewehrung bei Verwendung unterschiedlicher Materialkombinationen, die im Wasser bei verschiedenen Temperaturen gelagert wurden.

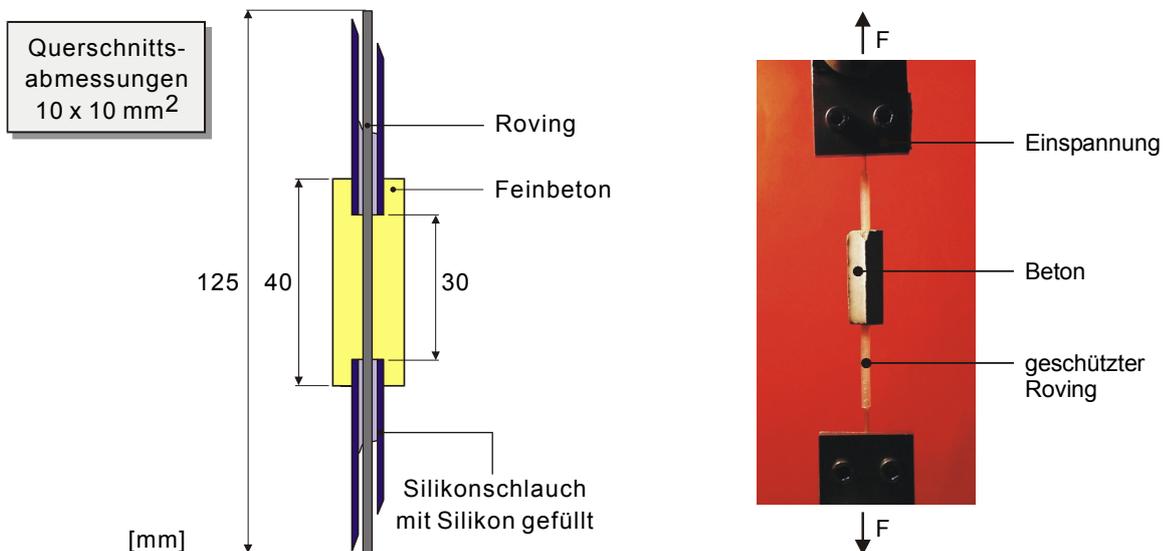


Abbildung 6.3-1: Aufbau des SIC-Probekörpers und Durchführung des Versuchs

Figure 6.3-1: Configuration and testing of a SIC specimen

6.3.2 Ergebnisse

6.3.2.1 Referenz-Proben und Einfluss der Feuchte

Zur Auswertung und vergleichenden Darstellung der Versuchsergebnisse wird der Grad des Festigkeitsverlustes anhand von Gleichung 4.2-1 ermittelt.

Die Referenz-SIC-Rovingzugfestigkeiten $f_{SIC, t=0}$ wurden nach einer 28-tägigen Lagerung bei 23 °C und 95 % r. F. zzgl. einer 7-tägigen Lagerung bei 23 °C und 50 % r. F. bestimmt. Die mittlere Referenz-SIC-Rovingzugfestigkeit des G1-Rovings liegt mit 886 N/mm² oberhalb der G1-Rovingzugfestigkeit nach Tabelle 3.2-1 (795 N/mm²), siehe Abbildung 6.3-2. Dies begründet sich mit der Geometrie des SIC-Probekörpers, 2·42,5 mm freie Länge des Rovings kombiniert mit einem durch Beton fixierten Rovinglängenabschnitt: Aufgrund der Rovingeinschnürung durch den Beton, wird die Rovingzugfestigkeit tendenziell erhöht. Mögliche negative Einflüsse aufgrund einer mechanischen Schädigung des Rovings durch z. B. Zuschlagkörner, Hydratationsprodukte (siehe Abschnitt 2.2) werden somit durch den Festigkeitsgewinn infolge der Rovingeinschnürung überkompensiert. Das Versagen der Referenz-SIC-Rovings sowohl außerhalb des Betons als auch am Einbettungsanfang deutet ebenfalls auf einen untergeordneten Einfluss einer mechanischen Schädigung der Bewehrung durch den Beton hin.

Aus Abbildung 6.3-2 geht weiterhin hervor, dass eine langfristige Lagerung der SIC-Proben bei 65 % und 80 % relativer Luftfeuchte und 20 °C bei den Betonen A und C (Tabelle 3.2-3) keine eindeutige Änderung der SIC-Rovingzugfestigkeiten hervorruft. Eine einjährige Lagerung im Wasser bei 23 °C bedingt hingegen eine Abnahme der SIC-Rovingzugfestigkeiten von 23 % bei Beton A bzw. 16 % bei Beton C. Der Variationskoeffizient der SIC-Tests liegt allgemein unter 10 %.

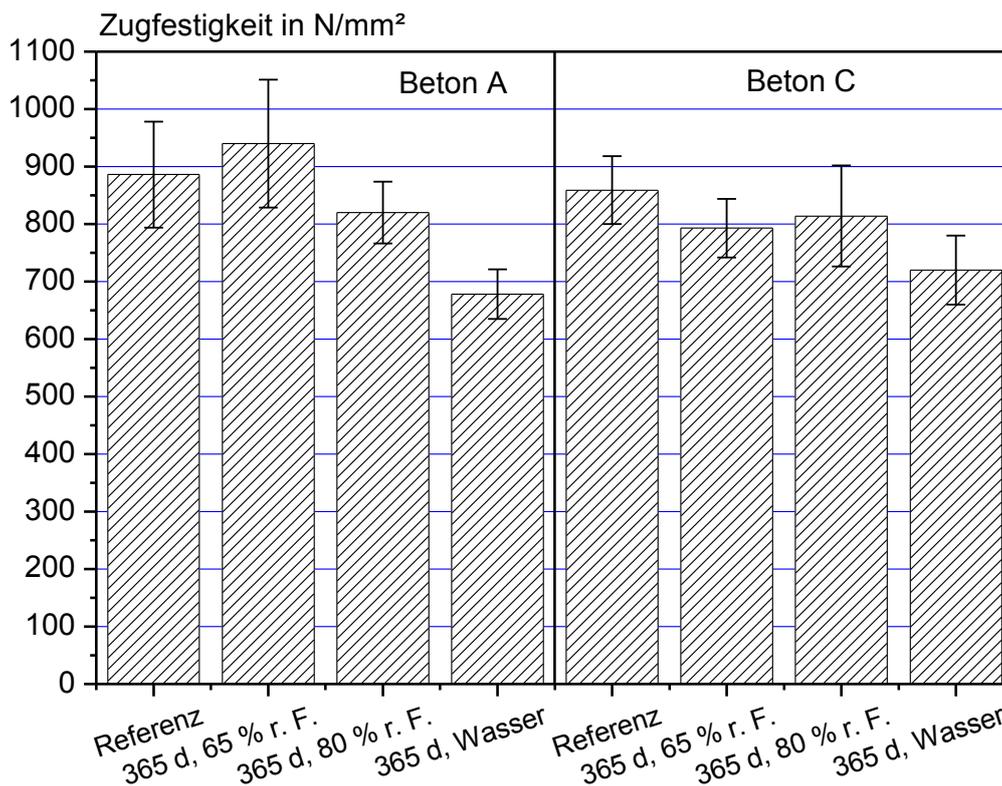


Abbildung 6.3-2: SIC-Rovingzugfestigkeiten von G1-Rovings mit Beton A bzw. Beton C. Die einjährige Lagerung fand jeweils bei 20 bzw. 23 °C statt.

Figure 6.3-2: SIC tensile strength of G1 rovings with concrete A and concrete C. Storage of the one year old specimens at 20 and 23 °C respectively

6.3.2.2 Einfluss der Temperatur

Abbildung 6.3-3 zeigt den zeitlichen Verlauf des Festigkeitsverlustes von SIC-Proben mit Roving G1 und Beton A in Abhängigkeit von den Temperaturen 23 °C, 50 °C und 80 °C. Mit zunehmender Temperatur steigt der Festigkeitsverlust. Die Versuchsergebnisse zeigen, ebenso wie bei den Filamentzugversuchen, einen anfänglich stärkeren Festigkeitsverlust, der mit zunehmender Zeit langsamer voranschreitet.

Der zeitliche Verlauf des SIC-Festigkeitsverlustes wurde anhand des in Kapitel 5 hergeleiteten Modells berechnet (Gleichung 5.2-7). Ein Vergleich des berechneten SIC-Festigkeitsverlustes nach Wasserlagerung bei 50 °C mit dem berechneten Filament-Festigkeitsverlust nach Lagerung bei 50 °C in Lösung 2 (Abbildung 5.2-3) zeigt:

- Das in Kapitel 5 hergeleitete Modell zur Berechnung des Zugfestigkeitsverlustes von AR-Glas in alkalischen Lösungen ist auch zur Berechnung des Zugfestigkeitsverlustes von AR-Glas im Beton A (pH-Wert 13,5) anwendbar. Da die chemische Schädigung des AR-Glases die Grundlage des Modells darstellt, ist die Schlussfolgerung möglich, dass die chemische Schädigung des AR-Glases im Beton gegenüber einer mechanischen Schädigung maßgebend ist.
- Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 steigt bei den SIC-Proben gegenüber den Filamenten um 20 nm an (von $a_0 = 15$ nm auf $a_0 = 35$ nm), was auf eine größere Beschädigung des Rovings während des Einschalens und Betonierens zurückgeführt werden kann. Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 ist somit beim Verbundwerkstoff nicht mehr alleine durch das AR-Glasmaterial vorgegeben, sondern sie ergibt sich aus dem AR-Glasmaterial zzgl. dem Herstellungsprozess und der Erhärtung des Bauteils innerhalb der Referenzlagerung (28 d bei 23 °C und 95 % r. F. sowie 7 d bei 23 °C und 50 % r. F.).
- Der Koeffizient k_1 für den lösungskontrollierten Anteil des Modells wird gegenüber den Filamentzugversuchen um eine Zehnerpotenz verringert. Dies resultiert aus der Porenstruktur des Betons, die im Gegensatz zu den Filamentzugversuchen in alkalischer Lösung, nur einen reduzierten Zutritt der alkalischen Porenlösung zum Filament ermöglicht.

- Der Koeffizient k_2 für den diffusionskontrollierten Anteil des Modells bleibt in der gleichen Größenordnung wie bei den Filamentzugversuchen.

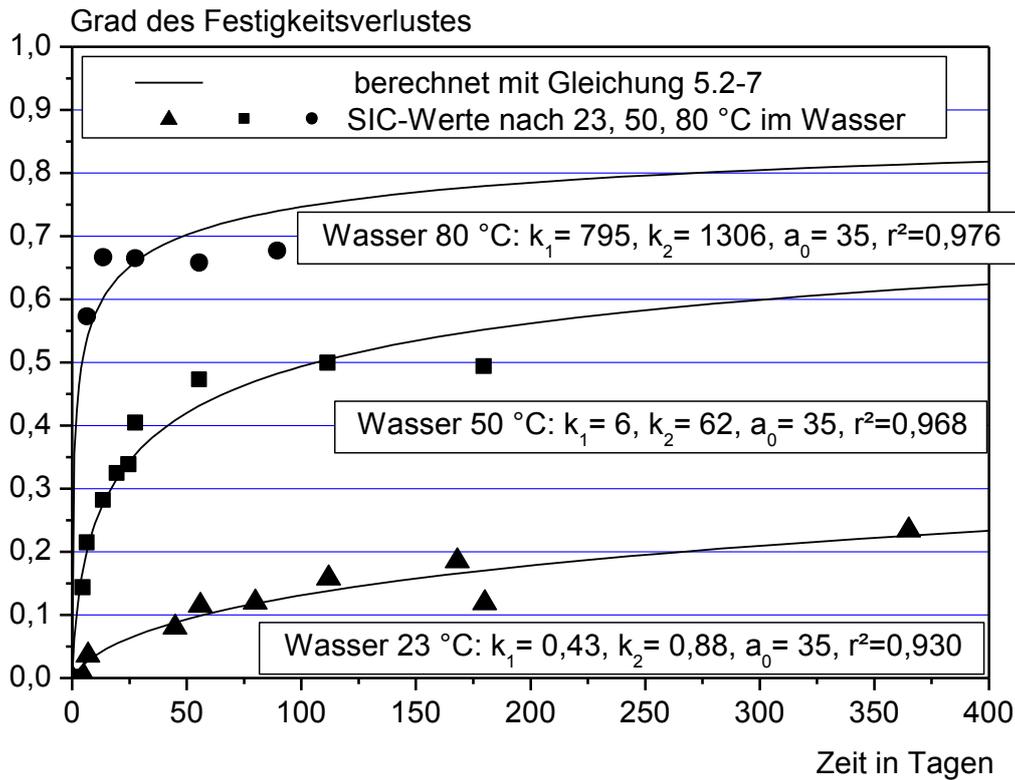


Abbildung 6.3-3: SIC-Festigkeitsverlust in Abhängigkeit von der Temperatur; Versuchswerte und Berechnung mit Gleichung 5.2-7, Roving G1 und Beton A

Figure 6.3-3: SIC-strength-loss as function of temperature; test values and calculation with equation 5.2-7, roving G1 and concrete A

Die Variation der Temperatur bedingt die Veränderung der Koeffizienten k_1 und k_2 , während die Ausgangsfehlstellengröße a_0 konstant bleibt. Mit steigender Wassertemperatur erhöhen sich die Koeffizienten k_1 und k_2 . Abbildung 6.3-4 zeigt, dass zwischen den Werten der Modell-Koeffizienten k_1 , k_2 und der Wassertemperatur eine annähernd exponentielle Beziehung besteht. Geringe Temperaturänderungen bewirken somit relativ große Änderungen bei den Koeffizienten k_1 und k_2 . Diese exponentielle Abhängigkeit von der Temperatur fand auch Purnell bei seinem Modell (Faktor k) heraus (siehe Abschnitt 2.4.2 und /Pur01a/). Die Autoren Purnell et al. /Pur01a/ haben darauf basierend anhand der Arrhenius-Gleichung eine Aktivierungsenergie berechnet. Im Folgenden Abschnitt 4.2.2.5 wird die Arrhenius-Gleichung auf SIC-Versuchsergebnisse für die Betone A und C angewendet und diskutiert.

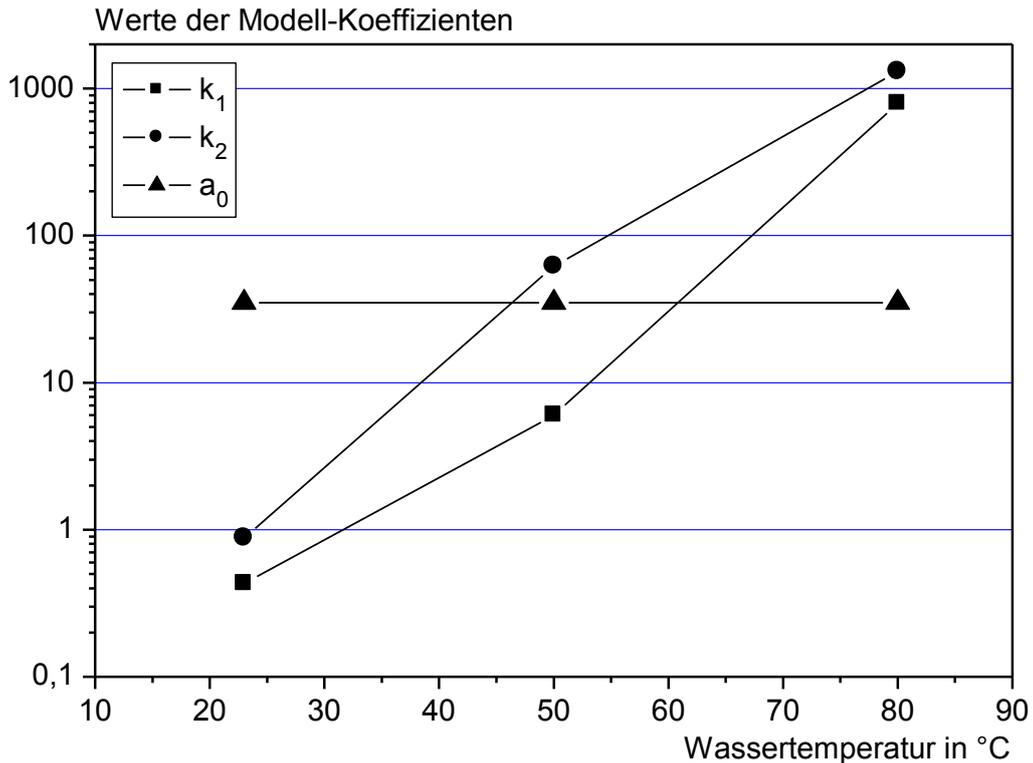


Abbildung 6.3-4: Werte der Modell-Koeffizienten in Abhängigkeit von der Wassertemperatur, anhand Gleichung 5.2-7 und SIC-Tests mit Roving G1 sowie Beton A ermittelt

Figure 6.3-4: Values of the model-coefficients as function of the water temperature; calculated with equation 5.2-7 and SIC-Tests with Roving G1 and concrete A

6.3.2.3 Einfluss der AR-Glasbewehrung

Abbildung 6.3-5 zeigt den Einfluss der AR-Glasbewehrung auf den SIC-Festigkeitsverlust im Verbund mit Beton A. Verglichen wurden SIC-Tests mit Roving G1 und Roving G5 (siehe Tabelle 3.2-1) im Verbund mit Beton A nach Wasserlagerung bei 50 °C und 80 °C. Die Rovings G1 ohne Schlichte wurden durch den AR-Glasherstellungprozess sowie der Probenpräparation aufgrund der fehlenden Schlichte so stark beschädigt, dass infolge großer Streuungen keine aussagekräftige Ermittlung von SIC-Rovingzugfestigkeiten möglich war.

Nach einer Wasserlagerung bei 50 °C ist der Grad des Festigkeitsverlustes während eines Untersuchungszeitraumes von 180 Tagen bei den AR-Glasrovings G1 und G5 mit etwa 50 % annähernd identisch. Dieses Ergebnis wurde auch anhand der Filamentzugversuche (Abschnitt 4.2.2.5) ermittelt. Eine Berechnung des zeitlichen Festigkeitsverlustes mit Gleichung 5.2-7 zeigt jedoch einen langfristig geringfügig geringeren Festigkeitsverlust der SIC-Proben mit Roving G5 in Wasser bei 50 °C. Bei einer Wassertemperatur von 80 °C wird dieser geringere Festigkeitsverlust der G5-Rovings deutlicher: Nach 100 Tagen in Wasser bei 80 °C beträgt der Festigkeitsverlust mit G1-Rovings im Beton A 75 % während G5-Rovings im Beton A nur 68 % Festigkeitsverlust aufweisen. Der um etwa 3 Gew.-% höhere Zirkoniumanteil (siehe Tabelle 2.1-1) der G5-Rovings (NEG-ARG) gegenüber den G1-Rovings (CemFil) kann somit unter extremen Alterungsbedingungen eine geringfügig höhere Beständigkeit in Beton gewährleisten.

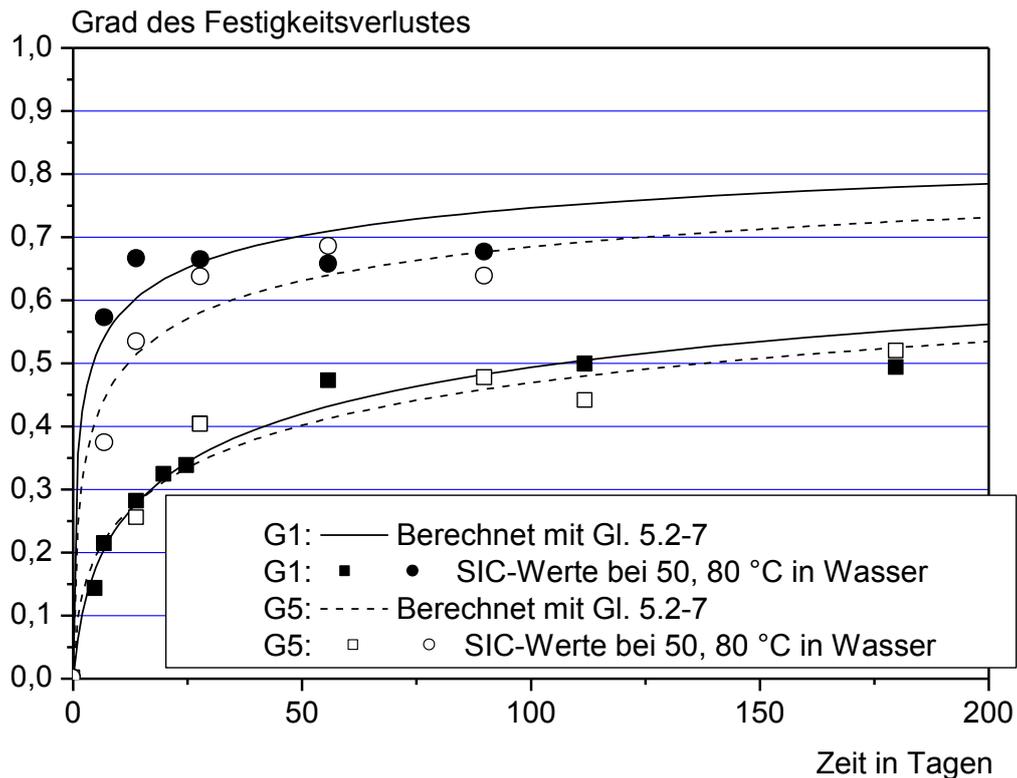


Abbildung 6.3-5: SIC-Festigkeitsverlust in Abhängigkeit von der Glaszusammensetzung; Versuchswerte und Berechnung mit Gleichung 5.2-7, Beton A

Figure 6.3-5: SIC-strength-loss as function of glass composition; test values and calculations with equation 5.2-7, concrete A

Tabelle 6.3-1 gibt einen Überblick über die ermittelten Modell-Koeffizienten für Roving G1 und G5 im Beton A bei 50 °C bzw. 80 °C Wasserlagerung. Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 beträgt bei beiden Rovingarten 35 nm. Weiterhin zeigt sich der geringere Festigkeitsverlust des G5-Rovings bei 80 °C anhand der deutlich geringeren Koeffizienten k_1 und k_2 .

Tabelle 6.3-1: Ermittelte Modell Koeffizienten für Roving G1 und G5 im Beton A

Table 6.3-1: Determinate model-coefficients of roving G1 and G5 in concrete A

| Koeffizienten | | Wasser 50 °C | | Wasser 80 °C | |
|---------------|--------------------|--------------|-------|--------------|-------|
| - | Einheit | G1 | G5 | G1 | G5 |
| k_1 | nm/d | 6 | 33 | 795 | 80 |
| k_2 | nm ² /d | 62 | 41 | 1306 | 522 |
| a_0 | nm | 35 | 35 | 35 | 35 |
| r^2 | - | 0,968 | 0,976 | 0,976 | 0,973 |

6.3.2.4 Einfluss des Betons

In Abbildung 6.3-6 werden die SIC-Festigkeitsverluste der beiden verwendeten Betone A und C im Verbund zum Roving G1 nach einer Wasserlagerung bei 23, 50 und 80 °C miteinander verglichen. Der Beton C bedingt bei allen drei Temperaturen innerhalb des betrachteten Zeitraumes von 400 Tagen einen geringeren Festigkeitsverlust als Beton A. Insbesondere der anfängliche Festigkeitsverlust, der maßgebend durch den lösungskontrollierten Prozess gesteuert wird, ist beim Beton C geringer. Langfristig steigt jedoch der Festigkeitsverlust der G1-Rovings im Beton C gegenüber Beton A stärker an, womit sich bei Betrachtung eines zweistelligen Jahres-Nutzungszeitraumes eine Annäherung des Festigkeitsverlustes ergibt.

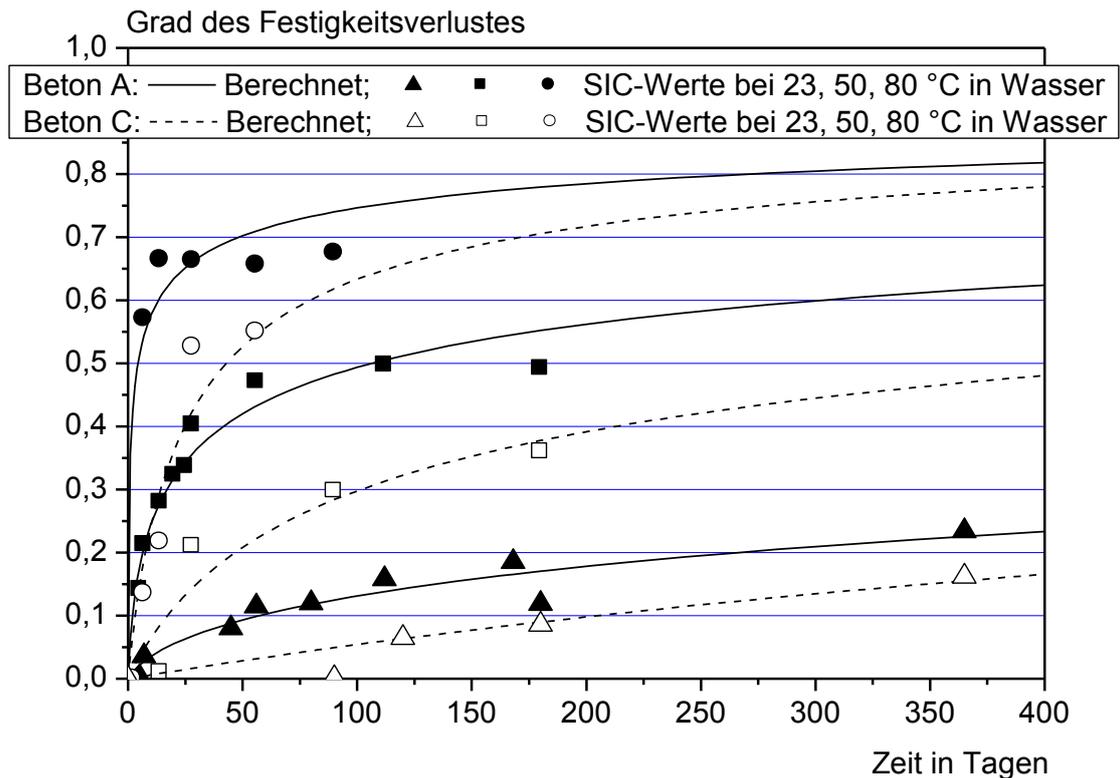


Abbildung 6.3-6: SIC-Festigkeitsverlust in Abhängigkeit von der Betonzusammensetzung; Versuchswerte und Berechnung mit Gleichung 5.2-7, Roving G1

Figure 6.3-6: SIC-strength-loss as function of the composition of the concrete, test values and calculation with equation 5.2-7, roving G1

Tabelle 6.3-2 gibt einen Überblick über die ermittelten Modell-Koeffizienten für Roving G1 im Beton A und Beton C. Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 verändert sich bei Beton C mit 35 nm nicht gegenüber Beton A, das heißt eine mögliche Vergrößerung der Ausgangsfehlstellentiefe a_0 infolge des Betonierens und der Erhärtung der TSP-Proben ist unabhängig vom Beton. Darüberhinaus ist a_0 auch bei Beton C unabhängig von der Wassertemperatur.

Der lösungskontrollierte Anteil (Koeffizient k_1) ist beim Beton C deutlich geringer, was auf einen geringeren pH-Wert der Porenlösung zurückgeführt werden kann. Bereits bei den Filamentzugversuchen in Abschnitt 4.2.2.3 wurde ein geringerer Festigkeitsverlust der G1-Filamente in Lösung 3 (Zusammensetzung entsprechend Porenlösung Beton C) gegenüber den in Lösung 2 (Zusammensetzung entsprechend Porenlösung Beton A) gelagerten Filamenten festgestellt.

Der Unterschied zwischen Beton A und C im diffusionskontrollierten Anteil mit dem Koeffizienten k_2 ist hingegen nicht eindeutig: Bei 23 °C ist k_2 von Beton C um den Faktor 3 höher als von Beton A, bei 50 °C verhält es sich genau umgekehrt, während bei 80 °C der k_2 -Koeffizient bei beiden Betonen annähernd gleich ist. Die Zunahme der Koeffizienten k_1 und k_2 mit steigender Temperatur ist bei beiden Betonen deutlich ausgeprägt.

Tabelle 6.3-2: Ermittelte Modell-Koeffizienten für Roving G1 im Beton A und C

Table 6.3-2: Determinate model-coefficient for roving G1 and concrete A and C

| Koeffizienten | | Wasser 23 °C | | Wasser 50 °C | | Wasser 80 °C | |
|---------------|--------------------|--------------|-------|--------------|-------|--------------|-------|
| - | Einheit | A | C | A | C | A | C |
| k_1 | nm/d | 0,43 | 0,04 | 6 | 0,5 | 795 | 2,5 |
| k_2 | nm ² /d | 0,88 | 2,7 | 62 | 23 | 1306 | 1498 |
| a_0 | nm | 35 | 35 | 35 | 35 | 35 | 35 |
| r^2 | - | 0,930 | 0,916 | 0,968 | 0,934 | 0,976 | 0,943 |

Zur mathematischen Erfassung des Wassertemperatureinflusses auf die Koeffizienten k_1 und k_2 kann, wie bereits in Abschnitt 6.3.2.2 gezeigt, die Arrhenius-Gleichung herangezogen werden. Somit kann die Abhängigkeit der Koeffizienten k_1 und k_2 von der Temperatur durch die Gleichung

$$k_1 = A_1 e^{(-\Delta G^*_1/RT)} \quad \text{bzw.} \quad k_2 = A_2 e^{(-\Delta G^*_2/RT)} \quad (\text{Gleichung 6.3-1})$$

ausgedrückt werden (siehe auch Formelerklärung zu Gleichung 2.4-2). Damit existiert eine sogenannte Aktivierungsenergie ΔG^*_1 für den lösungskontrollierten Prozess und eine Aktivierungsenergie ΔG^*_2 für den diffusionskontrollierten Prozess, wobei sich diese Aktivierungsenergien jeweils aus mehreren Aktivierungsenergien für die einzelnen, im Detail unbekanntenen chemischen Reaktionen ergeben.

Unter Verwendung des natürlichen Logarithmus für die Arrhenius-Gleichung ergibt sich:

$$\ln k_1 = \ln A_1 - \frac{\Delta G^*_1}{R T} \quad \text{bzw.} \quad \ln k_2 = \ln A_2 - \frac{\Delta G^*_2}{R T} \quad (\text{Gleichung 6.3-2})$$

Abbildung 6.3-7 stellt die anhand Gleichung 6.3-2 ermittelten Arrhenius-Gleichungen für die Betone A und C dar. Beim Beton A weisen die Geraden für die Koeffizienten k_1 und k_2 eine ähnliche Geradensteigung von 12790 bzw. 12617 auf. Im Vergleich dazu ist die jeweilige Geradensteigung für die Koeffizienten k_1 und k_2 bei Beton C geringer. Zudem zeigt sich bei Beton C ein Unterschied in der Geradensteigung zwischen den Koeffizienten k_1 und k_2 : k_1 weist mit 7163 gegenüber k_2 mit 10763 eine deutlich geringere Steigung auf. Diese geringere Steigung von k_1 ist, wie bereits erläutert, mit dem niedrigeren pH-Wert des Betons zu erklären. Der Logarithmus der Arrheniuskonstanten A_1 und A_2 für Beton A liegt mit 42,32 bzw. 42,97 ebenfalls oberhalb der Logarithmen der Arrheniuskonstanten A_1 und A_2 für Beton C, welche die Werte 21,30 bzw. 37,31 aufweisen.

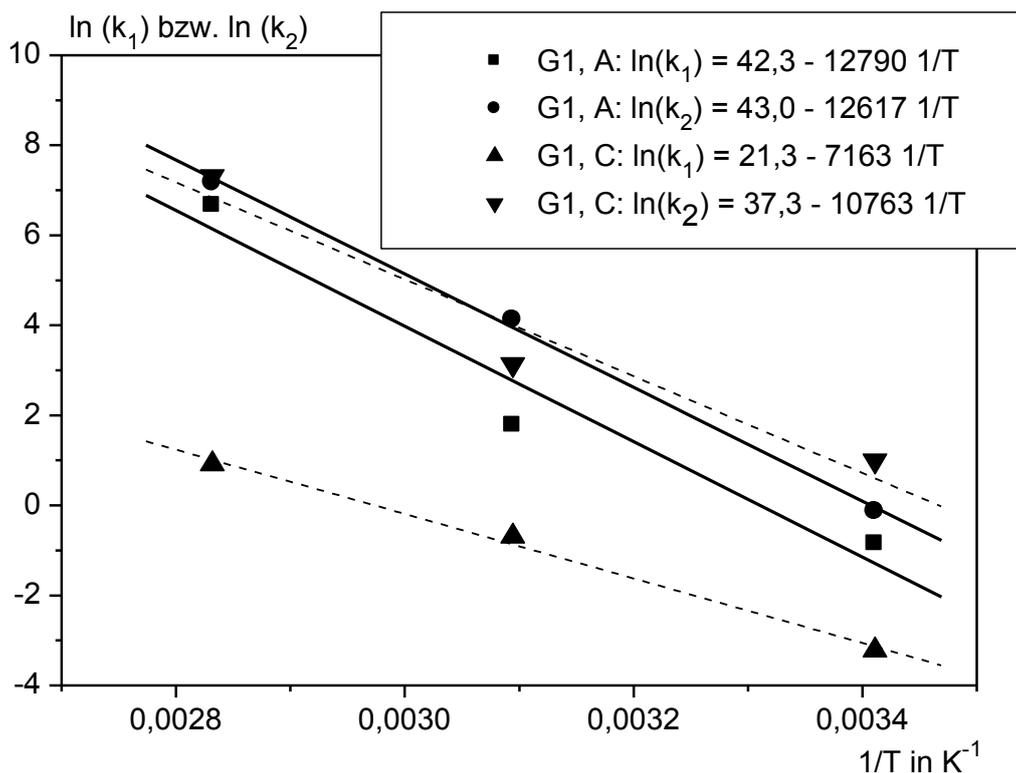


Abbildung 6.3-7: Darstellung der Modell-Koeffizienten k_1 und k_2 in Abhängigkeit von der Wassertemperatur anhand der Arrhenius-Gleichung

Figure 6.3-7: Illustration of the model-coefficients k_1 and k_2 as function of the water temperature based on the arrhenius equation

6.4 Bauteilversuche – TSP-Test

6.4.1 Versuchsbeschreibung

Beim TSP-Test werden mehrere Rovings bzw. Textilien mittig zur Probendicke in eine taillierte Streifenprobe einbetoniert, siehe Abbildung 6.4-1, links. Die Bewehrung besteht, wenn im Folgenden nicht anders vermerkt, aus 8 Rovings, der Bewehrungsgrad beträgt 2,0 Vol.-%. Die Rovings sind gleichmäßig über eine Probenbreite von 60 mm verteilt und die auf 100 mm aufgeweiteten Flügel sind unbewehrt.

Die Proben werden mit einer konstanten Breite von 100 mm in einer Stahlschalung hergestellt, siehe Abbildung 6.4-1, rechts, und verdichtet. Eine Taillierung der Proben erfolgt nachträglich mittels einer Betonfräse. Zur Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit fährt der Fräskopf entlang einer CNC-gefertigten Aluminiumschablone. Die aus der Probe herausgeführten Rovingenden werden mittels Epoxidharz fixiert, um ein undefiniertes „Hereinrutschen“ einzelner Filamente vom Probenrand in Richtung Probenmitte bei Belastung zu verhindern. Damit wird ein Versagen der Rovings aufgrund der maximal aufnehmbaren Zugkraft erreicht.

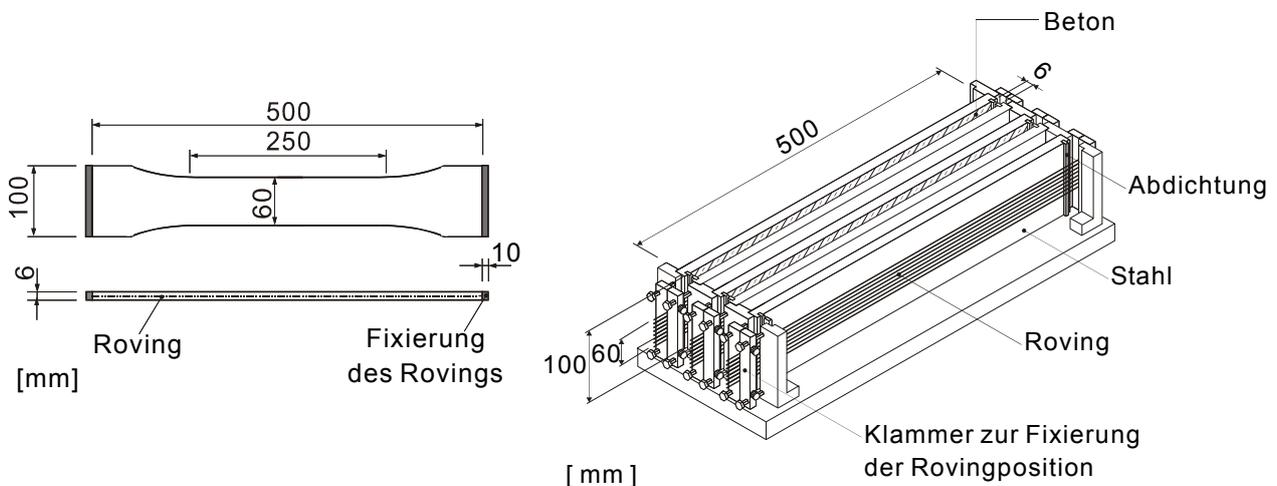


Abbildung 6.4-1: Probengeometrie (links) und Herstellung der Probe (rechts)

Figure 6.4-1: Geometry (left) and manufacturing (right) of the TSP specimens

Nach dem Ausschalen werden die Proben 28 Tage im Feuchtschrank bei 23 °C und 95 % r. F. gelagert. Daran schließt sich eine 7-tägige Lagerung bei 23 °C und 50 % r. F. an. In dieser Zeit werden die Proben gefräst und die Rovingenden verklebt. Nach dieser Referenzlagerung erfolgen die unterschiedlichen klimatischen Beanspruchungen. Im Anschluss werden die Proben erneut 7 Tage bei 23 °C und 95 % r. F. gelagert, um zur Prüfung bei allen Proben hinsichtlich des Klimas vergleichbare Bedingungen zu gewährleisten. Pro Parameter wurden mindestens drei Proben geprüft. Der Variationskoeffizient der TSP-Rovingzugfestigkeit lag üblicherweise unterhalb von 10 %, ansonsten wurden die Versuche wiederholt.

Abbildung 6.4-2 zeigt die Durchführung des Zugversuchs. Die Einleitung der Zugkraft erfolgt an den Probenausrundungen über speziell gefertigte Stahlplatten. Die TSP-Proben werden weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 0,5 mm/min bis zum Bruch belastet. Mittels DD1-Wegaufnehmern wird an beiden Seiten der Probe die Längenänderung über eine Ursprungslänge von 250 mm gemessen.

Die Auswertung der während des Zugversuchs aufgezeichneten Kraft-Dehnungskurve erfolgt mit einer eigens hierfür programmierten Software. Von diesem Programm werden die in Abbildung 6.4-3 dargestellten Kraft- und Dehnungswerte zu folgenden Abschnitten automatisch ermittelt: Erstriss, Rissbildungsbeginn, Rissbildungsende und Versagen der Probe. Aus diesen Datenpunkten wird

- die TSP-Rovingzugfestigkeit im Beton f_{rt} ,
- der E-Modul von Beton E_c und Bewehrung E_r ,
- die Betonzugfestigkeit des Verbundkörpers f_{ct} sowie
- die während des Versuches geleistete Arbeit W

ermittelt.

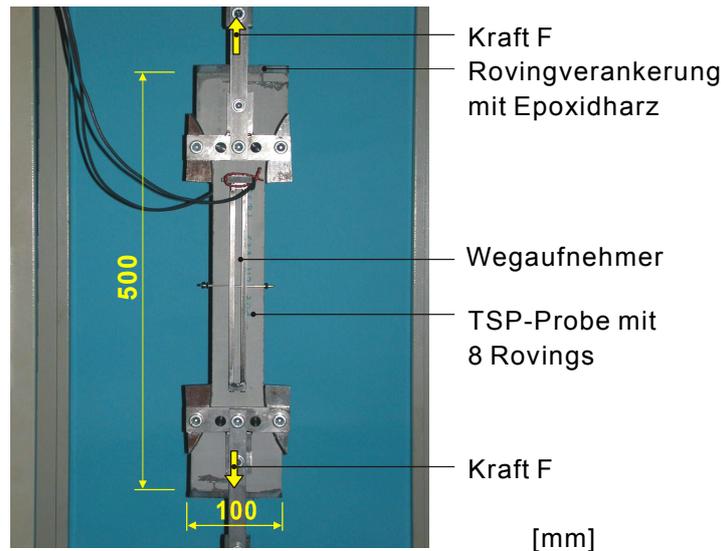


Abbildung 6.4-2: Versuchsdurchführung des TSP-Tests

Figure 6.4-2: Testing of the TSP specimens

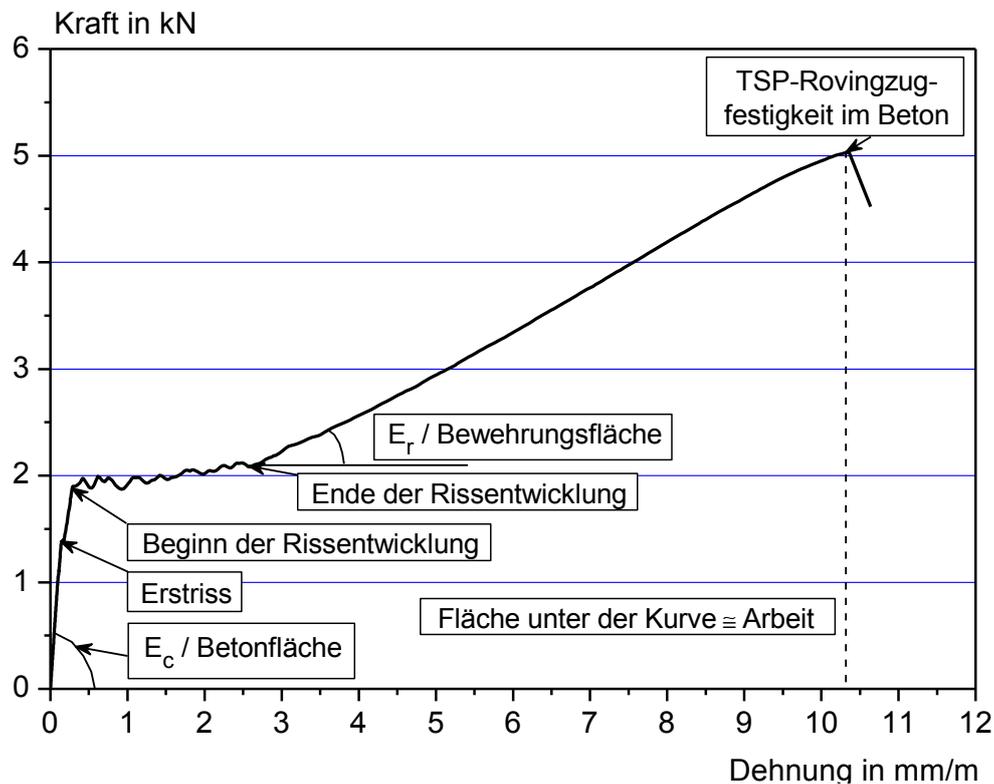


Abbildung 6.4-3: Auswertung eines TSP-Tests

Figure 6.4-3: Analysis of a TSP test

6.4.2 Ergebnisse

6.4.2.1 Referenz-Proben

In Abbildung 6.4-4 sind beispielhaft drei Kraft-Dehnungsverläufe dargestellt, die an Proben aus Beton A bewehrt mit G10-Rovings (siehe Tabelle 3.2-3, Tabelle 3.2-1) nach der Referenzlagerung (28 d bei 23 °C, 95 % r. F. und 7 d bei 23 °C, 50 % r. F.) ermittelt wurden. Der Bereich des Erstrisses ist in Abbildung 6.4-4, links, vergrößert gezeigt. Nach Zustand I („ungerissener Betonquerschnitt“) bildet sich ein gleichmäßiges Rissbild mit mittleren Rissabständen von 20 mm aus. Nach Abschluss der Rissbildung nimmt die Bewehrung bis zu ihrem Versagen weiterhin Last auf. Insgesamt wurden im Verlauf des Versuchsprogramms mit dieser

Materialkombination (Beton A mit G10-Bewehrung, Bewehrungsgrad 2 Vol.-%) 15 Proben nach der Referenzlagerung geprüft. Tabelle 6.4-1 gibt einen Überblick über die gemittelten Kennwerte dieser Referenzproben.

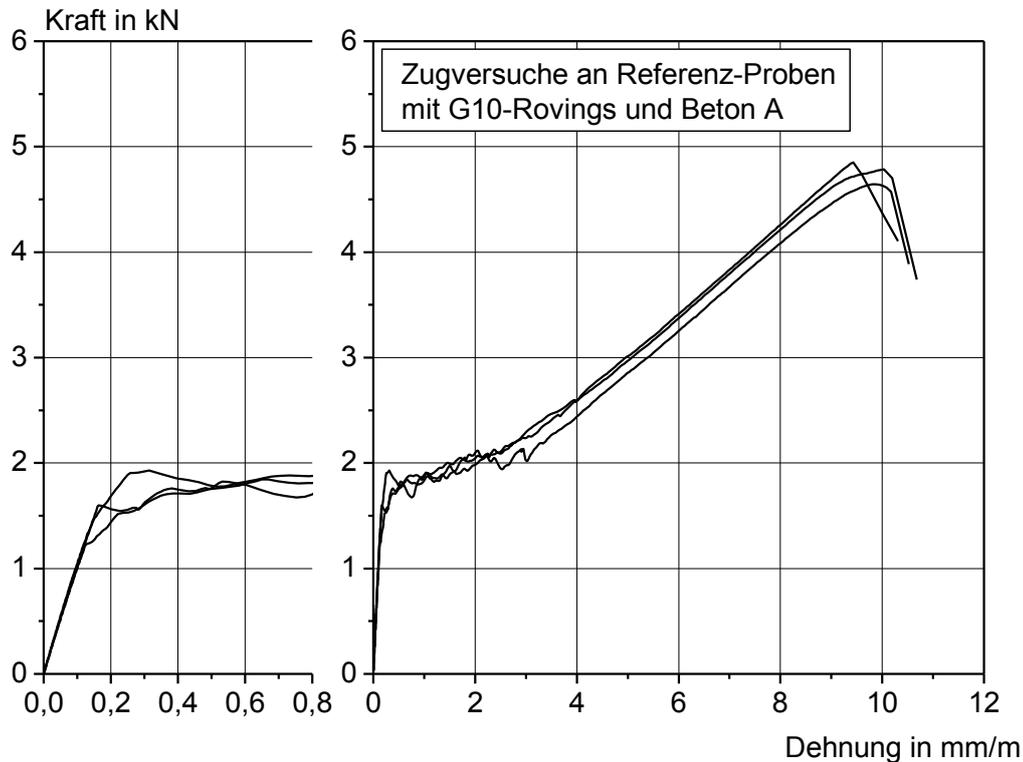


Abbildung 6.4-4: Kraft-Dehnungsverläufe von drei Einzelproben nach der Referenzlagerung, links: Vergrößerung des Erstrissbereiches

Figure 6.4-4: Load-strain-curve of three specimens after the reference storage, left: Zoom of the first crack area

Tabelle 6.4-1 zeigt weiterhin die im TSP-Versuch ermittelten Eigenschaften der Betone C und IPC bei Verwendung des Rovings G10. Den Mittelwerten dieser Referenzproben liegen jeweils sechs Einzelwerte zugrunde.

Die mittlere Betonzugfestigkeit (Tabelle 6.4-1), anhand der Entstehung des Erstrisses ermittelt, entspricht bei allen drei Betonen den Werten einer unbewehrten Betonzugprobe nach Tabelle 3.2-4. Der E-Modul der TSP-Proben bis zum Erstriss ist etwas geringer als der statische E-Modul der reinen Betone, was auf die Bewehrung zurückgeführt werden kann. Im Gegensatz dazu ist der E-Modul der Bewehrung zu mindestens bei den Betonen C und IPC höher als bei den Rovingzugversuchen am G10 (Tabelle 3.2-1); beim Beton A ist er gleichbleibend. Diese höhere Steifigkeit kann auf die Fixierung sowie Bündelung der Filamente im Beton und die dadurch bessere Aktivierung der inneren Filamente zurückgeführt werden.

Die Rovingzugfestigkeit der im Beton A und C eingebetteten Rovings ist um 9 % bzw. 16 % niedriger als der im Rovingzugversuch ermittelte Wert (Tabelle 3.2-1). Diese geringere Rovingzugfestigkeit im TSP-Betonkörper resultiert unter anderem aus der größeren Rovinglänge von 500 mm statt der im Rovingzugversuche verwendeten 125 mm. Untersuchungen von Curbach et al. /Cur03/ und Gries et al. /Wul02/ zeigen, dass die Filamentzugfestigkeit und damit auch die Rovingzugfestigkeit mit zunehmender Prüflänge abnimmt, was durch die Zunahme von Materialdefekten über der Prüflänge begründet wird. Den gleichen Zusammenhang zeigte auch Matthewson /Mat87/ für optische Glasfasern (Abschnitt 2.1.4). Diese alleinige Begründung steht jedoch im Widerspruch zu der Rovingzugfestigkeit der IPC-Proben, welche gegenüber den Rovingzugversuchen um 9 % angestiegen ist. Der Verbund der äußeren Filamente zum Beton sowie die Eindringtiefe des Betons in den Roving haben demnach ebenfalls einen Einfluss auf die TSP-Rovingzugfestigkeit. Gegenüber dem zementösen, mit Flugasche und Silicastaub angereicherten Bindemittel der Betone A und C dringt die homogenere IPC-Matrix im geringeren Ausmaß in den Roving ein. Dadurch ist der G10-Roving in der IPC-Matrix kompakter gebündelt und viele Filamente nehmen gleichzeitig

Last auf. Bei den Betonen A und C hingegen ist eine größere Anzahl an Filamente einzeln im Beton eingebettet, womit das sukzessive Versagen des Rovings verstärkt wird (siehe auch Abbildung 6.2-1 und Abschnitt 3.2.1). Anhand von Filament-Pull-Out-Versuchen konnte Banholzer /Ban04/ zeigen, dass bei Beton A und C hinsichtlich des Verbundes zum G10-Filament keine nennenswerten Unterschiede existieren.

Tabelle 6.4-1: Kennwerte der TSP-Referenzproben mit G10-Rovings und Beton A, C, IPC; Mittelwerte mit Standardabweichung

Table 6.4-1: Properties of TSP reference specimens with G10 rovings and concrete A, C, IPC; average values with standard deviation

| Beton | Betonzugfestigkeit | E-Modul Beton | Rovingzugfestigkeit | E-Modul Bewehrung | Arbeit | Mittlerer Rissabstand |
|-------|--------------------|---------------|---------------------|-------------------|-----------|-----------------------|
| | f_{ct} | E_c | f_{rt} | E_r | W | s_{rm} |
| | N/mm ² | | | | J | mm |
| A | 4,6 ± 0,8 | 29316 ± 2278 | 653 ± 47 | 55038 ± 2150 | 6,8 ± 1,0 | 20 ± 5 |
| C | 2,7 ± 0,4 | 18849 ± 2790 | 602 ± 49 | 58084 ± 3931 | 5,0 ± 0,7 | 22 ± 6 |
| IPC | 2,6 ± 0,3 | 13933 ± 4240 | 789 ± 63 | 59809 ± 858 | 9,6 ± 1,4 | 13 ± 4 |

In den nachfolgenden Kapiteln werden die Ergebnisse der TSP-Versuche im Wesentlichen hinsichtlich ihrer Rovingzugfestigkeit diskutiert. Zur Auswertung und vergleichenden Darstellung der Versuchsergebnisse wird der Grad des Festigkeitsverlustes anhand Gleichung 4.2-1 ermittelt. Eine umfassendere Diskussion zur Veränderung der E-Moduli und Rissbreiten infolge unterschiedlicher klimatischer Beanspruchungen wird auch in /Cuy03/ und /Cuy04/ aufgezeigt.

6.4.2.2 Einfluss der Feuchte

Abbildung 6.4-5 zeigt den Einfluss der Umgebungsfeuchte auf die zeitliche Entwicklung des Festigkeitsverlustes der TSP-Proben mit G10-Rovings und Beton A. Die Temperatur betrug konstant 20 °C bzw. 23 °C, während die Proben bis zu 1,5 Jahre bei 80, 95 und 99 % relativer Luftfeuchte sowie in Wasser gelagert wurden. Zur Realisierung von 99 % relativer Luftfeuchte wurden die Proben 24 Stunden unter Wasser gelagert und im Anschluss dampfdicht in Folie eingeschweißt. Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass während einer einjährigen Lagerung bei 80 % relativer Luftfeuchte kein Festigkeitsverlust bei den TSP-Proben eintritt. Bei 95 % relativer Luftfeuchte wurde hingegen nach 90 Tagen ein Festigkeitsverlust von 5 % ermittelt, der in einem Zeitraum von 1,5 Jahren auf 18 % ansteigt. Eine Lagerung bei 99 % relativer Luftfeuchte bedingt bereits nach 28 Tagen einen Festigkeitsverlust von 6 %. Infolge einer kontinuierlichen Wasserlagerung verlieren die TSP-Proben über einen Zeitraum von 1,5 Jahren 26 % an Festigkeit.

Der zeitliche Verlauf des Festigkeitsverlustes nach einer Lagerung bei 95 % r. F. bzw. im Wasser ist auch bei den TSP-Proben anhand der in Kapitel 5 hergeleiteten Gleichung 5.2-7 zu modellieren. Dabei wird deutlich, dass der zeitabhängige Festigkeitsverlust bei 95 % r. F. gegenüber den wassergelagerten Proben kontinuierlich etwa 6 % geringer ist.

Resultierend wird anhand von Abbildung 6.4-5 deutlich, dass bei Lagerung der TSP-Proben in relativen Luftfeuchten oberhalb von 80 bis 90 % die Randbedingungen für eine AR-Glaskorrosion erreicht werden.

Dieses Messergebnis wird durch Untersuchungen bei einer Temperatur von 50 °C, welche die AR-Glaskorrosionsprozesse stark beschleunigt, bestätigt, siehe Abbildung 6.4-6. Eine Lagerung der TSP-Proben über 180 Tage bei 50 °C und 30, 65 sowie 80 % relativer Luftfeuchte bedingt innerhalb der Streubreite keine Abnahme der Probenfestigkeit. Bei einer 90-tägigen Lagerung bei 95 % relativer Luftfeuchte und 50 °C tritt hingegen ein signifikanter Rückgang an Zugfestigkeit ein. Der Zugfestigkeitsverlust nach 28 Tagen bei 99 % relativer Luftfeuchte ist auch bei 50 °C mit dem Festigkeitsverlust nach 28-tägiger Wasserlagerung vergleichbar.

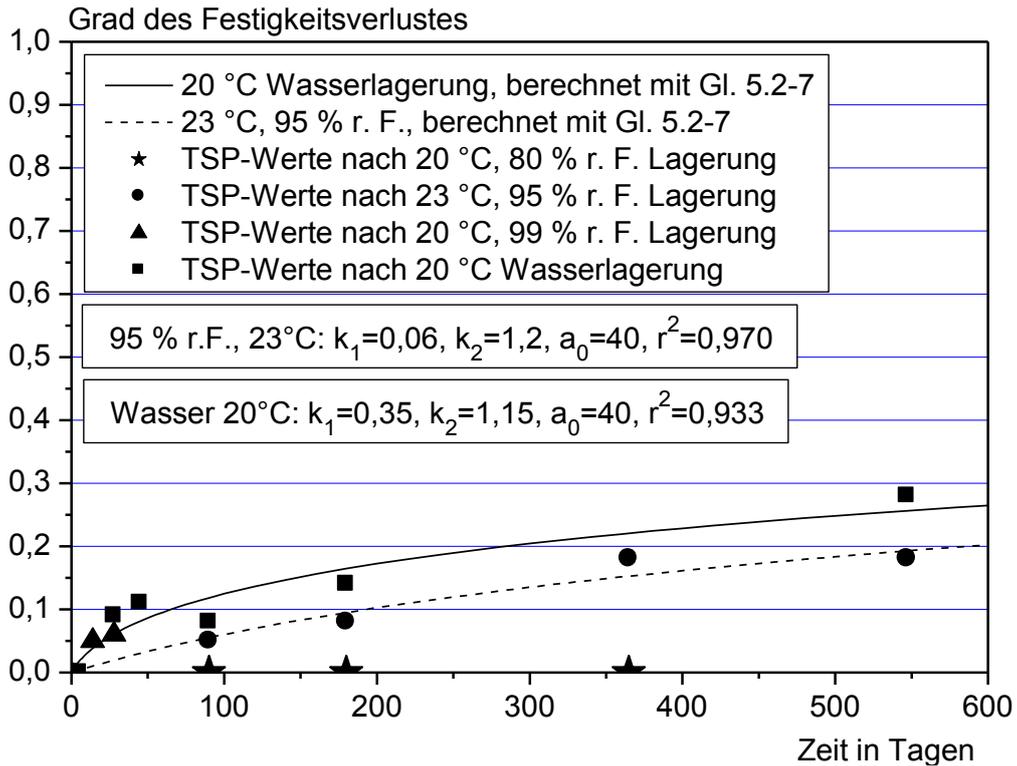


Abbildung 6.4-5: TSP-Festigkeitsverlust in Abhängigkeit von der Feuchte, Beton A und Roving G10

Figure 6.4-5: TSP-strength-loss as function of humidity, concrete A and roving G10

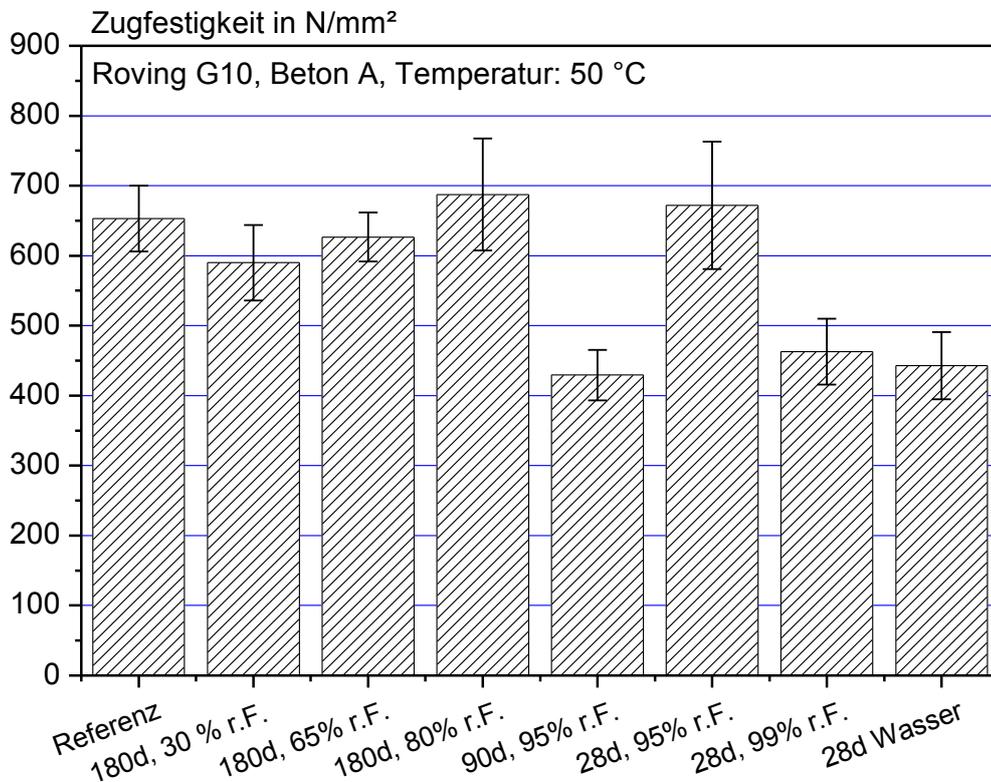


Abbildung 6.4-6: TSP-Rovingzugfestigkeit nach Lagerung bei 50 °C und unterschiedlichen Feuchten

Figure 6.4-6: TSP-tensile-strength after a storage at 50 °C and different humidities

6.4.2.3 Einfluss der Temperatur

Abbildung 6.4-7 verdeutlicht den Einfluss der Wassertemperatur auf die zeitliche Entwicklung des Festigkeitsverlustes der TSP-Proben mit G10-Rovings und Beton A. Wie bereits an den Filamentzugversuchen und SIC-Tests gezeigt, nimmt auch bei den TSP-Tests der Festigkeitsverlust mit steigender Temperatur zu. Eine Lagerung im Wasser bei 8 °C bedingt nach 180 Tagen einen Festigkeitsverlust von 11 %. Bei 30 °C erhöht sich dieser auf 19 % und bei 40 °C verliert die Probe innerhalb von 180 Tagen rund 54 % ihrer Ausgangsfestigkeit. Auch die TSP-Versuchsergebnisse weisen einen anfänglich stärkeren Festigkeitsverlust auf, der mit zunehmender Zeit langsamer voranschreitet.

Der zeitliche Verlauf des TSP-Festigkeitsverlustes wurde für die Wassertemperaturen 20 °C, 30 °C, 40 °C und 50 °C mit dem in Kapitel 5 hergeleiteten Korrosionsmodell berechnet (Gleichung 5.2-7). Auch bei den TSP-Versuchen besteht eine gute Übereinstimmung zwischen den Versuchswerten und dem Modell, siehe Abbildung 6.4-7.

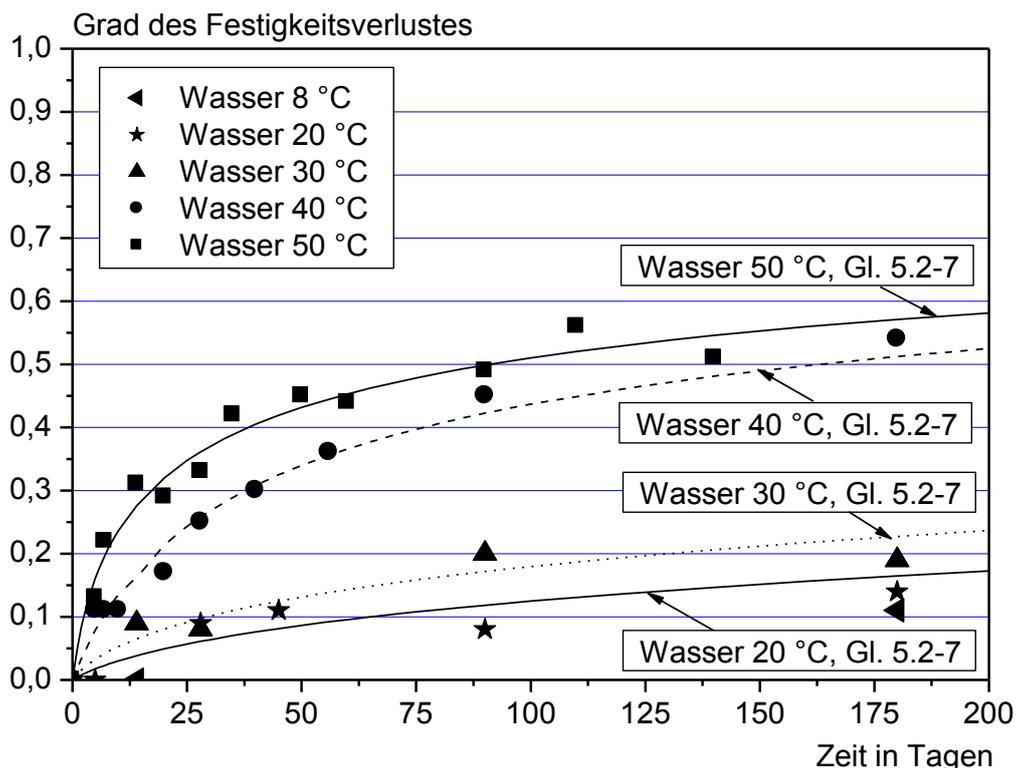


Abbildung 6.4-7: TSP-Festigkeitsverlust in Abhängigkeit von der Wassertemperatur, Versuchswerte mit Beton A, Roving G10 und Berechnung mit Gleichung 5.2-7

Figure 6.4-7: TSP-strength-loss as function of water temperature, test values with concrete A, Roving G10 and calculation with equation 5.2-7

Ein Vergleich des berechneten TSP-Festigkeitsverlustes nach Wasserlagerung bei 50 °C mit dem berechneten SIC-Festigkeitsverlust sowie dem berechneten Filament-Festigkeitsverlust ist in Abbildung 6.4-8 dargestellt. Dieser Vergleich führt zu folgenden Schlussfolgerungen:

- Der Verlauf des Zugfestigkeitsverlustes von AR-Glasrovings in Beton ist mit dem in Kapitel 5 für AR-Glasfilamente in alkalischen Lösungen beschriebenen Verlauf des Zugfestigkeitsverlustes vergleichbar. Entsprechend des hergeleiteten Korrosionsmodells bestimmen somit chemische Schädigungsprozesse am AR-Glas in alkalischem Milieu des Betons die Festigkeitsabnahme maßgeblich.
- Damit erlaubt das entwickelte Korrosionsmodell auch eine präzise Beschreibung der Schädigung von praxisnahen Bauteilteilen (TSP-Test).
- Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 wächst mit zunehmender Größe und Komplexität der Verbundproben. Dies kann auf eine größere Beschädigung des Rovings während des Einschalens und Betonierens zurückgeführt werden.

- Der Filamentzugversuch bedingt die größten Festigkeitsverluste, was mit dem vollflächigen Kontakt der Filamente mit der alkalischen Lösung erklärbar ist. Die Festigkeitsverluste bei den SIC- und TSP-Proben sind gegenüber den Filamentproben geringer; sie weisen die gleiche Größenordnung auf. Bei den Verbundproben steht nur die Porenlösung im Porenraum entlang des Rovings in direktem Kontakt zum Filament. Anhand der Filamentzugversuche an Filamenten, die in einem mit Porenlösung getränkten Zellstoff gelagert wurden, konnte die Reduktion des Festigkeitsverlustes durch die „Porenstruktur“ des Zellstoffs in der gleichen Größenordnung nachgestellt werden, siehe hierzu auch Abbildung 4.2-7, rechts.
- Der langfristige Festigkeitsverlust der TSP-Proben ist um rund 2 % größer als bei den SIC-Proben. Bei den TSP-Proben erhöht die längere Kontaktfläche zwischen Porenlösung und Filament die Wahrscheinlichkeit einer schnelleren Filamentschädigung in bereits vorhandenen Schwachstellen.

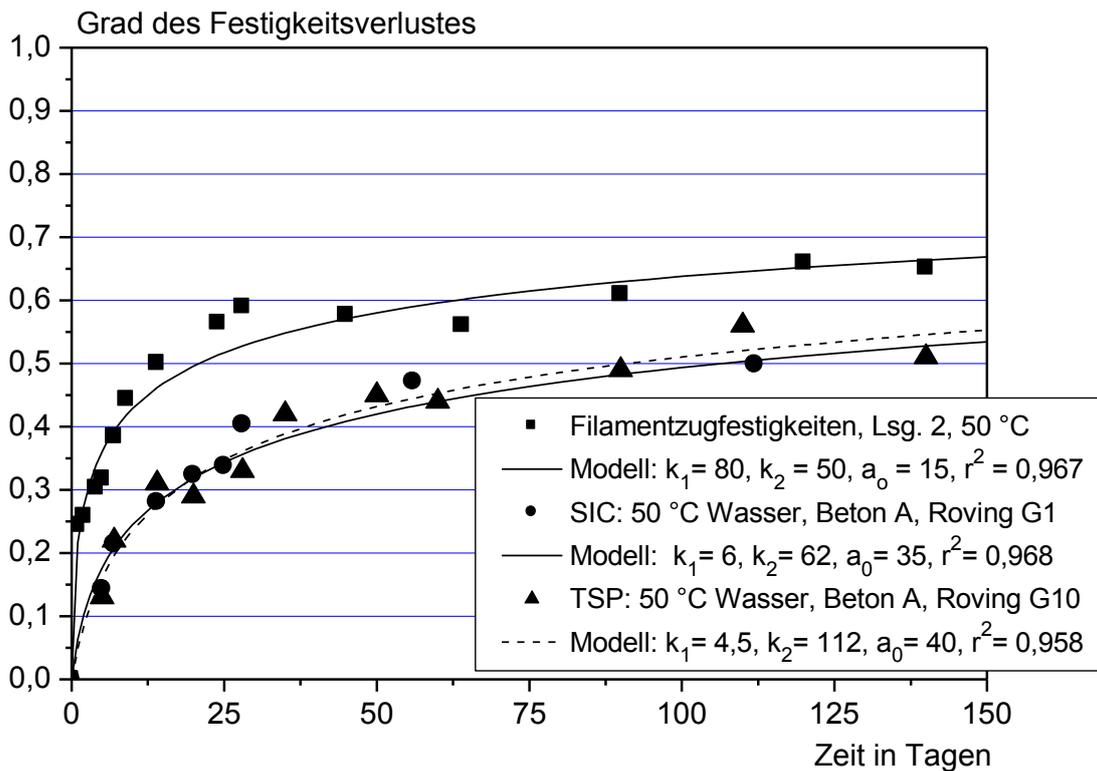


Abbildung 6.4-8: Vergleich der TSP-Versuche mit den SIC-Tests und den Filamentzugversuchen
Figure 6.4-8: Comparison of TSP-tests with SIC-tests and filament-tensile-tests

Tabelle 6.4-2 gibt einen Überblick über die für TSP-Proben mit Beton A und G10-Rovings ermittelten Modell-Koeffizienten. Die Erhöhung der Wassertemperatur bedingt eine Erhöhung der Koeffizienten k_1 und k_2 , während die Ausgangsfehlstellengröße a_0 mit 40 nm konstant bleibt.

Tabelle 6.4-2: Ermittelte Modell Koeffizienten für TSP-Proben mit Beton A und G10 Rovings
Table 6.4-2: Determinate model-coefficients for TSP specimens with concrete A and G10 rovings

| Koeffizienten | | TSP-Proben mit Beton A, G10 Rovings | | | |
|---------------|--------------------|-------------------------------------|--------------|--------------|--------------|
| - | Einheit | Wasser 20 °C | Wasser 30 °C | Wasser 40 °C | Wasser 50 °C |
| k_1 | nm/d | 0,35 | 0,8 | 1,5 | 4,5 |
| k_2 | nm ² /d | 1,15 | 2,5 | 87 | 112 |
| a_0 | nm | 40 | 40 | 40 | 40 |
| r^2 | - | 0,933 | 0,925 | 0,984 | 0,958 |

Die mathematische Erfassung des Wassertemperatureinflusses auf die Koeffizienten k_1 und k_2 kann auch bei den TSP-Proben mittels der Arrhenius-Gleichung erfolgen. Abbildung 6.4-9 stellt die anhand der Gleichung 6.3-2 ermittelte Arrhenius-Beziehung für TSP-Proben mit Beton A und G10-Rovings dar.

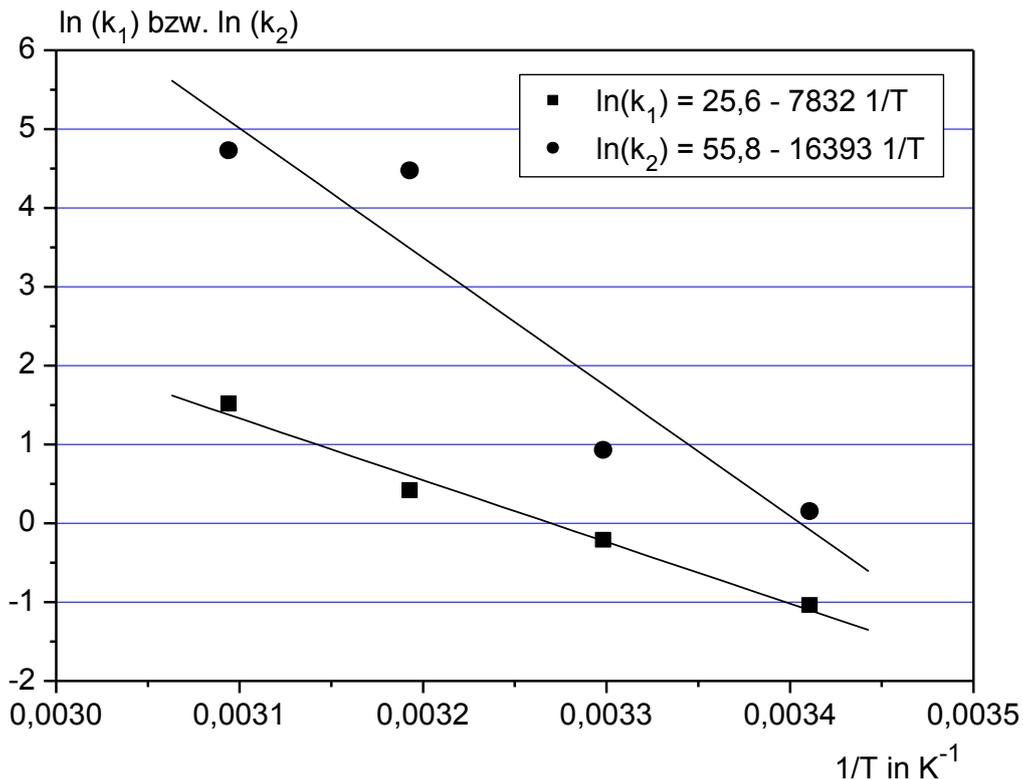


Abbildung 6.4-9: Darstellung der Modell-Koeffizienten k_1 und k_2 in Abhängigkeit von der Wassertemperatur anhand der Arrhenius-Gleichung, TSP-Proben mit Beton A, G10-Rovings

Figure 6.4-9: Illustration of the model-coefficients k_1 and k_2 as a function of water temperature based on the arrhenius equation, TSP specimens with concrete A, G10 rovings

Einfluss von Frost

Abbildung 6.4-10 zeigt die mittlere Zugfestigkeit zzgl. der Standardabweichung für TSP-Proben, die 14 Tage bei -10 °C und 65-80 % relativer Luftfeuchte gelagert wurden. Wie bereits bei 20 und 50 °C sowie 65 und 80 % relativer Luftfeuchte gezeigt, ist auch bei -10 °C kein Festigkeitsverlust feststellbar.

Einfluss von Chloridlösungen und Frost

Eine 14-tägige Lagerung der TSP-Proben bei -10 °C in gesättigter Natriumchloridlösung führt hingegen beim Mittelwert zu einer Reduktion der Festigkeit von 653 N/mm^2 auf rund 600 N/mm^2 . Dieser Festigkeitsverlust ist mit 8 % deutlich größer als der theoretisch anhand der Arrhenius-Gleichung (Abbildung 6.4-9) bei einer „Wassertemperatur“ von -10 °C berechnete Festigkeitsverlust von 0,15 %.

Auf Basis dieser Frostuntersuchungen wurde somit zusätzlich der Einfluss von Chloridlösungen (gesättigte Natrium- und Calciumchloridlösung) auf die TSP-Festigkeit untersucht, siehe Abbildung 6.4-10. Es zeigt sich bei beiden Chloridlösungen nach 90 Tagen bei 20 °C ein Festigkeitsverlust von rund 25 % von 653 N/mm^2 auf 493 bzw. 485 N/mm^2 . Dieser Festigkeitsverlust ist doppelt so hoch wie bei einer 20 °C Wasserlagerung über den gleichen Zeitraum. Eine Berechnung des zeitlichen Festigkeitsverlustes mittels Gleichung 5.2-7 anhand von Versuchswerten nach 14, 90, 230 und 365-tägiger Lagerung bei 20 °C in gesättigter Natriumchloridlösung ergab die Modell-Koeffizienten: $a_0 = 40\text{ nm}$, $k_1 = 1,5\text{ nm/d}$ und $k_2 = 6\text{ nm}^2/\text{d}$. Dieser negative Einfluss von Chloridlösungen auf den Festigkeitsverlust von AR-Glas im Beton (Faktor zwei bei einem Vergleich mit dem Festigkeitsverlust im Wasser bei 20 °C), ist zukünftig weitergehend anhand unterschiedlich konzentrierten Chloridlösungen zu untersuchen und beim Einsatz von Textilbetonen aus AR-Glas an chloridbelasteten Expositionsorten zu berücksichtigen.

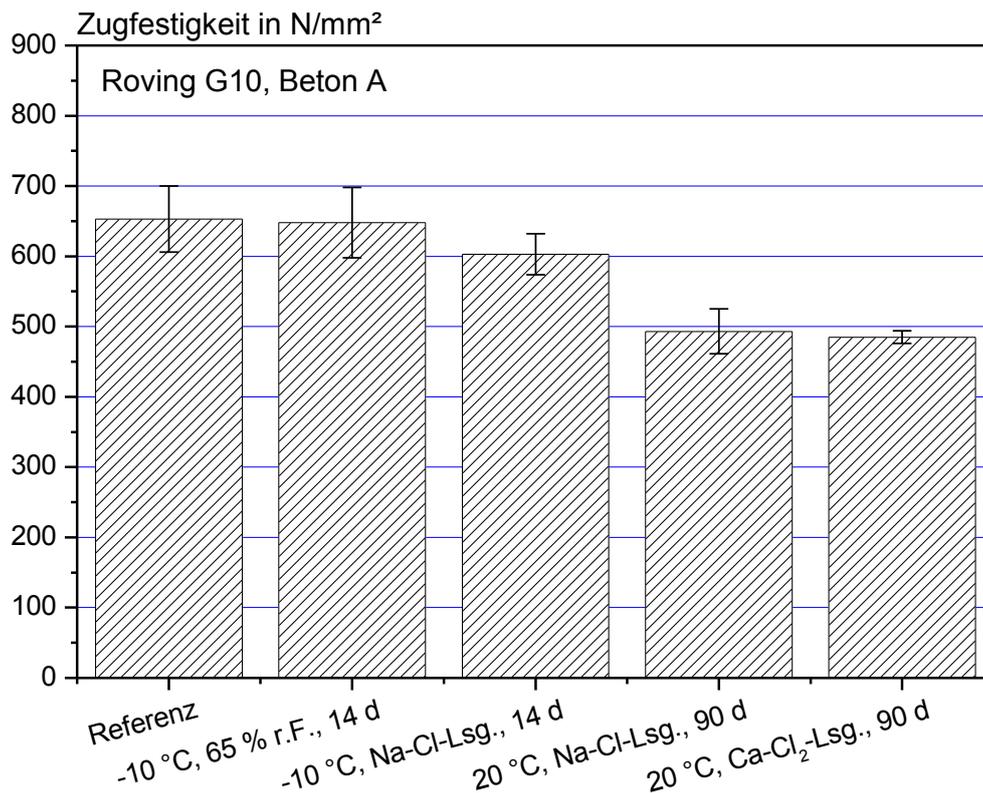


Abbildung 6.4-10: Einfluss von Frost sowie gesättigten Chloridlösungen auf die TSP-Zugfestigkeit
Figure 6.4-10: Influence of frost as well as chloride solutions on the TSP strength

6.4.2.4 Einfluss der AR-Glasbewehrung

Abbildung 6.4-11, links, zeigt TSP-Versuche mit G13-Rovings (Tabelle 3.2-1) im Beton A nach Wasserlagerung bei 50 °C. Die G13-Rovings weisen nach Angaben von VETROTEX eine andere Schlichte als die G10-Rovings auf. Ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit den anhand des Modells errechneten Festigkeitsverlusten für G10-Rovings im Beton A (siehe Tabelle 6.4-2), zeigt jedoch keine eindeutige Veränderung des Festigkeitsverlustes durch den Wechsel der Schlichte. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Untersuchungen an Filamenten mit und ohne Schlichte in Abschnitt 4.2.2.5, wo ebenfalls kein Einfluss der Schlichte auf den Festigkeitsverlust des AR-Glases festgestellt wurde.

Abbildung 6.4-11, rechts, zeigt TSP-Versuche mit dem Textil T1 (Tabelle 3.2-2) im Beton A nach Wasserlagerung bei 50 °C. Die Proben mit textiler Bewehrung weisen den gleichen Bewehrungsgrad in Belastungsrichtung auf, wie die ansonsten verwendeten Proben mit acht Rovings (2,0 Vol.-%). Ein Vergleich der TSP-Ergebnisse mit den anhand des Modells errechneten Festigkeitsverlusten für G10-Rovings im Beton A (siehe Tabelle 6.4-2) zeigt keine Veränderung des Festigkeitsverlustes. Das heißt, dass die bisher mit TSP-Proben bestehend aus AR-Glasrovings erzielten Ergebnisse auch für Verbundproben mit textiler Bewehrung gültig sind. Die textilen Knotenpunkte des Textils T1 haben somit keinen Einfluss auf den Festigkeitsverlust. Dies indiziert ebenfalls, dass die chemische Schädigung des AR-Glases im alkalischen Milieu die maßgebliche Ursache für den Festigkeitsverlust darstellt.

Der Einfluss der AR-Glaszusammensetzung auf den Festigkeitsverlust von TSP-Proben im Wasser bei 50 bzw. 80 °C ist in Abbildung 6.4-12 dargestellt. Ein Vergleich von NEG-ARG-Rovings (G2) mit CemFil-Rovings (G10), jeweils eingebettet im Beton A, zeigt bei einer Wassertemperatur von 50 °C über 14 bzw. 28 Tage keinen Unterschied im Festigkeitsverlust. Erst bei einem höheren Schädigungsgrad nach 7 Tagen bei 80 °C in Wasser weisen die mit G2 (NEG-ARG) bewehrten TSP-Proben einen geringeren Festigkeitsverlust gegenüber den G10-Proben auf. Das Ergebnis stimmt mit den anhand von SIC-Untersuchungen gefundenen Resultaten überein, siehe Abbildung 6.3-5. Der um etwa 3 Gew.-% höhere Zirkoniumanteil der NEG-ARG-Rovings bedingt somit unter extremen Alterungsbedingungen eine etwas höhere Beständigkeit. Dieses Resultat untermauert die bei der Formulierung des Korrosionsmodells zugrunde gelegten chemisch bedingten Vorgänge, welche die Bildung einer „inneren Schutzschicht“ beinhalten, siehe Abschnitt 5.2.

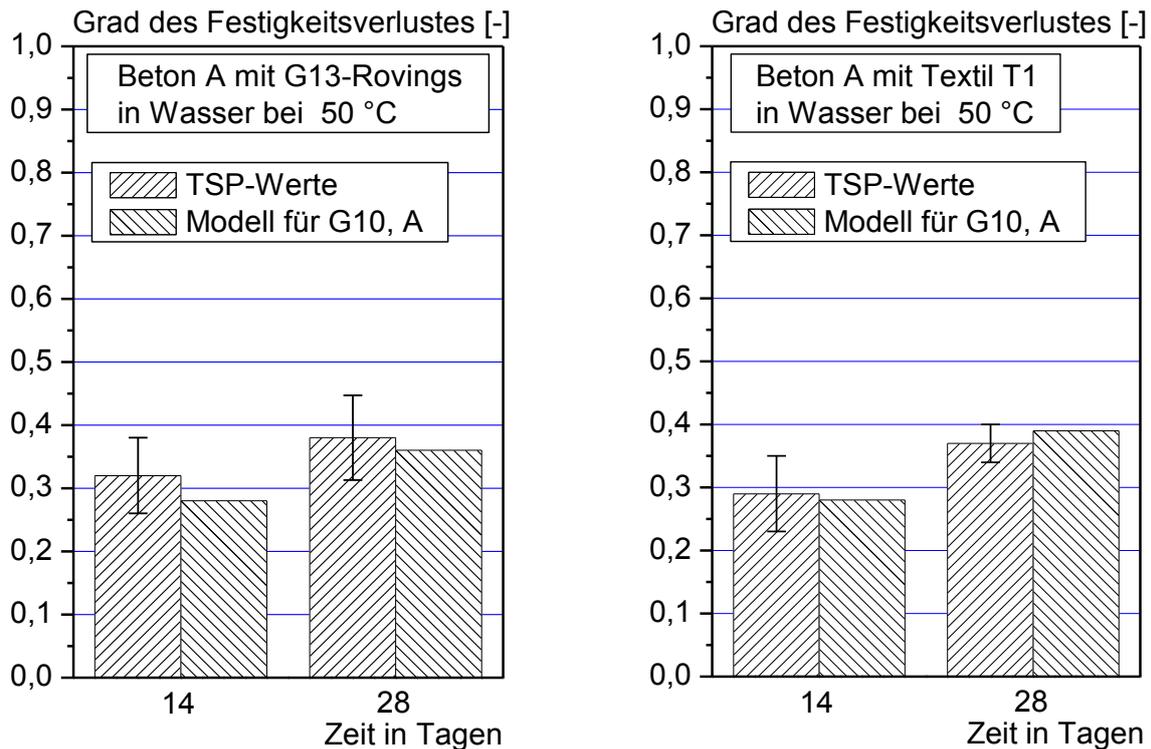


Abbildung 6.4-11: Vergleich des Festigkeitsverlustes von G13-Rovings (links) und Textil T1 (rechts) im Beton A mit dem für G10-Rovings im Beton A bei 50°C Wasserlagerung bestimmten Modellwert. Angabe der Standardabweichung für die Versuchswerte.

Figure 6.4-11: Comparison of the loss of strength of G13 rovings (left) and textil T1 (right) embedded in concrete A with the calculated model value for G10 rovings in concrete A in water at 50 °C. Test values with standard deviation.

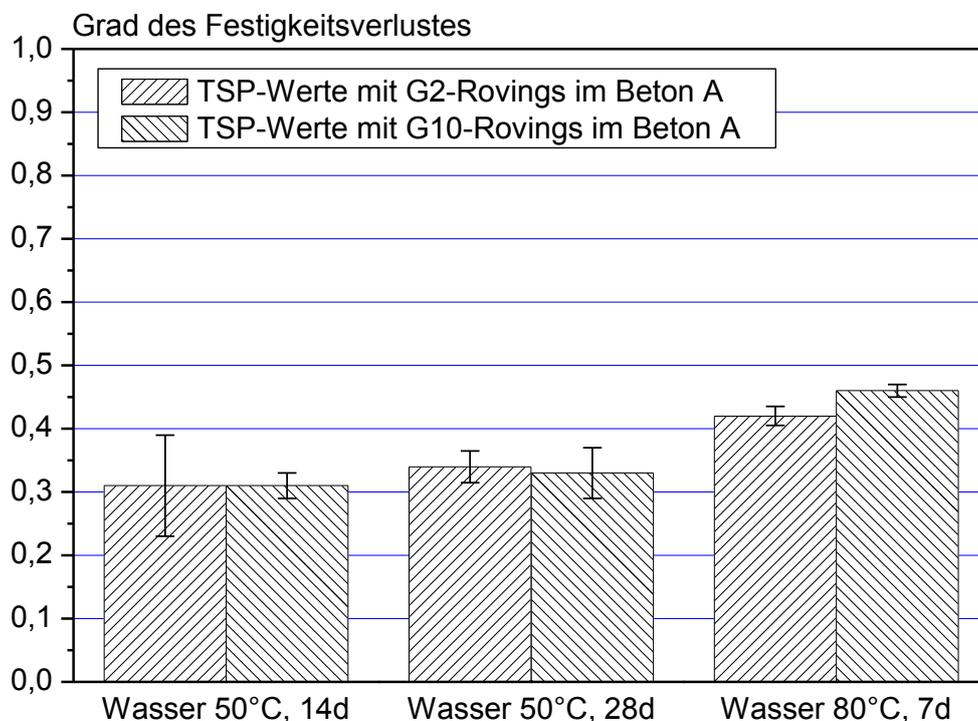


Abbildung 6.4-12: Vergleich der Festigkeitsverluste von G2-Rovings (NEG) mit G10-Rovings (CemFil) im Beton A, Angabe der Standardabweichung

Figure 6.4-12: Comparison of the loss of strength of G2 rovings (NEG) with G10 rovings (CemFil) in concrete A including the standard deviation

6.4.2.5 Einfluss des Betons

In Abbildung 6.4-13 sind die TSP-Festigkeitsverluste der G10-Rovings im Beton A und C nach einer Wasserlagerung bei 20 und 50 °C dargestellt. Der Beton C bedingt einen geringeren Festigkeitsverlust als Beton A. Nach 90 Tagen im Wasser bei 50 °C weisen die Proben mit Beton C einen Festigkeitsverlust von 27 % auf, während die Proben mit Beton A unter diesen Bedingungen bereits einen Festigkeitsverlust von rund 50 % erreichen. Dieses Ergebnis stimmt mit den anhand von SIC-Tests gefundenen Resultaten überein, siehe Abbildung 6.3-6.

Das in Kapitel 5 beschriebene Modell ist auch auf den Beton C anwendbar, die ermittelten Modell-Koeffizienten sind in Tabelle 6.4-3 angegeben. Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 mit 40 nm verändert sich durch die Verwendung von Beton C nicht, weiterhin ist sie auch bei Beton C unabhängig von der Wassertemperatur. Dahingegen sind die Koeffizienten k_1 und k_2 beim Beton C erwartungsgemäß geringer als beim Beton A. Diese Ergebnisse stimmen mit den Resultaten der SIC-Tests überein (Abbildung 6.3-6, Tabelle 6.3-2).

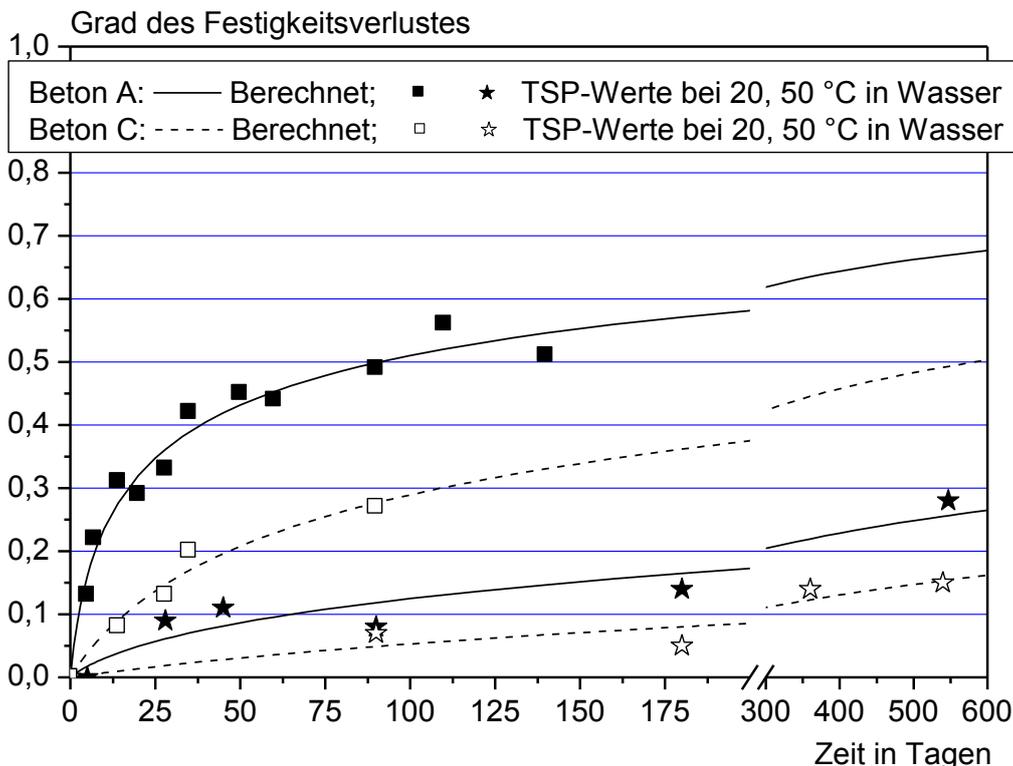


Abbildung 6.4-13: TSP-Festigkeitsverlust in Abhängigkeit von der Betonzusammensetzung, Versuchswerte und Berechnung mit Gleichung 5.2-7, Roving G10

Figure 6.4-13: TSP-strength-loss as function of the composition of concrete, test values and calculations with equation 5.2-7, roving G10

Tabelle 6.4-3: Ermittelte Modell Koeffizienten für TSP-Proben mit G10-Rovings, Beton A und C

Table 6.4-3: Determinate model-coefficients of TSP specimens with G10 rovings, concrete A and C

| Koeffizienten | | Wasser 20 °C | | Wasser 50 °C | |
|---------------|--------------------|--------------|---------|--------------|---------|
| - | Einheit | Beton A | Beton C | Beton A | Beton C |
| k_1 | nm/d | 0,35 | 0,06 | 4,5 | 0,70 |
| k_2 | nm ² /d | 1,15 | 0,45 | 112 | 17,5 |
| a_0 | nm | 40 | 40 | 40 | 40 |
| r^2 | - | 0,933 | 0,891 | 0,958 | 0,966 |

Infolge einer vollständigen Karbonatisierung der 6 mm-Proben aus Beton C wird der pH-Wert der Porenlösung auf etwa 8 abgesenkt /Bra03/. Tabelle 3.2-4 ist zu entnehmen, dass der Beton C bereits nach 90 Tagen bei 20 °C, 65 % r. F. eine Karbonatisierungstiefe von 5 mm aufweist.

Zur Untersuchung des Einflusses der Karbonatisierung wurden TSP-Proben bestehend aus G10-Rovings und Beton A bzw. Beton C über 1,5 Jahre bei 20 °C und 65 % r. F. aufbewahrt. Im Anschluss wurden die Proben 28 Tage in Wasser bei 50 °C gelagert. Während der im TSP-Versuch ermittelte Festigkeitsverlust für den Beton A unverändert bei 30 % blieb, wiesen die Proben mit Beton C nur minimale Festigkeitsverluste von 5 % auf, siehe Abbildung 6.4-14. Diese deutliche Reduzierung des Festigkeitsverlustes kann auf die vollständige Karbonatisierung des Betons C bereits vor der einsetzenden AR-Glaskorrosion zurückgeführt werden. Die Karbonatisierungstiefe des Betons A betrug nach 1,5 Jahren nur etwa 1,6 mm. Bei der Modellierung des Festigkeitsverlustes der AR-Glasbewehrung im Beton C kann somit langfristig eine Karbonatisierung des Betons und damit eine Verringerung der AR-Glaskorrosion angesetzt werden. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Karbonatisierungsgeschwindigkeit von der Betonfeuchte abhängt: Bei wassergesättigten Betonen kann keine Karbonatisierung stattfinden. Bakker hat in /Bak94/ ein Modell zur Bestimmung der Karbonatisierungstiefe in Abhängigkeit von den vorherrschenden Klimabedingungen erarbeitet, was anhand zusätzlicher Untersuchungen auf den Beton C übertragen werden könnte. Zu diesen zusätzlichen Untersuchungen gehören u. a. der Diffusionskoeffizient für CO₂, der Wasserabsorptionskoeffizient, die Menge an alkalischer Substanz zur Bindung von CO₂ und die Menge an verdampfbarem Wasser bei der während des Austrocknens vorherrschenden relativen Luftfeuchte.

Die im TSP-Test untersuchte IPC-Mischung mit einem pH-Wert von 7 (Tabelle 3.2-3) bedingt bei 50 °C Wasserlagerung über einen Zeitraum von 90 Tagen im Vergleich zu den Betonen A und C lediglich geringfügige Festigkeitsverluste, siehe Abbildung 6.4-14. Aufgrund der geringen Festigkeitsverluste von 2 und 9 % nach 28 bzw. 90 Tagen im Wasser bei 50 °C hat die Standardabweichung einen großen Einfluss. Dennoch lässt sich feststellen, dass auch bei einem pH-Wert von 7 über lange Zeiträume unter beschleunigter Alterung aufgrund von Auslaugung nach Gleichung 2.1-4 ein geringer Festigkeitsverlust entsteht. Dieses Ergebnis stimmt mit den Filamentzugversuchen nach 365-tägiger Wasserlagerung bei 20 °C (Abbildung 4.2-2) überein.

Anhand von Abbildung 6.4-14 wird deutlich, dass die Reduktion des pH-Wertes, eine maßgebliche Abminderung des Festigkeitsverlustes bedingt.

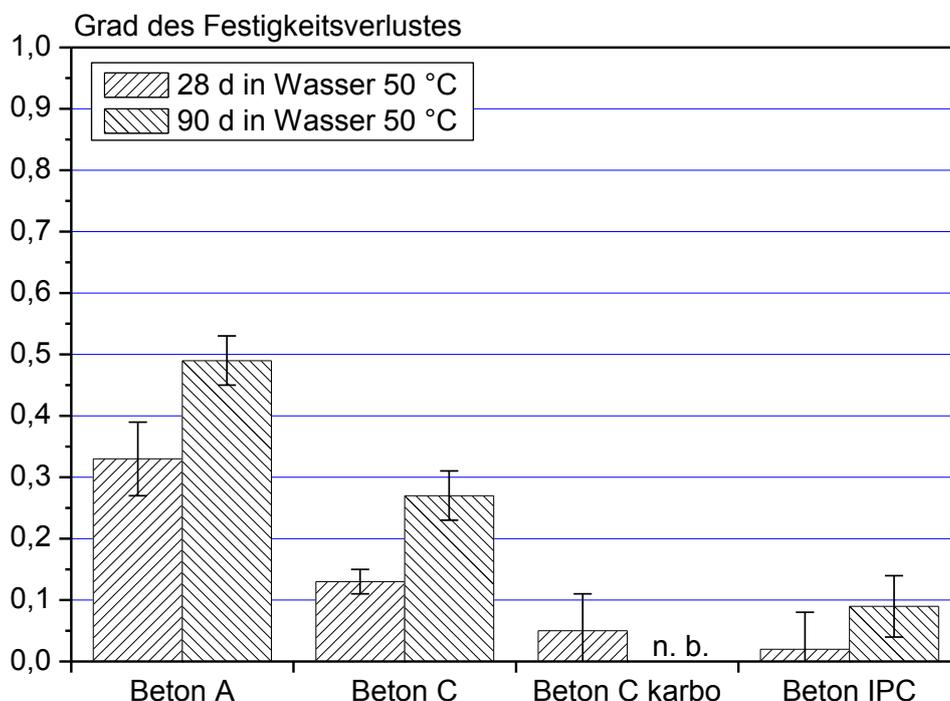


Abbildung 6.4-14: TSP-Festigkeitsverlust nach 28 und 90 Tagen im Wasser bei 50 °C für die Betone A, C und IPC mit G10-Rovings, Angabe der Standardabweichung

Figure 6.4-14: TSP-strength-loss of G10 rovings in mixture A, C and IPC after 28 and 90 days in water at 50 °C, with standard deviation

6.4.2.6 Einfluss kombinierter Klimabeanspruchungen

Abbildung 6.4-15 zeigt TSP-Versuchsergebnisse nach einer Nass-Trocken-Wechselagerung. Die Proben wurden zunächst 7 Tage in Wasser bei 50 °C gelagert, im Anschluss 7 Tage bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte und danach erneut in Wasser bei 50 °C. Aufgrund dieser Lagerung wiesen die Proben einen mittleren Festigkeitsverlust von 24 % auf. Bei der mathematischen Ermittlung dieses, auf der Nass/Trockenlagerung basierenden Festigkeitsverlustes, ist zu berücksichtigen, dass die AR-Glaskorrosion in Beton erst oberhalb einer kritischen, am Roving vorherrschenden Feuchte beginnt (siehe Abschnitt 6.4.2.2). Bei einem Wechsel zwischen wassergesättigt und trocken ist der Korrosionsfortschritt somit innerhalb der trockenen Periode unterbrochen. Darauf basierend sind hinsichtlich der mathematischen Beschreibung des zeitabhängigen Festigkeitsverlustes die trockenen Perioden als konstant (Steigung null) anzusetzen. Beginnt nun die AR-Glaskorrosion infolge einer Wasserlagerung bei 50 °C und setzt danach bei einem Festigkeitsverlust von $\Delta f_{i,t1}$ eine trockene Periode ein, die erneut durch eine Wasserlagerung bei 50 °C beendet wird, so ergeben sich zwei Möglichkeiten der mathematischen Beschreibung:

- $\Delta f_{l,t} = \Delta f_{l,t1} + \Delta f_{l,t2} + \Delta f_{l,t3}$ mit $\Delta f_{l,t2} = 0$ (trockene Periode ohne Festigkeitsverlust) und $\Delta f_{l,t3} = \Delta f_{l,t1}$ (gleiche Lagerung: 7 d in Wasser bei 50 °C). Diese additive Lösung würde mit 39 % einen wesentlich höheren Festigkeitsverlust als die Versuchswerte ergeben (siehe gestrichelter Balken in Abbildung 6.4-15). Dieser Sachverhalt ist aus physikalisch-chemischer Sicht unmittelbar erklärbar, da bei diesem Ansatz die parallele Aktivierung der Schutzschichten nicht berücksichtigt wird, siehe auch Kapitel 5. Infolge der AR-Glaskorrosion innerhalb der ersten sieben Tage in Wasser bei 50 °C hat sich gleichzeitig eine innere und äußere Schutzschicht gebildet, die die folgenden Korrosionsprozesse verlangsamt. Im nachfolgend beschriebenen Ansatz wird dies berücksichtigt.
- Ausblendung der Trockenphase und Berechnung des Festigkeitsverlustes nach 14-tägiger Wasserlagerung bei 50 °C. Somit ergibt sich ein Festigkeitsverlust von 27 %, was den Versuchswerten entspricht. Abbildung 6.4-15 zeigt einen Vergleich zwischen den in dieser Form berechneten Festigkeitsverlusten und den im TSP-Versuch ermittelten Festigkeitsverlusten. Es besteht eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Berechnung. Tendenziell ist der berechnete Festigkeitsverlust etwas höher, was auf die unmittelbare Trennung zwischen Nass und Trocken zurückzuführen ist. Die Verzögerung durch das Austrocknen des Betons und das erneute Erreichen der kritischen Feuchte an der Bewehrung ist hier noch nicht berücksichtigt. Im folgenden Kapitel 7 wird der kritische Wassergehalt an der Bewehrung sowie das Austrocknen und Durchfeuchten der Proben weitergehend analysiert und diskutiert.

Der zweitgenannte Punkt verdeutlicht somit die grundsätzliche Methodik des Aufaddierens der Schädigungsanteile aus verschiedenen Bewitterungsabschnitten. Die in Abbildung 6.4-15 gezeigten Ergebnisse untermauern den abschnittweisen Aufbau der Schutzschicht während der einzelnen Korrosionsphasen.

Abbildung 6.4-16 zeigt den Einfluss von Temperaturwechseln. Die TSP-Körper aus Beton A und G10-Rovings wurden vor dem Zugversuch zunächst 14 bzw. 28 Tage in Wasser bei 23 °C und danach 14 bzw. 28 d in Wasser bei 50 °C gelagert. Auch diese kombinierte Bewitterung wird wieder mit Hilfe des Modells und den im letzten Abschnitt vorgestellten Methoden nachgestellt. Eine mathematische Ermittlung des Festigkeitsverlustes anhand des im vorherigen Absatz beschriebenen 1. Ansatzes (Addition der Festigkeitsverluste) führt zu einer Überschätzung des Festigkeitsverlustes, da die Aktivierung der Schutzschichten vernachlässigt wird, siehe gestrichelte Balken in Abbildung 6.4-16. Die Berücksichtigung der Schutzschichten, vergleiche 2. Punkt, führt auch bei diesen Versuchen zu einer guten Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung. Somit gilt auch bei einem Wechsel der Wassertemperatur der auf der vorherigen Seite beschriebene 2. Ansatz „Berücksichtigung der Schutzschichtbildung“.

Im Kapitel 8 wird die Anwendung des Modells für wechselnde Klimabeanspruchungen detailliert beschrieben.

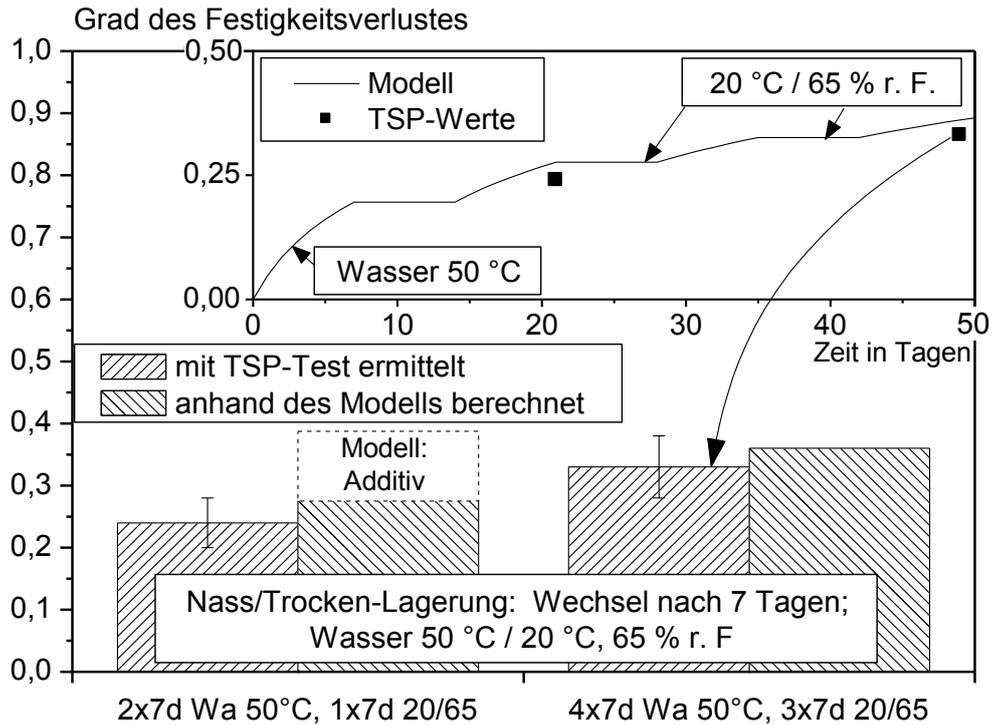


Abbildung 6.4-15: Berücksichtigung von Nass-Trocken-Zyklen (jeweils 7 d nass und 7 d trocken) im Modell und Vergleich mit TSP-Versuchswerten, Roving G10 und Beton A (Erläuterungen im Text)

Figure 6.4-15: Consideration of the wet-dry-cycles (each with 7 days wet and 7 days dry) in the model and comparison with TSP test values, roving G10 and concrete A

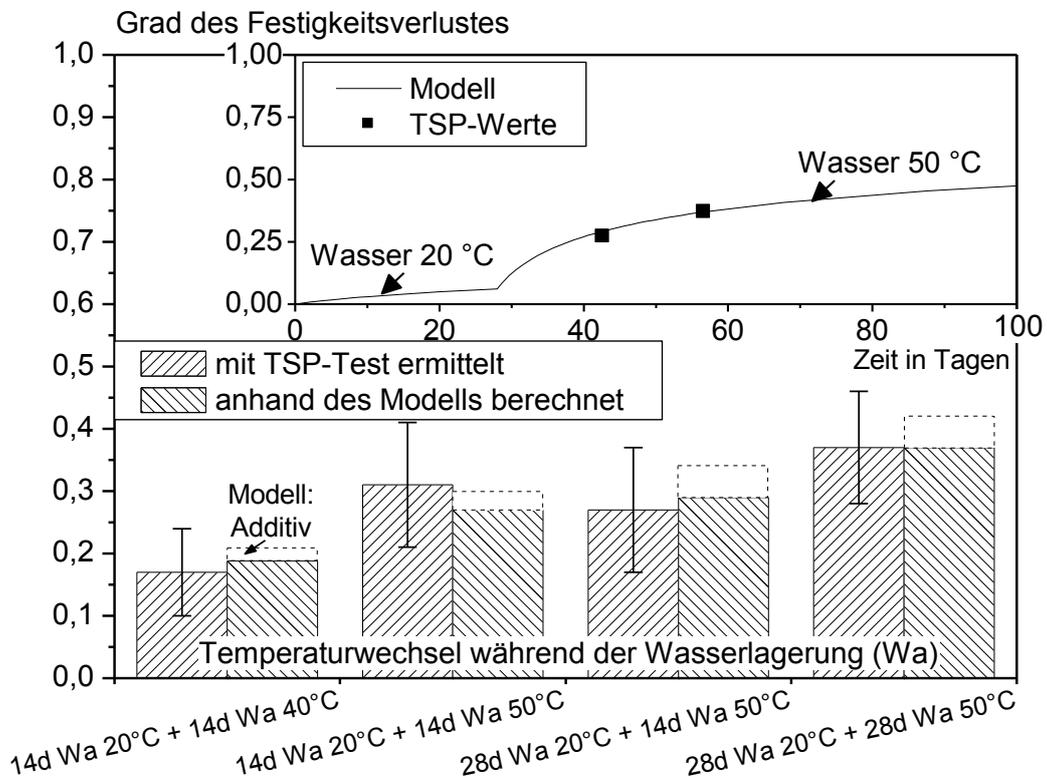


Abbildung 6.4-16: Berücksichtigung von Temperaturwechseln im Modell und Vergleich mit TSP-Werten, Beton A und G10-Rovings (Erläuterungen im Text)

Figure 6.4-16: Consideration of the change of temperature in the model and comparison with TSP test values, roving G10 and concrete A

Parallel zur Laborbewitterung wurden TSP-Proben mit G10-Rovings und Beton A bzw. Beton C in Aachen freibewittert. Abbildung 6.4-17 zeigt den Aufbau des Freibewitterungsstandes. Die Proben sind mit einem Anstellwinkel von 60° in Richtung Süd/West ausgerichtet. Hierdurch kann der Regen gut abfließen und die Austrocknung wird durch direkte Sonneneinstrahlung begünstigt. Die Epoxidharzverankerung der Rovings am Probenende ist ebenso wie die Probenschulterung, über die später die Lasteinleitung erfolgt, durch eine Edelstahlüberdeckung geschützt.



Abbildung 6.4-17: Freibewitterung von TSP-Proben in Aachen. Ausrichtung nach Süd/West

Figure 6.4-17: Outdoor weathering of TSP specimens in Aachen. Orientation south/west

Abbildung 6.4-18 zeigt erste Versuchsergebnisse der Freibewitterung nach 365 und 730 Tagen.

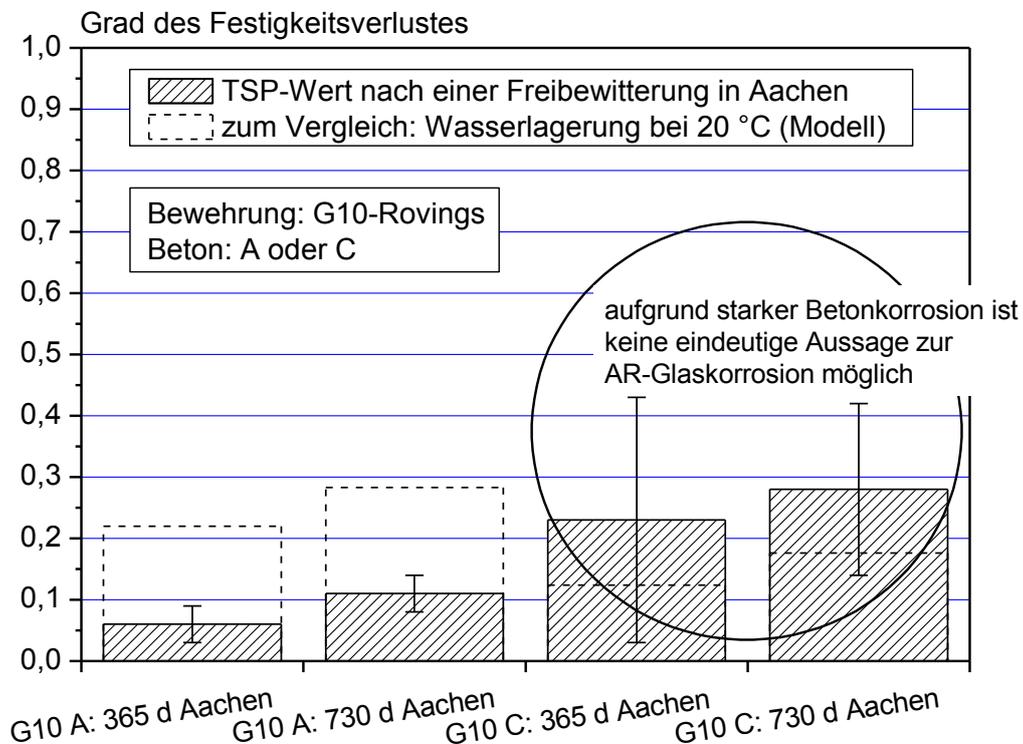


Abbildung 6.4-18: Festigkeitsverlust der TSP-Proben nach ein bzw. zwei Jahren Freibewitterung in Aachen und Vergleich mit dem Festigkeitsverlust nach entsprechender Wasserlagerung bei 20 °C

Figure 6.4-18: Loss of strength of TSP specimens after one and two years outdoor weathering in Aachen and comparison with the loss of strength after storage in water at 20 °C over a corresponding time

Die freibewitterten Proben mit Beton A weisen nach 365 Tagen einen Festigkeitsverlust von rund 6 % auf. Nach 730 Tagen hat sich der Festigkeitsverlust auf 11 % erhöht. Im Vergleich dazu liegt der Festigkeitsverlust nach einer durchgängigen 20 °C Wasserlagerung über zwei Jahre bei 28 %. Beim Beton A überwiegt somit der Zeitraum innerhalb dessen der kritische Feuchtegehalt am Roving nicht überschritten wird bzw. die Temperatur unterhalb von 20 °C liegt.

Beim Beton C bedingt die Freibewitterung eine starke Abwitterung des Betons und es kommt infolge Frost zur Riss- sowie Fehlstellenbildung, was mit einer teilweisen Freilegung der Bewehrung verbunden ist. Aufgrund der AR-Glasschädigung infolge der Betonkorrosion erlauben die nach 365 und 730 Tagen ermittelten Festigkeitsverluste von 23 bzw. 28 % keine Aussage zur AR-Glaskorrosion im „intakten“ Beton.

Im Kapitel 7 wird der kritische Wassergehalt am Roving im Beton während der Freibewitterung ausführlich diskutiert.

6.5 Bauteilversuche unter konstanter Zugbeanspruchung

6.5.1 Allgemeines

Das in Kapitel 5 hergeleitete Modell zum Zugfestigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung, welches wie in den vorangegangenen Kapiteln 6.3 und 6.4 gezeigt, auf AR-glasbewehrte Textilbetone übertragbar ist, beruht auf einem bruchmechanischen Ansatz von Irwin / l_{rw56} /. Das Anwachsen der Fehlstellentiefe a und ein damit einhergehender Festigkeitsverlust wurde bisher als Folge der Einflüsse Feuchte, Temperatur und Lösungszusammensetzung untersucht. Anhand der Filamentzugversuche nach Lagerung im alkalischen Milieu (Abschnitt 4.2.2) konnte eindeutig ein Festigkeitsverlust der Filamente ohne Einwirken einer mechanischen Beanspruchung gezeigt werden. In diesem Abschnitt soll nun der zusätzliche Einfluss einer konstanten Zugbeanspruchung diskutiert werden.

6.5.2 Versuchsbeschreibung

Für die Versuche unter konstanter Zugbeanspruchung wurden ebenfalls TSP-Proben verwendet an deren Enden die Rovings mit Epoxidharz fixiert sind (siehe Abschnitt 6.4.1). Nach der Referenzlagerung wurden die Proben in einen, speziell für diese Untersuchungen entwickelten Dauerlaststand eingebaut. Der Aufbau und die Funktion des Dauerlaststandes sind ausführlich in /Orl03/ und /Orl03a/ beschrieben.

Im Dauerlaststand werden die Zugkräfte an den Probenausrundungen über speziell gefertigte Stahlplatten eingeleitet (siehe auch Abbildung 6.5-1, links). Nach Anfahren der Belastung mittels einer kraftgeregelten, hydraulischen Pumpe übernimmt eine, durch ein mechanisches Hebelwerk verstärkte Totlast die Dauerbelastung der Probekörper. Der Kraft- und Dehnungsverlauf wird über eine Kraftmessdose und zwei verschiedenen Arten von Wegaufnehmern (Dehnungsaufnehmer DD1 und induktiver Aufnehmer) ermittelt. Der Dehnungsverlauf wird bis zum Erstriss auf beiden Seiten des Probekörpers über die Längenänderung innerhalb des, im Ausgangszustand 250 mm langen Referenzabschnittes mit konstanter Breite anhand des DD1 bestimmt. Nach dem Erstriss übernehmen die an den Probenaufhängungen befestigten induktiven Wegaufnehmer die Ermittlung der Längenänderungen. Damit ist die Bestimmung der Längenänderungen auch während einer Wasserlagerung möglich. Die mit den DD1 bis zum Erstriss bestimmten Dehnungen werden zur Kalibrierung der induktiven Wegaufnehmer benutzt. Dadurch werden Offsets dieser induktiven Aufnehmer, die während des Anfahrens der Last durch Setzungen in den Aufhängungen entstehen, kompensiert.

Zur Kontrolle der Funktionsweise des Dauerlaststandes, insbesondere der Lastaufbringung, wurden einige TSP-Proben im Dauerlaststand bis zum Bruch beansprucht. Der Kraft-Dehnungsverlauf wurde wie oben beschrieben aufgezeichnet und mit den in der Prüfmaschine weggeregelt geprüften Proben (siehe auch Abschnitt 6.4.1) verglichen. Für den weggesteuerten Zugversuch wurde eine Geschwindigkeit von 0,5 mm/min festgelegt, während beim lastgesteuerten Zugversuch etwa 16 N/sec aufgebracht wurden. Abbildung 6.5-1 zeigt die gute Übereinstimmung der beiden Kraft-Dehnungsverläufe.

Es wurden insgesamt neun Dauerlaststände in einem Klimaraum bei 23 °C und 50 % relativer Luftfeuchte aufgebaut, die es auch ermöglichen Proben unter Dauerlast in temperiertem Wasser zu lagern.

Alle untersuchten TSP-Proben bestanden aus Beton A, der mit acht G10-Rovings bewehrt war. Die Versuche wurden bei 23 °C und 50 % relativer Luftfeuchte sowie in Wasser bei 23 °C und 50 °C durchgeführt.

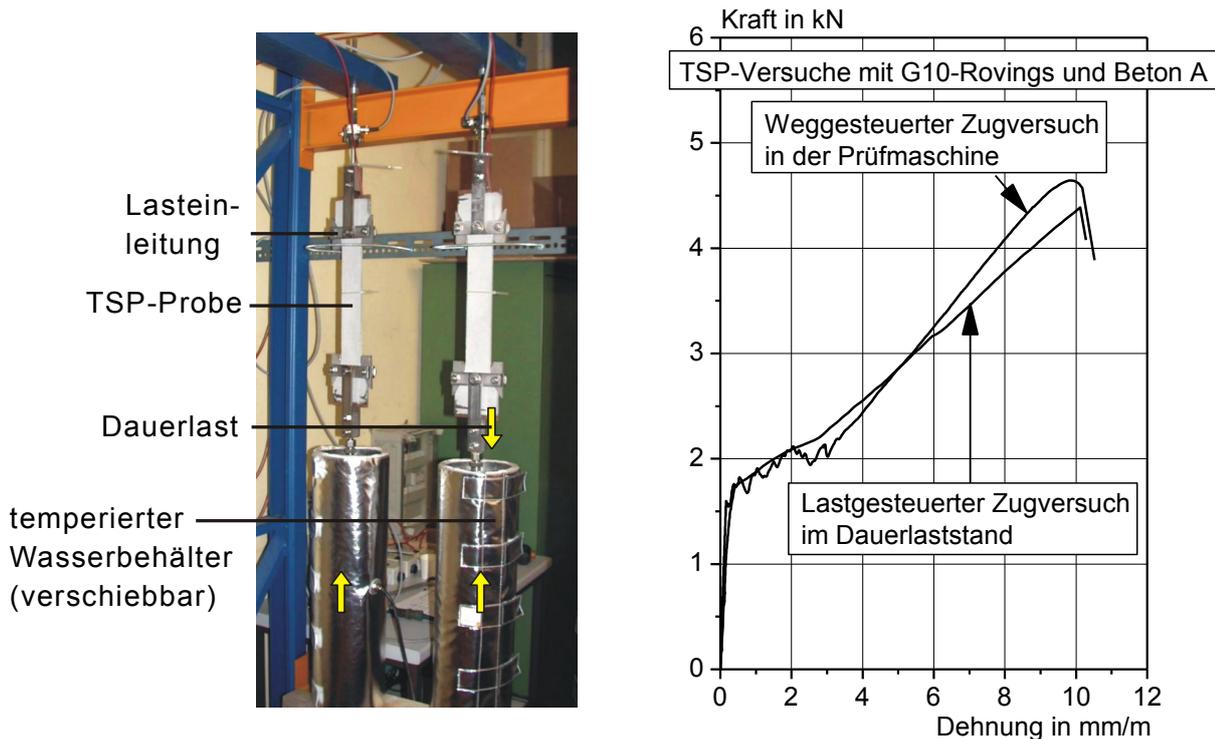


Abbildung 6.5-1: Links: Dauerlaststand. Rechts: Vergleich der Bruchlasten a) weggeregelt in einer Prüfmaschine und b) lastgeregelt im Dauerlaststand bestimmt

Figure 6.5-1: Left: Static load test facility. Right: Comparison of the failure loads a) displacement controlled in a testing machine and b) load controlled in the static load test facility

6.5.3 Ergebnisse

6.5.3.1 Konstante Zugbeanspruchung bei 23 °C und 50 % r. F.

Die untersuchten TSP-Proben wurden mit 70, 80 bzw. 90 % ihrer Bruchlast beaufschlagt. Bei einer Dauerlast von bis zu 80 % der Bruchlast trat innerhalb des 4-monatigen Untersuchungszeitraumes kein Versagen der Proben ein. Abbildung 6.5-2 zeigt die Dehnungen zweier TSP-Proben unter einer Dauerlast von etwa 80 % der Bruchlast (3,5 kN). Innerhalb der ersten Stunden nehmen die Dehnungen deutlich zu, danach stellt sich ein geringer, annähernd linearer Anstieg der Dehnungen ein. Dieser Kurvenverlauf repräsentiert typische Dehnungsverläufe über der Zeit bei einer Dauerbelastung von 70 bzw. 80 % der Bruchlast in einem Klima von 23 °C und 50 % relativer Feuchte. Die Proben wiesen mit einem Rissabstand von etwa 8-15 mm ein sehr fein verteiltes Rissbild auf. Die Rissbreiten lagen zwischen 0,05 und 0,15 mm.

Die Geometrie des AR-Glasrovings (siehe Abbildung 3.2-1) und dessen Einbettung im Beton (siehe Abbildung 6.2-1) hat, wie bereits im Abschnitt 3.2.1 erläutert, zur Folge, dass sich nur ein bestimmter Anteil an Filamenten gleichzeitig am Lastabtrag beteiligt. Infolge der aufgebracht konstanten Belastung kann das subkritische Risswachstum eine Zunahme der Fehlstellentiefe in Abhängigkeit von der vorherrschenden Filamentspannung bedingen (siehe Abschnitt 2.1.4). Das Versagen einiger hochbelasteter Filamente kann insbesondere in der Anfangsphase eintreten. Parallel dazu sind Kriechverformungen der belasteten Filamente möglich. Durch das Versagen von Filamenten bzw. infolge der Kriechverformungen kommt es zu einer Kraftumlagerung auf die bis dahin weniger belasteten Filamente. Damit ist auch eine neue Ausrichtung der inneren Filamente verbunden, die infolge der Kraftumlagerung eine stärkere Belastung erfahren. Durch die stärkere Aktivierung der inneren Filamente verteilt sich die Belastung auf einen größeren Querschnitt und die Dehnungszuwächse werden ab diesem Zeitpunkt geringer. Das subkritische Risswachstum kann jedoch weiterhin langfristig zu einer Überschreitung der Zugfestigkeit einzelner Filamente führen. Infolge des damit verbundenen sukzessiven Versagens der Filamente kann die Probe langfristig kollabieren.

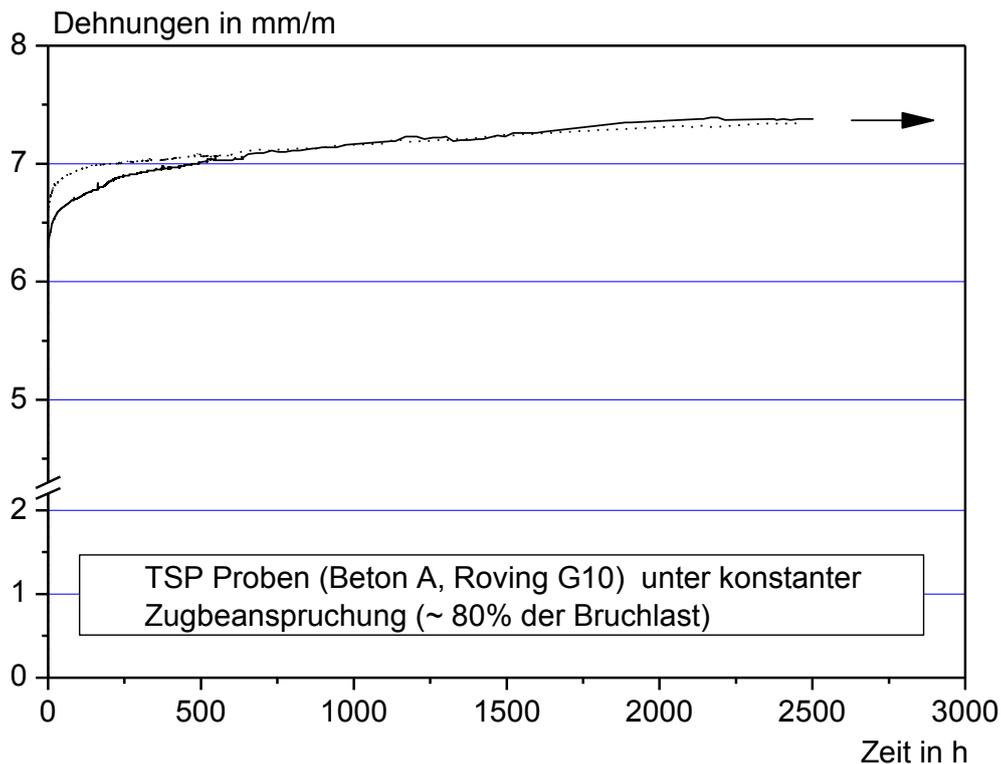


Abbildung 6.5-2: Dehnungszuwachs bei konstanter Zugbeanspruchung mit 80 % der Bruchlast; 23 °C und 50 % relative Luftfeuchte

Figure 6.5-2: Increasing of strain at a constant tensile load of 80 % of the failure load; 23 °C and 50 % r. h.

Eine Erhöhung der Dauerlast auf 90 % der Bruchlast führte bei den acht untersuchten Proben stets zu einem Versagen innerhalb eines Zeitraumes von 15 Minuten bis hin zu einem Monat. Unter dieser Belastung scheint das im vorherigen Abschnitt beschriebene, sukzessive Versagen der Filamente infolge subkritischen Risswachstums und Kraftumlagerungen ein Kollabieren der Probe innerhalb eines kurzen Zeitraumes zu bedingen. Der Versagenszeitraum von 15 Minuten bis hin zu einem Monat weist eine große Spannweite auf, was auf die Streuung der TSP-Bruchlast sowie das, je nach der Rovingeinbindung im Beton, stark variierende sukzessive Versagen der Filamente zurückzuführen ist.

Die in der Literatur beschriebenen, auf bruchmechanischen Ansätzen basierenden Rechenmodelle zur Ermittlung der Lebensdauer von Glasbauteilen /Ker81/, /She97/, /Fin00/ sind aufgrund der Inhomogenität der AR-Glasrovings (unterschiedliche Filamentspannungen und daraus resultierendes sukzessives Filamentversagen) sowie der unbekannt Parameter Fehlstellengeometrie, Rissausbreitungskonstante und Risswachstumsparameter nicht direkt auf die Lebensdauervorhersage von Textilbetonen anwendbar.

6.5.3.2 Konstante Zugbeanspruchung im Wasser

Die in dieser Versuchsserie untersuchten Proben wurden bei 23 °C und 50 % relativer Luftfeuchte mit 60, 70 und 80 % der Bruchlast beansprucht. Nach etwa 24 Stunden wurden die Proben unter Beibehaltung der Dauerlast mit Wasser beaufschlagt. Die Wassertemperatur konnte mittels einer am Wasserzylinder angebrachten Heizmanschette konstant gehalten werden.

In Abbildung 6.5-3 ist das Verhalten der TSP-Proben unter konstanter Zugbelastung bei Beaufschlagung mit Wasser dargestellt. Es ist jeweils der prozentuale Dehnungszuwachs, bezogen auf den Beginn der konstanten Zugbelastung, über der Zeit aufgetragen. Infolge der Wasserbeaufschlagung nehmen die Probendehnungen sprunghaft zu, was bei etwa der Hälfte aller mit 70 bis 80 % der Bruchlast belasteten Proben zu einem Versagen innerhalb von Minuten bzw. wenigen Stunden geführt hat. Bei einer Bruchlast von 60 % wachsen die Dehnungen infolge Wasserbeaufschlagung ebenfalls sprunghaft an, es kommt jedoch nicht zu einem Probenversagen. Die Proben, die infolge der Wasserbeaufschlagung nicht versagt haben, weisen über den folgenden Untersuchungszeitraum einen Dehnungsanstieg von 2 bis 2,4 % auf.

Dies stimmt mit den langfristigen Dehnungsanstiegen der bei 50 % relativer Luftfeuchte gelagerten Proben (siehe auch Abbildung 6.5-2) überein.

Das sprunghafte Zunehmen der Dehnungen infolge einer Wasserbeaufschlagung ist unabhängig von der Wassertemperatur. Dieser Dehnungszuwachs kann erneut mit der Geometrie des einbetonierten Rovings erklärt werden: Aufgrund des unregelmäßigen Eindringens der Matrix in den Roving befindet sich nur ein Teil der Filamente im direkten Verbund zur Matrix. Infolge der konstanten Zugbelastung wird die Zugfestigkeit einiger Filamente überschritten und die Kräfte werden insbesondere auf die weniger belasteten inneren Filamente umgelagert (siehe auch Abschnitt 6.5.3.1). Diese Mechanismen treten verstärkt in den Rissen auf, da die AR-Glasbewehrung dort die größten Spannungen aufnimmt. Die Last wird innerhalb des Risses nur über Reibung zwischen den Filamenten übertragen. Durch das Eindringen des Wassers in die Filamentzwischenräume wird die Reibung zwischen den Filamenten jedoch herabgesetzt und es kommt erneut zu einem sukzessiven Filamentversagen, verbunden mit einer Lastumlagerung.

Ist der verbleibende Restquerschnitt nach dieser erneuten Lastumlagerung ausreichend, um die konstante Zugbelastung aufzunehmen, kann es zu einer Vergrößerung der Fehlstellen infolge des chemischen Angriffs auf das Glas sowie der konstanten Belastung kommen. Die Filamente versagen in diesem Falle erneut sukzessive infolge Überschreitens der einzelnen Filamentzugfestigkeiten, bis der Restquerschnitt die Spannung nicht mehr aufnehmen kann und die Probe schlagartig „durchreißt“. Abbildung 6.5-3, rechts, zeigt, wie eine Probe nach 29 Tagen im Wasser bei 50 °C unter konstanter Zugbeanspruchung schlagartig versagt.

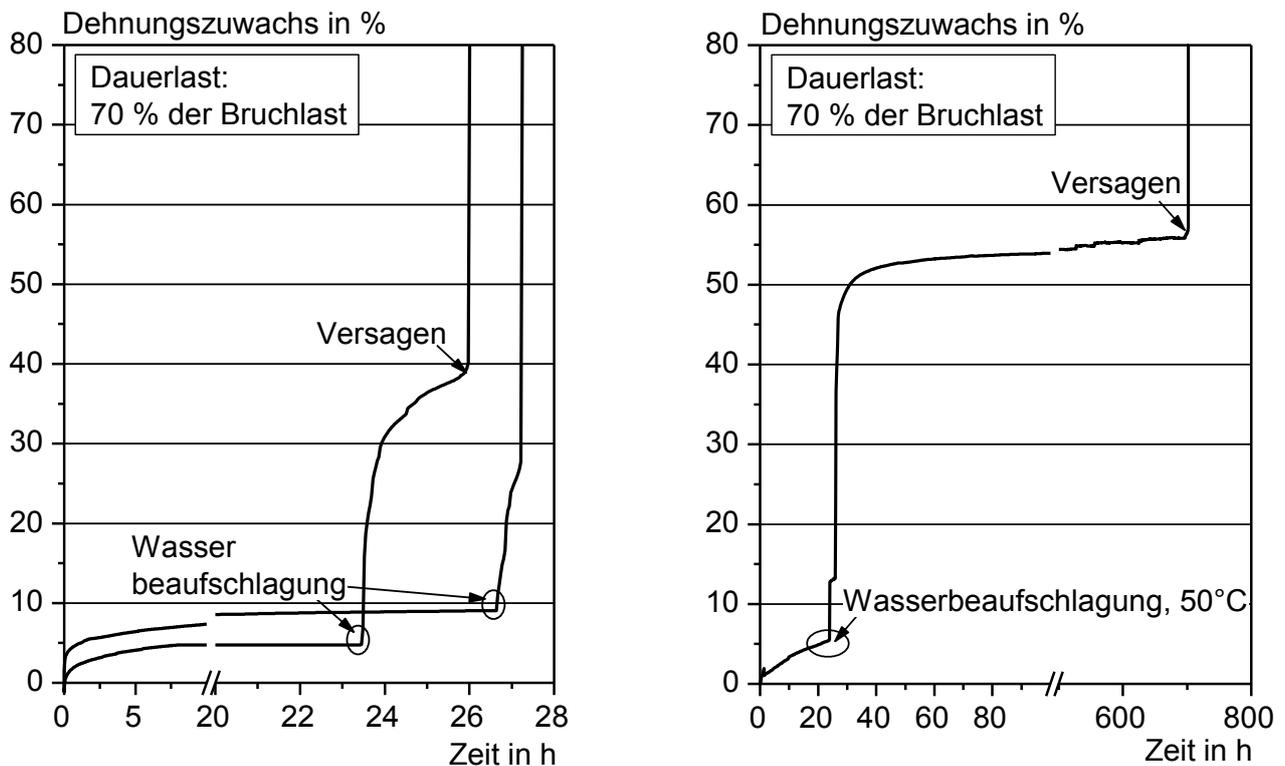


Abbildung 6.5-3: Dehnungszuwachs der TSP-Proben infolge Wasserbeaufschlagung unter Zugbelastung, Beton A und G10-Rovings

Figure 6.5-3: Increasing of strain in consequence of the admission of water under tensile load, concrete A and roving G10

Tabelle 6.5-1 gibt einen Überblick über die Ergebnisse der Dauerlastuntersuchungen in Wasser bei 23 und 50 °C. Die Proben in Wasser bei 23 °C sind innerhalb eines 4-monatigen Zeitraumes unter konstanter Belastung von 70 bis 80 % der Bruchlast nicht kollabiert, während die Proben in Wasser bei 50 °C und 60 bzw. 70 % der Bruchlast nach etwa 54 bzw. 24 Tagen versagten.

Tabelle 6.5-1: Ergebnisse der Dauerlastuntersuchungen in Wasser; Beton A und Roving G10; Mittelwerte aus zwei Einzelwerten

Table 6.5-1: Results of the investigations on static load in water; concrete A and roving G10, average values from two single values

| Klima | Dauerlast in % der Bruchlast | Zeitpunkt des Versagens |
|--------------|------------------------------|-------------------------|
| - | % | d |
| Wasser 23 °C | 70 | > 120 ¹⁾ |
| | 80 | > 120 ¹⁾ |
| Wasser 50 °C | 60 | 54 |
| | 70 | 24 |

¹⁾ Versuche abgebrochen

Abbildung 6.5-4 zeigt vereinfacht den im Roving vorherrschenden Spannungsverlauf. Die maximale Spannung nimmt die Bewehrung im Riss auf. Zwischen den Rissen wird die Spannung über Reibung und teilweise Betonhaftung von den inneren Filamenten über die äußeren Filamente wieder in den Beton übertragen. Somit liegt lediglich im Rissbereich eine Zugspannung von z. B. 70 % der Zugfestigkeit im Roving an. Dies bedeutet wiederum, dass das Fehlstellenwachstum infolge der konstanten Zugbelastung im Wesentlichen im Rissbereich stattfinden wird. Das Fehlstellenwachstum infolge des chemischen Angriffs wird hingegen verstärkt zwischen den Rissen stattfinden, da dort der direkte Kontakt zwischen Porenlösung und AR-Glasbewehrung gegeben ist. Die Ursache für das Versagen der Proben bei 50 °C im Wasser kann nicht eindeutig einem der beiden Mechanismen des Fehlstellenwachstums zugeordnet werden, da beide Mechanismen parallel und an unterschiedlichen Orten ablaufen können, wobei der genaue Spannungsverlauf der AR-Glasbewehrung zwischen den Rissen unbekannt ist.

Vergleicht man jedoch den Zeitraum bis zum Versagen unter konstanter Zugbelastung bei 50 °C in Wasser (Tabelle 6.5-1) mit den berechneten Zeiträumen, nach denen TSP-Proben ohne eine mechanische Beanspruchung in Wasser 30 bis 40 % an Festigkeit verlieren (Abbildung 6.4-7), so versagen die Proben unter konstanter Zugbelastung später: Bei einer konstanten Zugbelastung von 60 % der Bruchlast in Wasser bei 50 °C tritt ein Versagen nach etwa 54 Tagen ein, während bereits nach 39 Tagen ein Festigkeitsverlust von 40 % infolge einer 50 °C Wasserlagerung vorhanden ist. Die Proben mit einer Dauerlast von 70 % der Bruchlast versagen in Wasser bei 50 °C nach etwa 24 Tagen, obwohl bei einer alleinigen Wasserlagerung bereits nach 17 Tagen ein Festigkeitsverlust von 30 % vorliegt. Auf Basis dieser (wenn auch vereinfachten Überlegungen) ist zu folgern, dass das Vorliegen einer zusätzlichen konstanten Belastung keine Beschleunigung des Festigkeitsverlustes infolge AR-Glaskorrosion zur Folge hat. Bei der Ermittlung der zeit- und witterungsabhängigen Bauteilbruchlast kann somit der Festigkeitsverlust infolge AR-Glaskorrosion angesetzt werden. Das infolge mechanischer Belastung bedingte subkritische Risswachstum ist nicht auszuschließen, wird aber gegenüber dem berechneten Festigkeitsverlust infolge AR-Glaskorrosion nicht maßgebend.

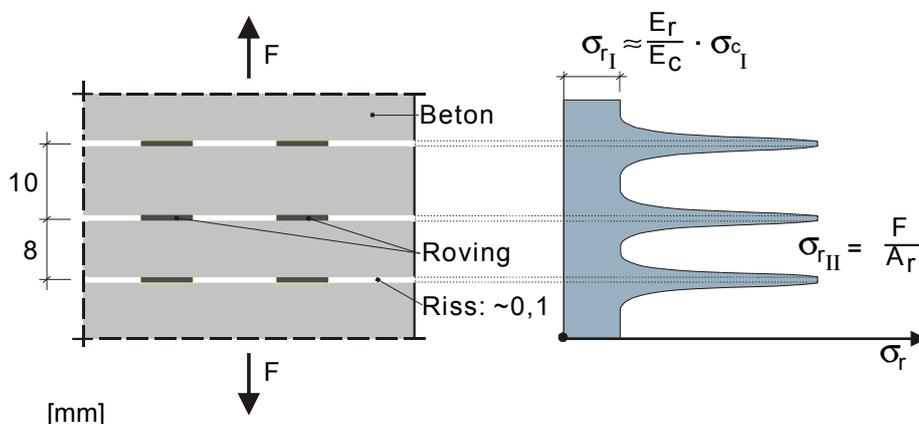


Abbildung 6.5-4: Schematisch dargestellter Spannungsverlauf in der Bewehrung

Figure 6.5-4: A schematic stress gradient in the reinforcement

6.6 Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit des Verbundes

6.6.1 Versuchsbeschreibung

6.6.1.1 Pull-Out-Versuche am Filament

Die Pull-Out Versuche am Filament wurden mittels eines von Banholzer und Brameshuber /Ban04/, /Bra03a/ entwickelten Versuchsaufbaus durchgeführt. Banholzer beschreibt in seiner Dissertation /Ban04/ den Versuchsaufbau detailliert, er untersuchte das Pull-Out-Verhalten bei einem Probenalter von 3 und 28 Tagen.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurden zunächst einzelne Filamente aus einem Roving herauspräpariert und entsprechend Abbildung 4.2-1 in Papierstreifen eingeklebt. Im nächsten Arbeitsschritt wurden die fixierten Filamente über eine Länge von etwa 1,6 mm einbetoniert. Darauf folgte eine 28-tägige Lagerung der Probekörper bei 23 °C und 95 % r. F. zzgl. einer 7-tägigen Lagerung bei 23 °C und 50 % r. F.. Nach dieser Referenzlagerung fand die Bewitterung der Proben entsprechend Tabelle 6.6-1 statt. Die vor der Prüfung bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte konditionierten Probekörper wurden mit der Unterseite des Betonblocks unter Aussparung des herausgeführten Filamentes auf eine Stahlplatte geklebt. Über das aus der Oberseite des Betonblocks herausragende Filament wurde eine Zugkraft mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,01 mm/min eingeleitet. Mit einer Videokamera wurde der Ausziehweg des Filamentes, bereinigt um die freie Filamentlänge, gemessen. Nach dem Versuch erfolgte die Bestimmung der Einbettungslänge des Filamentes mit einer Genauigkeit von 0,05 mm. Zusätzlich wurde der Filamentdurchmesser mittels eines optischen Mikroskops in Verbindung mit einer computergesteuerten Bildanalyse (siehe auch Abschnitt 6.4.1) ermittelt.

Tabelle 6.6-1: Klimatische Beanspruchung der Pull-Out-Proben nach der Referenzlagerung (28 d bei 23 °C, 95 % r. F. zzgl. 7 Tage bei 23 °C und 50 % r. F.). Alle Probekörper bestanden aus Beton A und G10-Filamenten bzw. -Rovings. X: Untersucht

Table 6.6-1: Climatic exposure of the pull out specimens after the reference storage. All specimens consist out of concrete A and G10 filaments or G10 rovings. X: Investigated

| Klima | Lagerungsdauer | Filament Pull-Out | Roving Pull-Out |
|-------------------|----------------|-------------------|-----------------|
| °C bzw. % r. F. | d | - | - |
| 20 °C, 65 % r. F. | 14 | X | n. b. |
| | 28 | X | X |
| | 60 | n. b. | X |
| | 90 | n. b. | X |
| | 180 | n. b. | X |
| Wasser 20 °C | 28 | n. b. | X |
| | 60 | n. b. | X |
| | 90 | n. b. | X |
| | 180 | n. b. | X |
| Wasser 30 °C | 28 | n. b. | X |
| | 60 | n. b. | X |
| Wasser 50 °C | 14 | X | X |
| | 28 | X | X |

6.6.1.2 Pull-Out-Versuche am Roving

Für die Pull-Out-Versuche am Roving wurden zunächst 40 mm des Rovings in einen Polyesterharzblock mit den Abmessungen 10·10·40 mm³ eingefasst. Im Anschluss wurde das Rovingende hinter dem Harzblock mittig und senkrecht zur Betonierichtung in eine rechteckige Schalung mit den Abmessungen 50·50·30 mm³

einbetoniert, siehe Abbildung 6.6-1. Die Proben wurden, ebenso wie die Filament Pull-Out-Proben, über 60 Sekunden auf einem Rütteltisch verdichtet. Nach der Referenzlagerung erfolgte die klimatische Beanspruchung der Proben entsprechend Tabelle 6.6-1. Danach fand der Pull-Out-Versuch in einer wegeregulierten Prüfmaschine mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,1 mm/min statt.

Die Versuchsdurchführung ist in Abbildung 6.6-1 dargestellt. Über den Polyesterharzblock wird die Zugkraft in den einbetonierten Roving eingeleitet, wobei sich der Beton gegen ein Widerlager drückt. Parallel findet die Aufzeichnung der Kraft-Verschiebungsbeziehung statt. Während des Pull-Out-Versuchs erfolgt zusätzlich die Durchleuchtung des Rovings mittels einer Kaltlichtquelle, die oberhalb des Harzblockes angebracht ist. Die einzelnen Filamente des Rovings leiten das Licht der Kaltlichtquelle durch den Probekörper, womit an der Probenunterseite ein Bild von den durchleuchteten Filamenten aufgenommen werden kann. Unterhalb des Betonkörpers befindet sich eine digitale Kamera mit einem Makroobjektiv, deren aufgenommenen Bilder von einem Computerprogramm aufgezeichnet werden. Anhand einer speziell für diese Zwecke entwickelten numerischen Bildanalyse findet eine Auswertung und Konvertierung der optischen Bilder in binäre Bilder mit weißen und schwarzen Pixeln statt. Der Schwellenwert zur Abgrenzung zwischen schwarz und weiß wurde bei den Versuchen ebenso wie die Probekörperausleuchtung konstant gehaltenen.

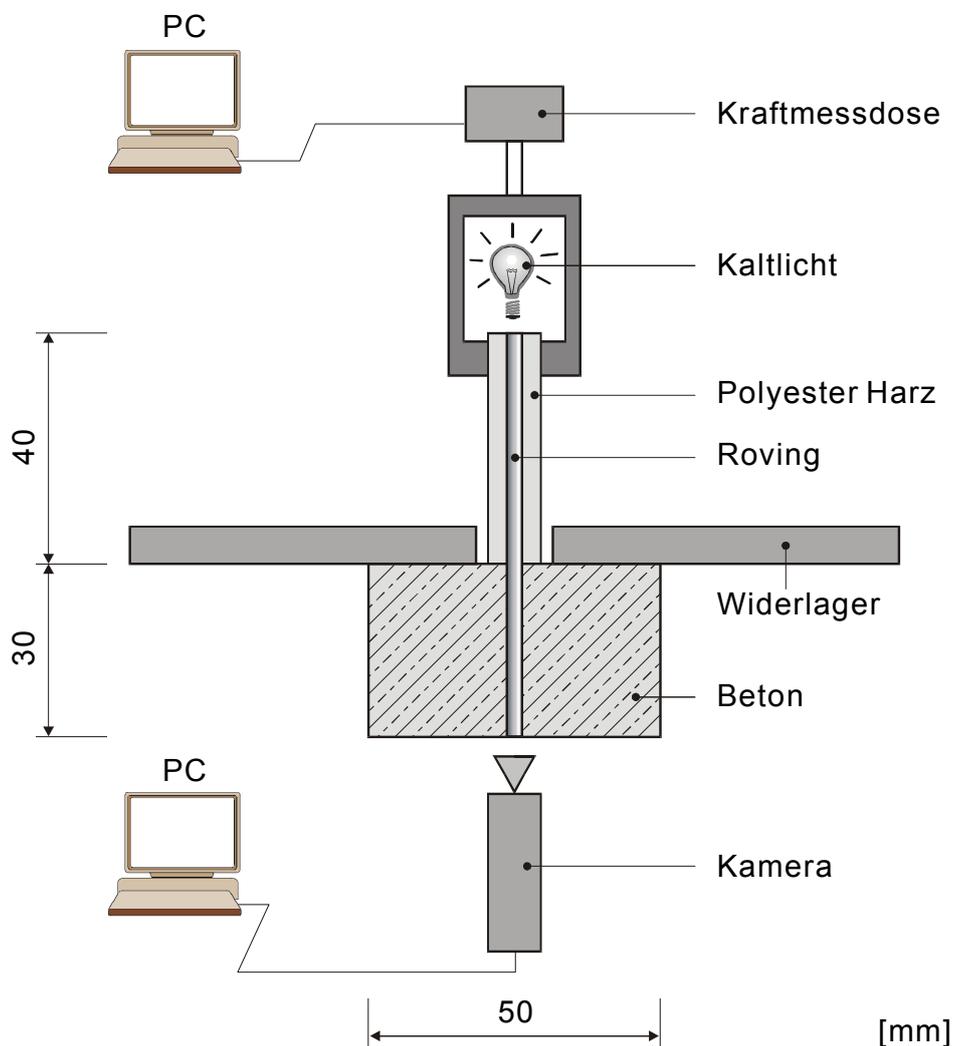


Abbildung 6.6-1: Durchführung des Pull-Out-Versuchs mit Durchleuchtung

Figure 6.6-1: Testing of a pull-out specimen including a light transfer through the filament

Mittels des gewählten Objektivs und der eingestellten Bildauflösung ist es möglich, jedes einzelne durchleuchtete Filament zu visualisieren. Versagt ein Filament während des Versuchs, so kann es das Licht nicht mehr weiterleiten, es wird inaktiv, und an dieser Stelle werden die Pixel schwarz. Abbildung 6.6-3 zeigt beispielhaft einen durchleuchteten Roving zu Beginn des Pull-Out-Versuchs und nach Abfall der Pull-Out-Last.

Simultan zur Aufzeichnung der Kraft-Verschiebungskurve der Pull-Out-Probe erfolgt die Erstellung der binären Bilder über die aktiven Filamente. Somit erlaubt die hierfür entwickelte numerische Bildanalyse die Erstellung einer Pixel-Verschiebungskurve auf Basis der zwei exakt zeitsynchronisierten Kraft-Dehungs- und Kraft-Pixelkurven.

Die Anzahl der während des Pull-Out-Versuchs aktiven, d. h. noch nicht durch Versagen deaktivierten Filamente kann anhand Gleichung 6.6-1 ermittelt werden:

$$N_F(\Omega) = \frac{4 \cdot A_R}{\pi \cdot d^2} \cdot \frac{P(\Omega)}{P_{t=0, \Omega=0}} \quad (\text{Gleichung 6.6-1})$$

Hierin sind:

| | |
|--------------------------|---|
| $N_F(\Omega)$ [-] | Anzahl der aktiven Filamente bei der Verschiebung Ω |
| A_R [mm ²] | Fläche des Rovings, ergibt sich aus dem Titer dividiert durch die Dichte |
| d [mm] | Durchmesser der Filamente |
| P [-] | Anzahl der Pixel bei der Verschiebung Ω bzw. zu Beginn des Versuchs bei $t = 0$ und $\Omega = 0$ |

Darüber hinaus kann die Anzahl der weißen Pixel, die sich im Kontakt zu schwarzen Pixeln befinden, ermittelt werden. Hieraus ergibt sich der Umfang der lastabtragenden Filamente zur Umgebung. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die schwarzen Pixel sowohl die Matrix als auch Poren und bereits versagte Filamente repräsentieren.

Zusammengefasst kann anhand der parallel zum Pull-Out-Versuch durchgeführten Durchleuchtungsversuche

- der Zeitpunkt (bzw. bei welcher Verschiebung),
- der Ort eines versagten Filamentes,
- die Anzahl der insgesamt versagten Filamente sowie
- der ungefähre Umfang der lastabtragenden Filamente

ermittelt werden.

Das Versuchskonzept der Durchleuchtung von AR-Glasfilamenten stammt von Banholzer /Bra02/, während der hier eingesetzte Versuchsaufbau gemeinschaftlich /Kob03/ entwickelt wurde. Banholzer hat im Rahmen seiner Dissertation /Ban04/ mit diesem Versuch entsprechende Pull-Out-Versuche bei einem Probenalter von 28 Tagen durchgeführt.

6.6.2 Ergebnisse

6.6.2.1 Pull-Out-Versuche am Filament

Die Filament-Pull-Out-Versuche an Proben aus Beton A und Filamenten des G10-Rovings wurden nach den in Tabelle 6.6-1 aufgeführten Lagerungen mit jeweils drei Versuchen pro Lagerungsvariante durchgeführt.

Um den E-Modul als Eingangsgröße für die im folgenden Absatz dargestellte Versuchsauswertung zu bestimmen, wurden parallel zum Pull-Out-Versuch G10-Filamente bei den gleichen Temperaturen (20 und 50 °C) in einer Lösung mit einem pH-Wert von 13,5 (Lösung 2, Tabelle 4.2-1) gelagert. Anhand von Filamentzugversuchen konnte nach den Lagerungen jeweils die Filamentzugfestigkeit und der E-Modul von 10 Filamenten bestimmt werden. Während die Filamentzugfestigkeit in alkalischem Milieu bei 50 °C abnimmt (vergleiche Abschnitt 4.2.2.4 und 4.2.2.5), bleibt der E-Modul unverändert bei etwa 60 000 N/mm². Goa et al. /Goa03/ zeigten anhand von Filamentzugversuchen ebenfalls, dass der E-Modul von CemFil- und NEG-ARG-Filamenten nicht durch eine Beanspruchung in unterschiedlichen alkalischen Lösungen bei verschiedenen Temperaturen beeinflusst wird. Der ermittelte E-Modul für die CemFil-Filamente lag bei etwa 62 000 N/mm² /Goa03/.

Anhand des von Banholzer /Ban04/, /Ban04a/, /Ban04b/ entwickelten „Cohesive Interface Models“ wurden für die durchgeführten Filament-Pull-Out-Versuche jeweils die Schubspannung-Schlupf-Beziehungen mit einem E-Modul von 60 000 N/mm² berechnet. Weitere Eingangsgrößen für die Berechnung waren der nach jedem Versuch ermittelte Filamentdurchmesser und die jeweilige Einbettungslänge. Abbildung 6.6-2 zeigt, dass sich die Schubspannung-Schlupf-Beziehung zwischen Filament und Beton infolge längerer

Lagerungszeiträume bzw. einer 14-tägigen Lagerung bei 50 °C Wassertemperatur nicht verändert. Nach einer 28-tägigen Wasserlagerung bei 50 °C versagten die Filamente aufgrund ihrer verminderten Filamentzugfestigkeit bei einer Pull-Out-Kraft von 0,48-0,52 N. Somit war ein Pull-Out dieser Filamente entsprechend der vorherigen Versuche nicht mehr möglich.

Solange die maximale Pull-Out-Kraft unterhalb der Filamentzugfestigkeit liegt, kann anhand der Schubspannung-Schlupf-Beziehung festgestellt werden, dass sich der Verbund zwischen Filament und Matrix infolge fortschreitender Hydratation sowie der AR-Glaskorrosion nicht verändert. Abbildung 6.6-2 zeigt bis zu einem Schlupf von etwa 0,04 mm ein geringes Schwanken der Schubspannungen zwischen 2,5 und 4 N/mm², aber ab einem Schlupf von 0,15 mm befinden sich alle Kurven auf dem Niveau einer Schubspannung von 3 N/mm². Zur besseren Übersicht enthält Abbildung 6.6-2 für jede Lagerung jeweils nur eine exemplarische Versuchsauswertung. Die beschriebenen Ergebnisse und Schubspannung-Schlupf-Beziehungen wurden jedoch für alle durchgeführten Versuche ermittelt.

Dieses Ergebnis bestätigt die bisherigen Versuchsauswertungen, auf dessen Basis von einer Vergrößerung vorhandener Fehlstellen bzw. der Entstehung von Lochfraß infolge einer chemischen Reaktion zwischen der direkt in den Porenräumen anstehenden Porenlösung und der Filamentoberfläche ausgegangen wird. Der Verbund zwischen Matrix und Filament wird somit nicht durch die Korrosion beeinflusst. Zusätzlich kann diese unveränderte Schubspannung-Schlupf-Beziehung entsprechend den Ausführungen von Banholzer /Ban04/ auch auf eine Art „Gleitschicht“, die die restliche, noch vorhandene Schlichte (siehe Abbildung 2.1-3) zwischen Filament und Matrix aufbaut, zurückgeführt werden.

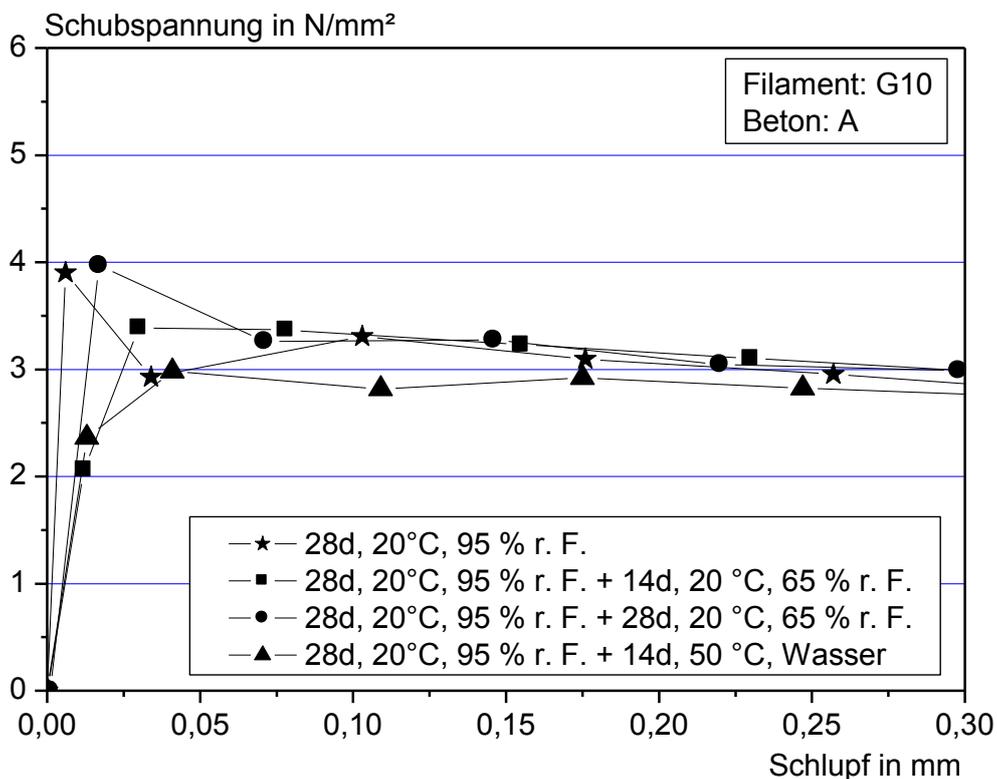


Abbildung 6.6-2: Berechnete Schubspannung-Schlupf-Beziehung während des Filament Pull-Out Versuchs nach unterschiedlichen Lagerungen

Figure 6.6-2: Evaluated bond stress versus slip relation of pull-out tests after different storages

6.6.2.2 Pull-Out-Versuche am Roving

Abbildung 6.6-3 zeigt exemplarisch eine Pull-Out-Kurve, gemessen an einem Referenzprobekörper aus Beton A mit einem G10-Roving. Gleichzeitig sind in dem Diagramm die aktiven Filamente gegenüber der Verschiebung, ermittelt anhand des Durchleuchtungsversuchs und Gleichung 6.6-1, aufgetragen. Die beiden ebenfalls in Abbildung 6.6-3 dargestellten Aufnahmen verdeutlichen die Anzahl an Filamenten zu Beginn und gegen Ende des Versuchs. Die verbleibenden aktiven Filamente werden aus dem Probekörper herausgezogen.

In Abbildung 6.6-4 sind die maximalen Pull-Out-Kräfte als Mittelwerte aus acht Einzelversuchen sowie deren Standardabweichungen für die in Tabelle 6.6-1 aufgeführten Lagerungen dargestellt. Die hohen Standardabweichungen von 41 bis 120 N können mit der in Abbildung 6.2-1 gezeigten Einbettung des Rovings in den Beton erklärt werden: Aufgrund der hohen Anzahl einzelner Filamente in einem Roving variiert die Position der Filamente und das Eindringen von Matrix zwischen die Filamente von Probe zu Probe. Weiterhin befinden sich entlang des einbetonierten Rovings große Porenräume.

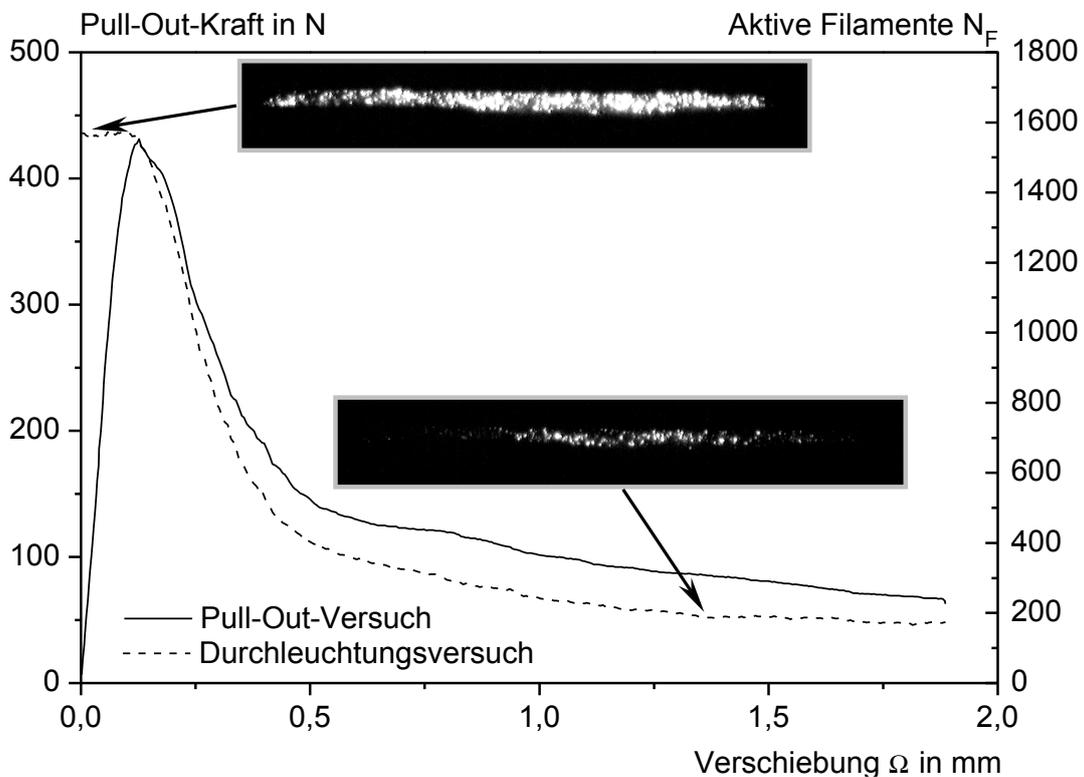


Abbildung 6.6-3: Pull-Out-Kraft und aktive Filamente in Abhängigkeit von der Verschiebung

Figure 6.6-3: Pull-out load and active filaments versus displacement

Anhand Abbildung 6.6-4 wird deutlich, dass sich die maximale Pull-Out-Kraft des Rovings G10 aus dem Beton A in Abhängigkeit von der Lagerung nicht signifikant verändert. Gleiches wurde auch für den Verlauf der Pull-Out-Kurven festgestellt. Wie bereits anhand der Filament-Pull-Out-Versuche gezeigt, siehe Abbildung 6.6-2, verändert sich der Verbund zwischen Filament und Matrix nicht. Weiterhin hat die Abnahme der Zugfestigkeit der AR-Glasbewehrung bei einer Wasserlagerung mit zunehmender Temperatur (siehe Abschnitt 6.3.2 und 6.4.2) anscheinend keinen Einfluss auf das Pull-Out-Verhalten.

Sehr stark vereinfacht, ohne Berücksichtigung des Eindringens von Beton in den Roving und unter Vernachlässigung der unterschiedlichen Kräfteinleitungen, lässt sich dieses Ergebnis auch abschätzen, indem die maximale Rovingzugkraft von 641 N/mm^2 (siehe auch Tabelle 3.2-1) entsprechend der Gleichung 5.2-7 und Tabelle 6.4-2 abgemindert und dieser Wert mit der maximalen Pull-Out-Kraft verglichen wird: Die maximale Pull-Out-Kraft liegt unterhalb der abgeminderten Rovingzugkraft, womit sich der Festigkeitsverlust der Bewehrung im Pull-Out-Verhalten noch nicht bemerkbar macht. Erst nach 28 Tagen in Wasser bei $50 \text{ }^\circ\text{C}$ erreicht die Rovingzugkraft das gleiche Niveau wie die maximale Pull-Out-Kraft. Die geringste maximale Pull-Out-Kraft nach 28 Tagen Wasserlagerung bei $50 \text{ }^\circ\text{C}$ kann somit auf die verminderte Rovingzugfestigkeit zurückgeführt werden.

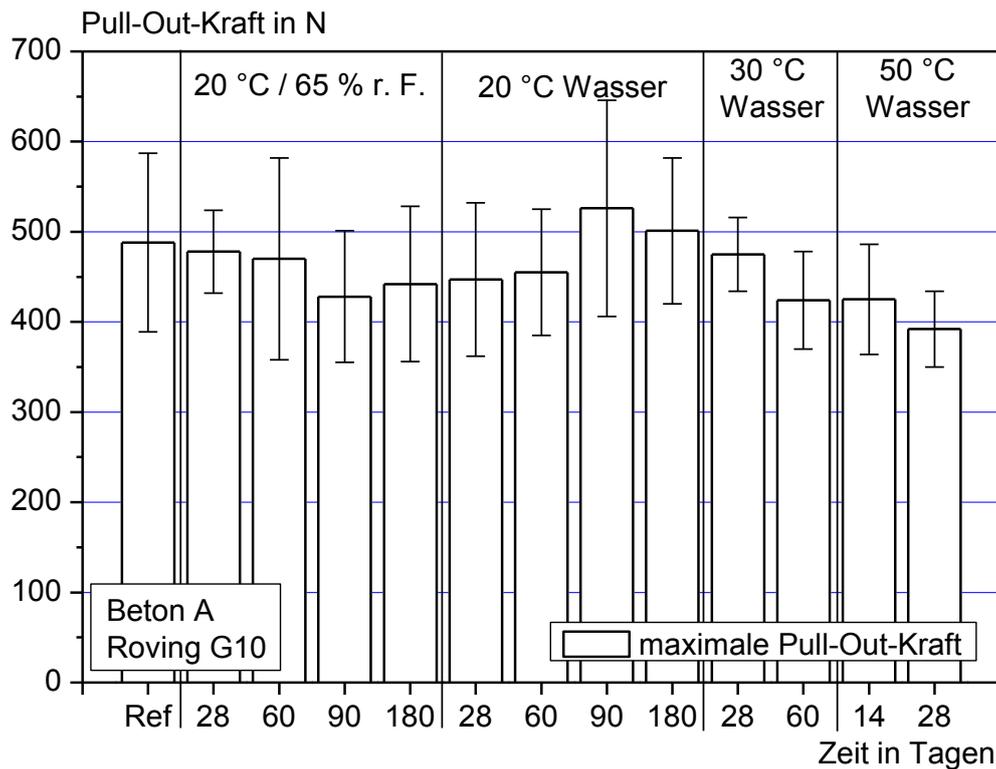


Abbildung 6.6-4: Maximale Pull-Out-Kräfte und Standardabweichungen in Abhängigkeit von der Lagerungsart und -dauer; Beton A und G10-Roving

Figure 6.6-4: Maximum pull-out load and standard deviation as a function of the storage condition and time; concrete A and G10 roving

Mittels des Ringmodells von Banholzer /Ban04/ ist es möglich, bei einem Pull-Out-Versuch die Abnahme der AR-Glaszugfestigkeit infolge einer Wasserlagerung unter Berücksichtigung des Eindringens der Matrix in den Roving abzubilden. Dieses Modell wurde zur Auswertung ausgewählter Versuche herangezogen, siehe Abbildung 6.6-5.

Dem Ringmodell liegt im Wesentlichen die Schubspannung-Schlupf-Beziehung des Filament-Pull-Out-Tests, die Filamentzugfestigkeit, der Filament-E-Modul sowie die zeitlich veränderliche lastabtragende Rovingfläche und der Rovingumfang zugrunde. Die zeitlich veränderliche Rovingfläche sowie der Rovingumfang ergibt sich aus dem Durchleuchtungsversuch als aktive Filament-Ausziehweg-Beziehung $N_f(\Omega)$, siehe Abbildung 6.6-3. Diese beiden Angaben variieren bei jeder Pull-Out-Probe, womit mit dem Modell lediglich ein vorhandener Versuch nachgerechnet werden kann, jedoch keine Vorhersage eines Pull-Out-Verhaltens mit anderen Geometriebedingungen, z. B. einem anderen Eindringen der Matrix in den Roving, möglich ist. Basis des Modells ist die Einteilung des einbetonierten Rovings in Ringe (hier 100 Ringe) sowie die Annahme, dass innerhalb dieser Ringe immer das gleiche Verbundgesetz zwischen Filament und Matrix existiert. Die Ringe werden jedoch bei unterschiedlichen Verschiebungen aktiviert und versagen somit sukzessive, woraus sich die Pull-Out-Kurve ergibt. Eine ausführliche Herleitung und Verifikation des Modells ist /Ban04/ zu entnehmen.

Abbildung 6.6-5 zeigt exemplarisch experimentell und analytisch bestimmte Pull-Out-Kurven, wobei bei den analytisch simulierten Pull-Out-Kurven die verminderte Zugfestigkeit berücksichtigt ist. Es zeigt sich insbesondere bis zu einem Ausziehweg von 0,25 mm eine gute Übereinstimmung der mittels des Ringmodells analytisch berechneten Pull-Out-Kurven mit den gemessenen Werten. Weiterhin wird erneut deutlich, dass die Abnahme der Filamentzugfestigkeit durch die 14-tägige Lagerung der Pull-Out-Probekörper im Wasser bei 50 °C (rund 28 % bezogen auf die Referenzfestigkeit nach 28 d bei 23 °C und 95 % r. F.) keinen Einfluss auf das Pull-Out-Verhalten der G10-Rovings im Beton A hat.

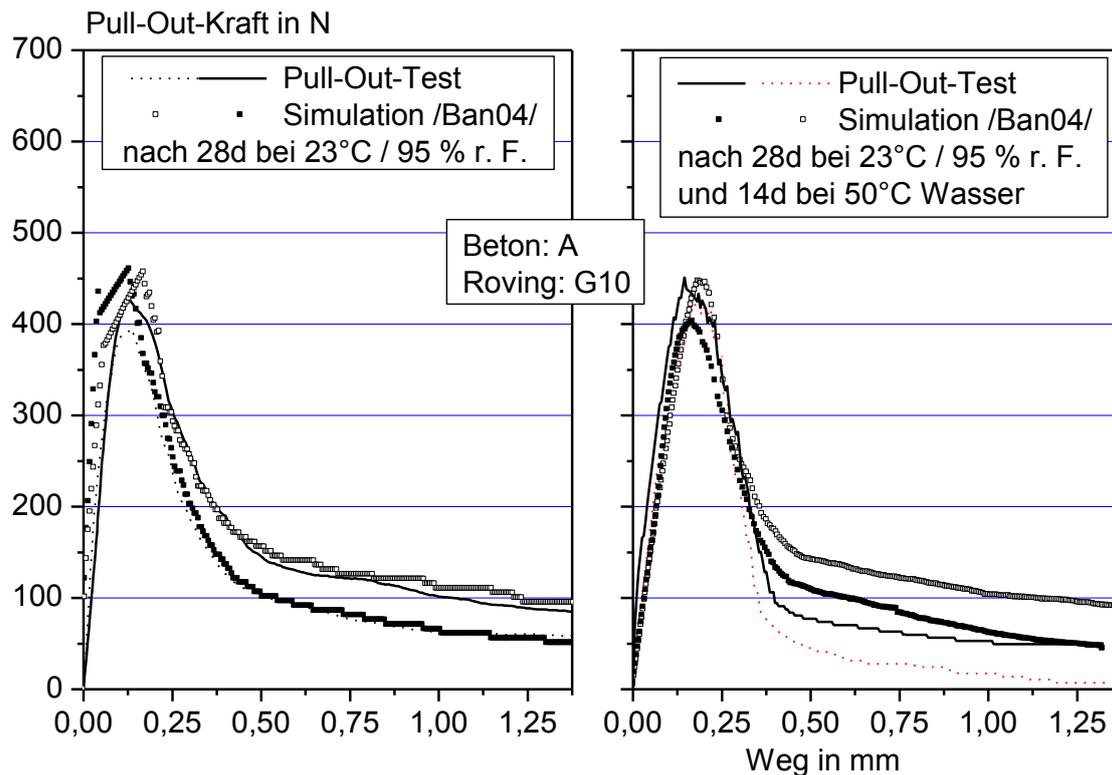


Abbildung 6.6-5: Experimentell und analytisch ermittelte Pull-Out-Kurven nach 28-tägiger Lagerung im Feuchtschrank (links) sowie 14-tägiger Wasserlagerung bei 50 °C (rechts)

Figure 6.6-5: Experimentel and analytic determined pull-out curves after 28 days at 23 °C and 95 % r. h. (left) as well as 14 days in water at 50 °C (right)

6.7 Zusammenfassung der Untersuchungen am Verbundwerkstoff

Im Folgenden sollen die in Kapitel 6 beschriebenen Untersuchungen zusammengefasst und in den Kontext der Arbeit eingebunden werden.

Als erstes wichtiges Ergebnis haben sowohl die Versuche an den SIC-Proben, vergleiche Abschnitt 6.3, als auch die Untersuchungen an den TSP-Probekörpern, vergleiche Abschnitt 6.4 ergeben, dass unterhalb einer kritischen Feuchte keine in Form eines Festigkeitsverlustes messbare Schädigung am Verbundwerkstoff auftritt. Der Wert für diese kritische Feuchte wurde anhand der Versuche zu einer konstanten Umgebungsfeuchte von 80-90 % r. F. bestimmt. Die beschriebene Erkenntnis stellt den Motivator für die in Kapitel 7 folgenden Analysen des Durchfeuchtungsverhaltens von Verbundkörpern z. B. in der Freibewitterung mittels einer eigens hierfür entwickelten Mini-MRE dar.

Unter der Voraussetzung des Überschreitens der kritischen Feuchte, zeigen die am Verbundkörper durchgeführten Dauerhaftigkeitsuntersuchungen die Übertragbarkeit des in Kapitel 5 auf Basis von Filamentuntersuchungen erarbeiteten Korrosionsmodells. Damit wurde nachgewiesen, dass auch im Verbundwerkstoff die AR-Glaskorrosion der relevante Schädigungsmechanismus ist. So zeigen sowohl der SIC- als auch der TSP-Test an unterschiedlich bewitterten Probekörpern zunächst einen relativ schnellen Fortschritt des Festigkeitsverlustes, der durch die in Kapitel 5 spezifizierten, lösungskontrollierten Reaktionen verursacht wird. Mit fortschreitender Zeit wird die Zunahme des Festigkeitsverlustes zusehends langsamer. Dieser Prozess ergibt sich aus dem Übergang von lösungskontrollierten zu diffusionskontrollierten Reaktionen als Folge der durch die Korrosion aktivierten inneren und äußeren Schutzschichten, siehe auch Kapitel 5. Mit beiden Untersuchungsmethoden (SIC- und TSP-Tests) wurden annähernd identische Festigkeitsverluste über der Zeit ermittelt.

Nach dem Nachweis der Gültigkeit des Korrosionsmodells, wurde mittels der durchgeführten SIC- und TSP-Versuche die Abbildung des Wassertemperatureinflusses auf die Modell Koeffizienten k_1 und k_2 erarbeitet. Die Anwendung der Arrhenius-Gleichung führte zu einer guten Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch, siehe Abschnitt 6.3.2.4 und 6.4.2.3. Darüber hinaus zeigen die Untersuchungen am

Verbundwerkstoff, dass neben den temperatur- und materialabhängigen Koeffizienten k_1 und k_2 die Ausgangsfehlstellengröße a_0 ausschließlich vom Bewehrungsmaterial sowie der Probenherstellung abhängig ist. Durch die nachgewiesene Gültigkeit der Arrhenius-Gleichung sowie der mathematisch beschriebenen k_1 - und k_2 -Abhängigkeit von der Lagerungstemperatur ist es möglich, bei beliebigen Temperaturen entstehende Festigkeitsverluste quantitativ zu prognostizieren. Hierdurch wird auch die Ermittlung des Zeitraffereffektes bei beschleunigter Alterung möglich.

Die Modellgültigkeit wurde sowohl für CemFil- als auch für NEG-ARG-AR-Glasrovings als Bewehrung im Beton nachgewiesen. Dabei weisen die NEG-ARG-AR-Glasrovings gegenüber den CemFil-Rovings unter extremen Alterungsbedingungen eine geringfügig höhere Beständigkeit auf. Als Ursache hierfür ist der um 3 Gew.-% höhere Zirkoniumgehalt zu nennen. Weiterhin wurde die Äquivalenz des Festigkeitsverlustes infolge Bewitterung zwischen TSP-Proben mit AR-Glasroving- und textiler AR-Glasbewehrung gezeigt. Voraussetzung hierfür ist ein identischer Bewehrungsgrad in Belastungsrichtung.

Die Untersuchung des pH-Wert-Einflusses der Porenlösung erfolgte anhand dreier Betone, siehe Abschnitt 6.3.2.4 und 6.4.2.5. Hierbei liegt der zeitliche Verlauf des Festigkeitsverlustes der SIC- und TSP-Proben mit Beton C als Matrix bei gleichen Randbedingungen unterhalb des Verlaufes von Proben aus Beton A (größerer pH-Wert als Beton C). Dabei verläuft der Festigkeitsverlust über der Zeit bei den Proben aus Beton C insbesondere zu Beginn flacher. Langfristig steigt jedoch der Festigkeitsverlust dieser Proben stärker an, womit sich bei Betrachtung eines zweistelligen Jahres-Nutzungszeitraumes eine Annäherung beider Festigkeitsverluste ergibt. Dies kann auf die langsamere Schutzschichtaktivierung des Beton C zurückgeführt werden. Die TSP-Proben mit der IPC-Matrix (pH-Wert 7) weisen trotz einer beschleunigten Alterung in Wasser bei 50 °C nur minimale Festigkeitsverluste auf. Zusammenfassend gilt eine Verlangsamung des Festigkeitsverlustes mit sinkendem pH-Wert.

Mittels der in Abschnitt 6.4.2.6 durchgeführten kombinierten Klimabeanspruchungen, zum Beispiel Naß-Trocken-Wechsel oder Wechsel der Wassertemperaturen, und der parallelen Berechnung der Festigkeitsverluste wurde gezeigt, dass auch diese Bewitterungen mit dem Modell unter Berücksichtigung der Schutzschichtbildung/-aktivierung darstellbar sind. Die Berücksichtigung der Schutzschichtbildung bedeutet hierbei den Übertrag der in der ersten Bewitterungsphase entstandenen Schutzschicht als „Startschutzschicht“ für die zweite Bewitterungsphase usw. Diese Ergebnisse repräsentieren die Basis für die in Kapitel 8 erfolgende Herleitung des Dauerhaftigkeitsmodells für komplexe Bewitterungen.

Die Betrachtung des Einflusses einer konstanten Bauteilbelastung auf den Verlauf des Festigkeitsverlustes über der Zeit erfolgte in Abschnitt 6.5. Die durchgeführten Dauerlastversuche zeigen unter der Einwirkung einer konstanten Zugbeanspruchung oberhalb von 80 % der Bauteilfestigkeit ein rasches Versagen der TSP-Proben. Erfolgt zusätzlich zur konstanten Zugbeanspruchung eine Beaufschlagung mit Wasser, so kann es bereits bei einer Belastung von 70-90 % der Bruchlast zu einem schlagartigen Verbundversagen kommen. Bei einer konstanten Zugbelastung kleiner gleich 60 % der Bruchlast tritt dieses Verbundversagen infolge Wassereinwirkung nicht auf. Die unter diesen Randbedingungen in Wasser beschleunigt gealterten Proben haben im Vergleich zur Berechnung einen späteren Versagenszeitpunkt ergeben. Dies resultiert aus der Tatsache, dass die für die Berechnung zugrunde gelegte maximale Spannung nur im Riss vorhanden ist, während die AR-Glaskorrosion maßgeblich im Beton, d. h. zwischen den Rissen und somit auf einem geringen Spannungsniveau, erfolgt. Zusammenfassend haben die Ergebnisse der Dauerlastuntersuchungen unter den oben genannten Bedingungen die Dominanz der dem Modell zugrunde gelegten Schädigungsmechanismen über eventuell parallel stattfindende dauerlastbedingte Schädigungen gezeigt.

Die erste wesentliche Aussage der Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit des Verbundes, siehe Abschnitt 6.6, erfolgte anhand von Filament-Pull-Out-Versuchen, die die Unabhängigkeit des Verbundes zwischen Filament und Beton von der gewählten Bewitterung ergaben. Ebenso haben die Roving-Pull-Out-Versuche nachgewiesen, dass sowohl die maximale Pull-Out-Kraft als auch der Verlauf der Pull-Out-Kurven durch unterschiedliche klimatische Beanspruchungen nicht beeinflusst wird. Dies korreliert mit den mittels des Modells von Banholzer /Ban04/ simulierten Pull-Out-Kurven, bei denen der Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung infolge Korrosion nach derzeitigem Stand der Kenntniss bereits berücksichtigt wurde. Resultierend ergeben die beschriebenen Ergebnisse, dass sich der Verbund von mit AR-Glasrovings bewehrten Betonen infolge einer klimatischen Beanspruchung nicht verändert und somit für Dauerhaftigkeitsbetrachtungen nicht berücksichtigt werden muss.

7 Betonfeuchte an der Glasoberfläche für ausgewählte Expositionen

7.1 Zielsetzung

In den Kapiteln 6.3 und 6.4 wurde unter anderem gezeigt, dass die Umgebungsfeuchte einen maßgebenden Einfluss auf die zeitliche Entwicklung des Festigkeitsverlustes der AR-Glasbewehrung im Beton hat. Entsprechend Abbildung 6.4-5 tritt der Festigkeitsverlust infolge Glaskorrosion (Abschnitt 4.2.3) innerhalb des Betons A erst oberhalb von 80 % relativer Luftfeuchte ein.

Zur Ermittlung des langfristigen Festigkeitsverlustes AR-glastextilbewehrter Betone in der Außenbewitterung ist die Kenntnis der maßgebenden Korrosionszeiträume notwendig. Diese Korrosionszeiträume ergeben sich aus den Zeitabschnitten in denen die Betonfeuchte an der Bewehrungsebene oberhalb der kritischen Feuchte liegt. Ziel dieses Kapitels ist es, eine Methode aufzuzeigen, anhand derer mittels kontinuierlicher, tiefenabhängiger elektrolytischer Widerstandsmessung im Textilbeton ein Überschreiten der kritischen Feuchte an der Bewehrung ermittelt werden kann. Hierzu werden zunächst Laboruntersuchungen vorgestellt. In einem zweiten Schritt werden die anhand der Elektrolytwiderstandsmessungen bestimmten Korrosionszeiträume des AR-Glases im Textilbeton beispielhaft für eine Freibewitterung in Aachen dargestellt.

7.2 Versuchsbeschreibung

Abbildung 7.2-1 zeigt den Aufbau und das Messprinzip der zur Bestimmung der Korrosionszeiträume im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Miniatur-Multiringelektrode (Mini-MRE). Mittels der Mini-MRE ist es möglich, innerhalb einer Bauteildicke von 6 mm (entsprechend der TSP-Proben-Dicke) in vier verschiedenen Tiefen die lokale Feuchte indirekt über Widerstandsmessungen zu bestimmen. Die Entwicklung dieses Sensors erfolgte in Anlehnung an eine etwa 50 mm große Multiringelektrode mit acht tiefenabhängigen Messstellen /Schi94/, /Rau00/.

Die Mini-MRE besteht aus fünf Edelstahlringen (Messelektroden) die jeweils durch einen Kunststoffring voneinander isoliert sind. Zwischen den Elektroden, die einen Abstand von etwa 0,5 mm aufweisen, wird nach Anlegen einer Wechselspannung von maximal 2 Volt mit einer Messfrequenz von 108 Hz der Stromfluss gemessen und der Absolutwiderstand berechnet. Die Umrechnung des absoluten Widerstands in den spezifischen, von der Messmethode unabhängigen Widerstand, erfolgt über eine Zellkonstante /Rau03a/. Für die Mini-MRE wurde die Zellkonstante numerisch mit dem Boundary-Element-Programm „beasy“ /Rau03a/, /War03/ sowie experimentell mit der Zwei-Elektroden-Methode /War03/ zu $k = 0,020 \text{ m}$ bestimmt.

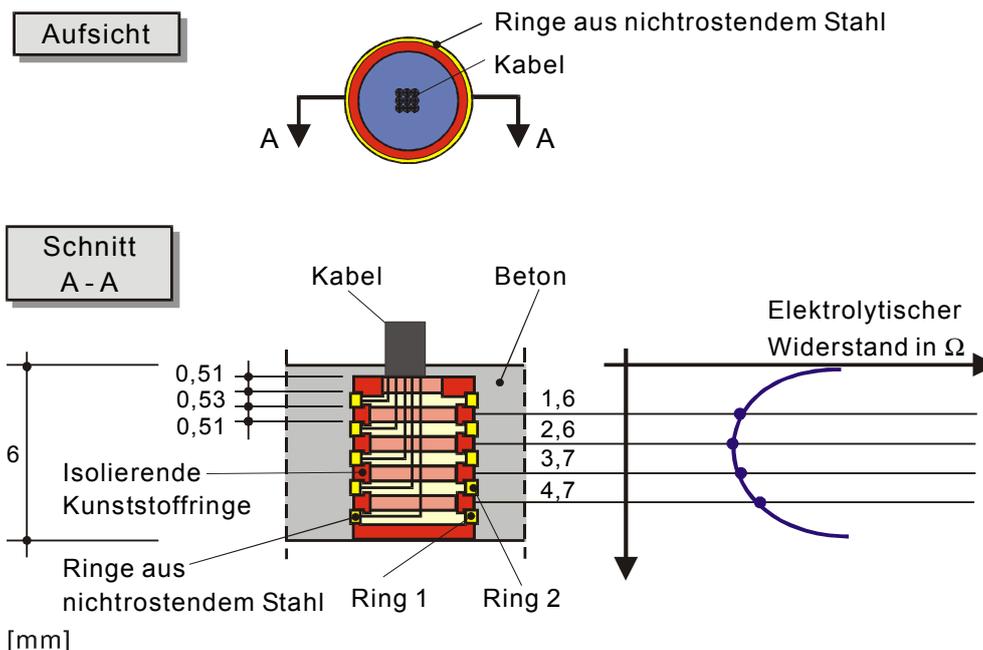


Abbildung 7.2-1: Aufbau und Messprinzip der Miniatur-Multiringelektrode (Mini-MRE)

Figure 7.2-1: Setup and measuring principle of a miniature-multiringelectrode (Mini-MRE)

7.3 Einflussgrößen auf die Elektrolytwiderstandsmessung

Die Feuchtigkeit des Betons bestimmt dessen Elektrolytwiderstand maßgeblich. Anhand einer großen Anzahl von Untersuchungen ist bekannt, dass der elektrolytische Widerstand des Betons mit zunehmendem Wassergehalt erheblich abnimmt /Schi94/, /Elk95/.

Darüber hinaus wird der Elektrolytwiderstand des Betons von den folgenden Parametern beeinflusst /Rau92/:

- Temperatur: Abnahme des Elektrolytwiderstandes mit zunehmender Temperatur
- Betonalter: Zunahme des Elektrolytwiderstandes mit zunehmendem Betonalter
- Chloridgehalt und Salzart: Bei hohem Chloridgehalt Abnahme des Widerstandes
- w/z-Wert: Bei wassergesättigten Betonen nimmt der Widerstand mit zunehmendem w/z-Wert ab.
- Zementart, Zusatzstoffe: Ansteigender Elektrolytwiderstand bei zunehmendem Steinkohlenflugasche- und Silicastaubgehalt
- Karbonatisierung: Höherer Elektrolytwiderstand bei infolge Karbonatisierung verdichtetem Betongefüge /Schi97/

Der Einfluss der Temperatur auf den Elektrolytwiderstand kann in Anlehnung an die Arrhenius-Gleichung wie folgt berechnet werden:

$$R_{el} = R_{el,0} \cdot e^{b\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)} \quad \text{(Gleichung 7.3-1)}$$

Hierin sind:

| | | |
|------------|--------------|---|
| R_{el} | [Ω] | Elektrolytwiderstand bei Temperatur T |
| $R_{el,0}$ | [Ω] | Elektrolytwiderstand bei Temperatur T_0 . |
| T, T_0 | [K] | Absolute Temperaturen |
| b | [K] | Konstante |

In /Hop85/, /Rau92/, /Elk95/, /Jäg01/ wurden Werte für die Konstante b im Beton in Abhängigkeit vom w/z-Wert und der Umgebungsfeuchte angegeben. Nach diesen Angaben liegt b zwischen 2300 und 3500 K.

Zur Auswertung der eigenen Untersuchungen wurde die Konstante b für die Betone A und C bei 99 % relativer Luftfeuchte in einer Nebelkammer bestimmt. Es ergaben sich für

- Beton A: b = 2800 K
- Beton C: b = 2700 K

7.4 Ergebnisse

7.4.1 Spezifische Widerstände bei konstanter Umgebungsfeuchte

In Abbildung 7.4-1 sind die spezifischen Widerstände der Betone A und C in Abhängigkeit von der Umgebungsfeuchte dargestellt. Hierzu wurden die Proben bei 50, 80, 95 und 99 % relativer Luftfeuchte konditioniert. Die relative Luftfeuchte von 99 % wurde in einer Nebelkammer realisiert. Aufgrund von geringfügigen Geometrieunterschieden zwischen den einzelnen Mini-MRE, die bei den kleinen Abmessungen der Mini-MRE unvermeidbar sind, streuen die spezifischen Widerstände zwischen den einzelnen Ringen einer Mini-MRE innerhalb des im Diagramm durch Fehlerbalken eingezeichneten Bereichs. Nach der Herstellung wurden die Betonproben mindestens 28 Tage bei 23 °C und 95 % relativer Luftfeuchte gelagert, bevor die Messungen bei einem Probenalter zwischen 3 und 12 Monaten erfolgten. Damit kann eine gravierende Veränderung der gemessenen Widerstände infolge Hydratation ausgeschlossen werden. Eine Veränderung der Widerstände infolge oberflächennaher Karbonatisierung des Beton C wurde nicht berücksichtigt.

Die in Abbildung 7.4-1 gezeigte qualitative Beziehung zwischen Umgebungsfeuchte und spezifischem Widerstand ist mit den Kurvenverläufen von Normalbetonen vergleichbar /Rau03a/. Üblicherweise ist jedoch bei den Normalbetonen der Feuchtegehalt der Betone, der nach dessen Konditionierung bei Umgebungsfeuchte im Darrversuch ermittelt wird, über den spezifischen Widerstand aufgetragen. Der im vorherigen Abschnitt erwähnte Einfluss von Zusatzstoffen ist in Abbildung 7.4-1 deutlich zu erkennen: der

Beton C weist außerhalb des wassergesättigten Bereiches aufgrund seines höheren Flugascheanteils einen höheren spezifischen Widerstand auf. Bei 50 % relativer Luftfeuchte liegen die gemittelten spezifischen Widerstände des Betons C oberhalb des Messbereichs von 1580 k Ω m.

Die Untersuchungen am Verbundkörper mit Beton A, siehe Abschnitt 6.4.2.2, verdeutlichen, dass die kritische Umgebungsfeuchte, ab der eine AR-Glaskorrosion möglich wird, oberhalb von 80 % r. F. liegt. Für den Beton A entspricht 80 % r. F. einem spezifischen Widerstand von 12 k Ω m, während der Beton C bei diesen Umgebungsbedingungen einen spezifischen Widerstand von 50,5 k Ω m aufweist. Ob der Beton C jedoch ebenfalls bei einer Konditionierung bei 80 % r. F. die für die AR-Glaskorrosion kritische Umgebungsfeuchte erreicht, ist zur Zeit noch nicht untersucht. Weiterhin ist anzumerken, dass die relative Luftfeuchte desorptiv eingestellt wurde. Aufgrund der Hysterese von Sorptionsisothermen /Kru95/ liegt die Desorptionsisotherme oberhalb der Adsorptionsisotherme, womit bei einer adsorptiven Konditionierung der Proben von einem geringfügig höheren Widerstand auszugehen ist. Dies würde zu einer geringfügigen Vergrößerung des kritischen Korrosionsbereiches führen. Da die Festlegung auf 80 % r. F. bereits eine sichere Abschätzung darstellt (ein Festigkeitsverlust wurde erst bei einer Konditionierung in 95 % r. F. ermittelt, Abbildung 6.4-5), wird dieser Effekt hier vernachlässigt.

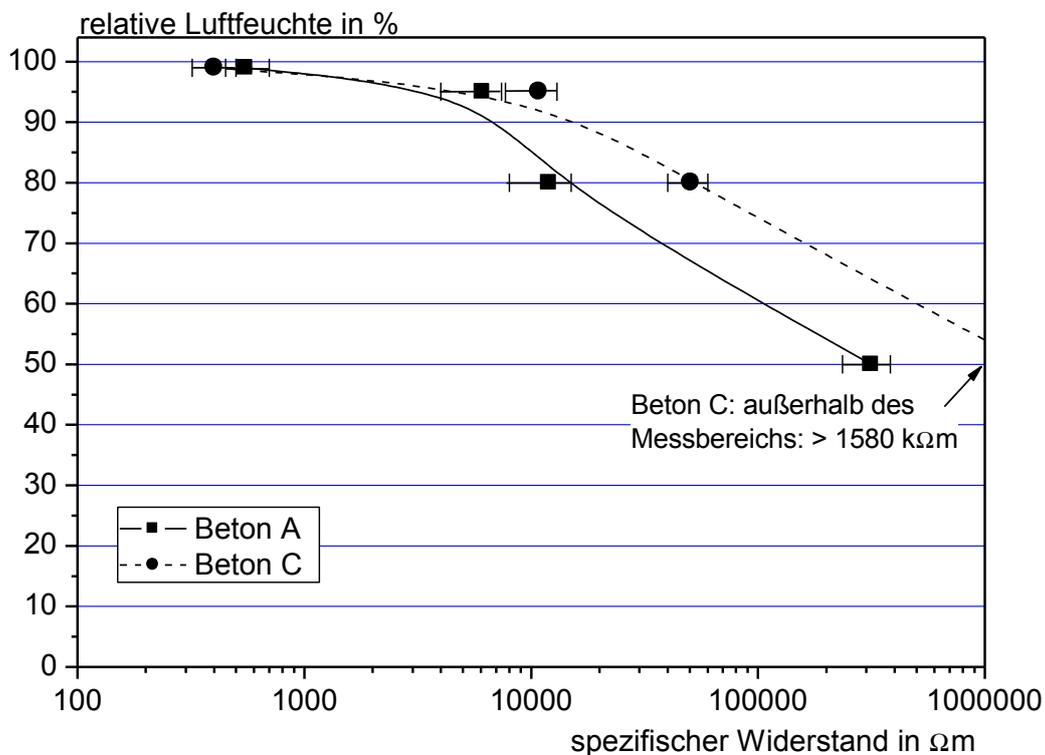


Abbildung 7.4-1: Spezifischer Widerstand der Betone A und C in Abhängigkeit von der Umgebungsfeuchte
Figure 7.4-1: Resistivity of concrete A and C versus humidity

7.4.2 Spezifische Widerstände des Betons A bei einer Freibewitterung

Abbildung 7.4-2 und Abbildung 7.4-3 zeigen exemplarisch Ausschnitte der spezifischen Widerstände des Betons A bei einer Freibewitterung in Aachen. Die Proben weisen ebenso wie die TSP-Proben eine Dicke von 6 mm auf und wurden gemeinsam im Freibewitterungsstand mit den TSP-Proben bewittert (vergleiche Abbildung 6.4-17). Zur Temperaturkorrektur der Widerstandsverläufe erfolgte parallel eine Temperaturerfassung auf der Probenoberfläche, in der Probenmitte sowie an der Probenunterseite. Bei der dargestellten Auswertung wurde somit der Temperatureinfluss mittels Gleichung 7.3-1 berücksichtigt.

In Abbildung 7.4-2 sind die spezifischen Widerstände des Betons A über einen Monat im Winter (Dezember 2003) dargestellt. Weiterhin werden zwei Ausschnitte über jeweils 4 Tage gezeigt, in denen die Widerstände vergleichsweise hoch (Bild oben rechts) bzw. niedrig (Bild unten links) sind. In den Diagrammen ist auch der mit der kritischen Betonfeuchte korrelierende Widerstand von 12 k Ω m eingetragen. Befinden sich die gemessenen Widerstände in der Bewehrungsebene unterhalb dieses kritischen Widerstandes kommt es zur AR-Glaskorrosion.

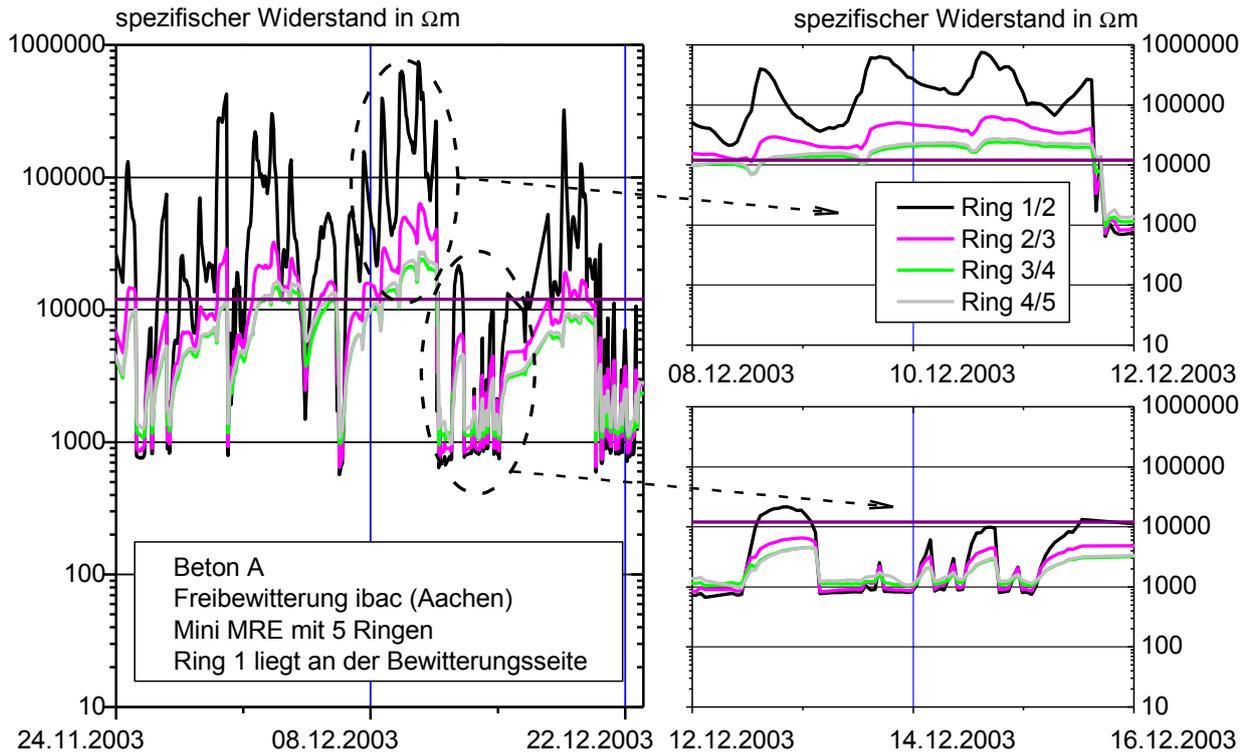


Abbildung 7.4-2: Spezifische Widerstände des in Aachen freibewitterten Betons A im Winter
Figure 7.4-2: Resistivity of concrete A during outside weathering in winter-time at Aachen

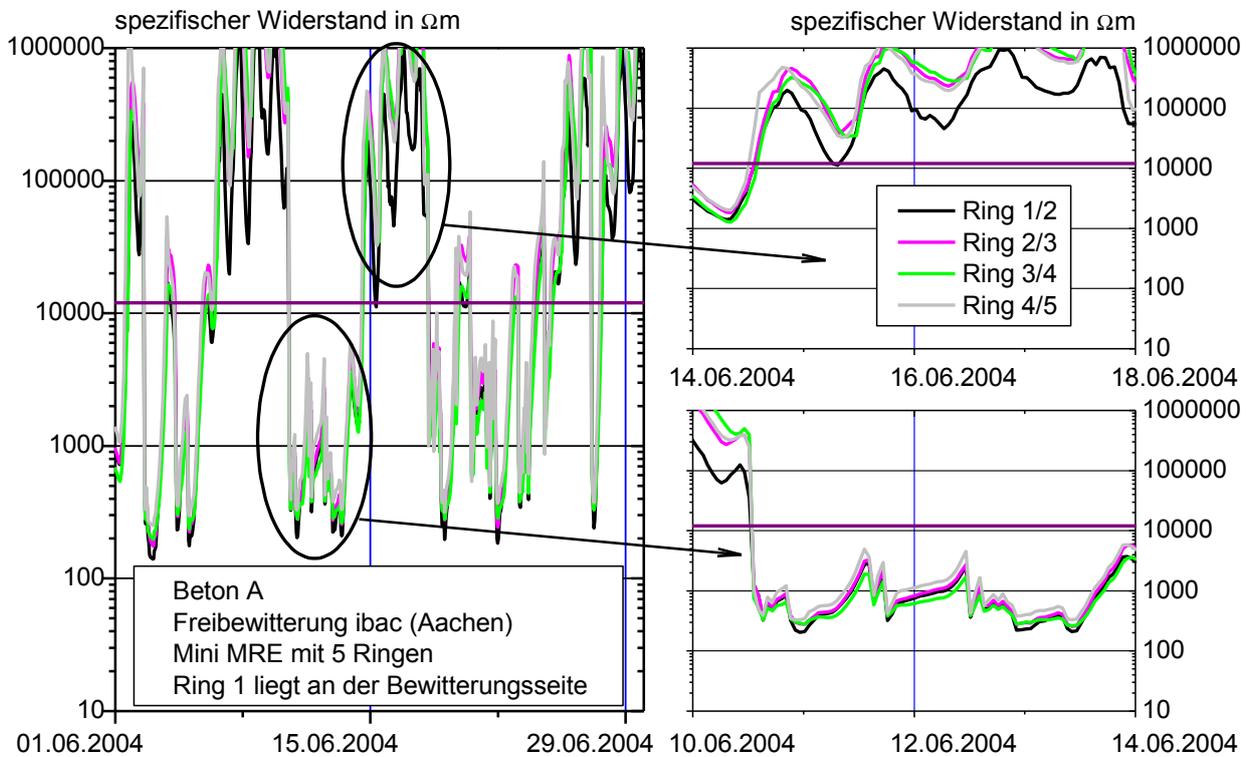


Abbildung 7.4-3: Spezifische Widerstände des in Aachen freibewitterten Betons A im Sommer
Figure 7.4-3: Resistivity of concrete A during outside weathering in summer-time at Aachen

Die spezifischen Widerstände des Betons A liegen im Winter zwischen 650 000 und 600 Ωm (siehe Abbildung 7.4-2), wobei der Widerstand zwischen Ring 1/2 am stärksten schwankt, weil dieser der Bewitterungsseite zugewandt ist. Da die AR-Glasbewehrung mittig in den TSP-Proben liegt, sind zur Ermittlung der kritischen Betonfeuchte die Widerstände zwischen den Ringen 2/3 und 3/4 heranzuziehen. Im oberen Ausschnitt der Abbildung 7.4-2 ist zu erkennen, dass der spezifische Widerstand bis Mittags den 9.12. auf dem Niveau des kritischen spezifischen Widerstandes von 12 $\text{k}\Omega\text{m}$ liegt, in den folgenden zwei Tagen trocknet der Beton auch im Probeninneren stärker ab und somit wird hier der kritische Widerstand überschritten. Dem unteren Ausschnitt ist hingegen zu entnehmen, dass die Feuchte in Probenmitte während der dargestellten vier Tage (12.12.-16.12.) eine kontinuierliche AR-Glaskorrosion ermöglicht, da nur die Betonoberfläche temporär „abtrocknet“ nicht jedoch der Beton in der Bewehrungsebene.

Abbildung 7.4-3 zeigt die spezifischen Widerstände des Betons A im Sommer (Juni 2004): Die maximalen Widerstände befinden sich oberhalb von 1000 $\text{k}\Omega\text{m}$ während die minimalen Widerstände bei 140 Ωm liegen. Die gesamte 6 mm dicke Probe trocknet aufgrund der höheren Sommertemperaturen wesentlich stärker und schneller als im Winter. Infolge starker Niederschläge innerhalb des Betrachtungszeitraumes sinkt der spezifische Widerstand teilweise jedoch auch auf 140 Ωm . Im oberen Ausschnitt ist zu erkennen, dass die Probe ab Mittag am 14.6. deutlich oberhalb der kritischen Feuchte liegt, während sie die Tage zuvor, vom 10.6. mittags bis zum 14.6. mittags, überwiegend wassergesättigt war (unterer Ausschnitt).

8 Dauerhaftigkeitsmodell für die AR-Glasbewehrung im Beton

Im Rahmen dieses Abschnitts werden die in den vorhergehenden Kapiteln 4-7 beschriebenen Untersuchungsergebnisse sowie Modellberechnungen zusammengeführt. Darauf basierend erfolgt die Beschreibung des Dauerhaftigkeitsmodells, welches die Ermittlung des Festigkeitsverlustes der AR-Glasbewehrung im Beton infolge komplexer Bewitterungen, z. B. Freibewitterung oder kombinierter Laborbewitterungen ermöglicht.

Anhand der in Kapitel 4 beschriebenen Filamentzugversuche wurde gezeigt, dass die AR-Glasbewehrung infolge von Korrosion an Zugfestigkeit verliert. Das in Kapitel 5 erarbeitete, auf einem lösungs- bzw. langfristig diffusionskontrollierten Fehlstellwachstum basierende Modell bildet diesen Festigkeitsverlust gut ab. Die beschriebene AR-Glaskorrosion ist auch die maßgebende Schädigungsursache für die AR-Glasbewehrung im Beton, wie an den Verbundproben in Kapitel 6 nachgewiesen wurde. Mittels SIC- und TSP-Versuchen wurde gezeigt, dass die Größenordnung des Festigkeitsverlustes vom pH-Wert des Betons und der AR-Glaszusammensetzung abhängt, wobei die Glaszusammensetzung einen deutlich geringeren Einfluss hat. Die AR-Glaskorrosion im Beton ist jedoch nur oberhalb einer, an der Glasoberfläche vorherrschenden, kritischen Feuchte möglich. Diese kritische Feuchte liegt bei Beton A oberhalb einer konstanten Umgebungsfeuchte von 80 % r. F. In Kapitel 7 wurde die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Mini-MRE vorgestellt. Mit der Mini-MRE erfolgte indirekt anhand des spezifischen Widerstandes die Bestimmung der Betonfeuchte an der Glasoberfläche zunächst unter Laborbedingungen bei 80 % Umgebungsfeuchte. Hieraus konnten der, der kritischen Feuchte entsprechende, spezifische Widerstand für den Beton A ermittelt werden. Im Anschluss erfolgten langfristige Widerstandsmessungen bei Freibewitterungen in Aachen. Anhand dieser Ergebnisse können die Zeiträume in der Aachener Freibewitterung bestimmt werden, in denen eine AR-Glaskorrosion möglich ist. Abbildung 8-1 verdeutlicht dieses Vorgehen anhand einer vereinfachten Darstellung. Dabei wird das Überschreiten der kritischen Feuchte mit $h_R \geq h_{lim}$ beschrieben.

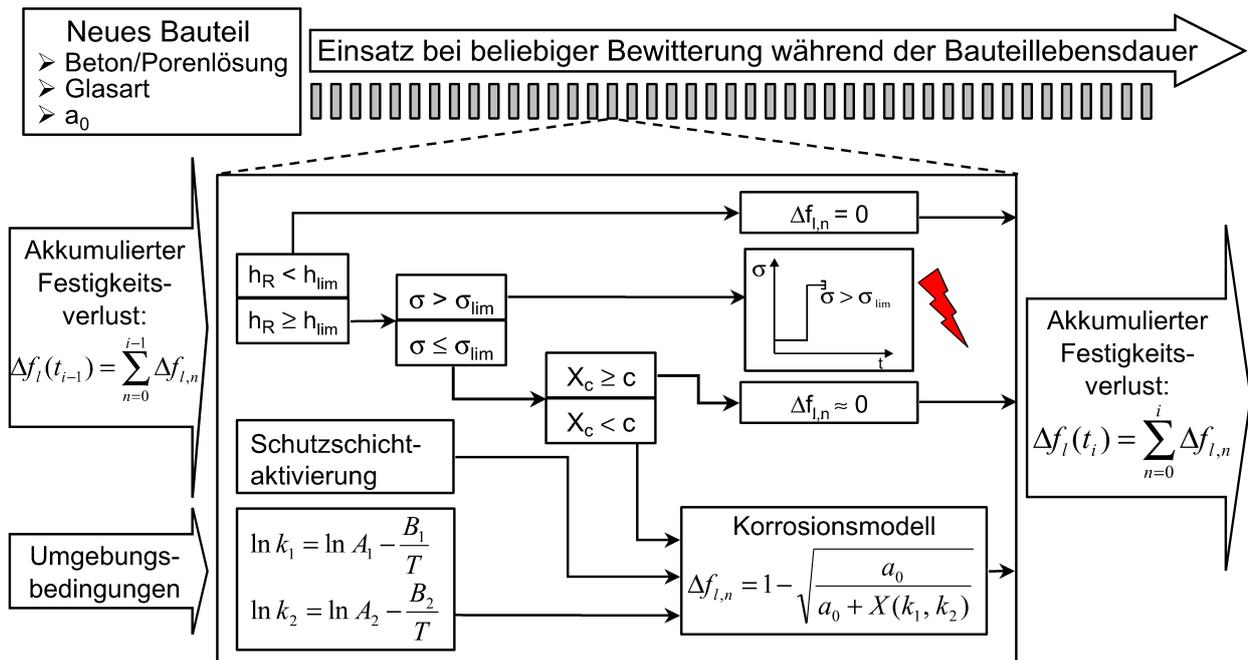


Abbildung 8-1: Vereinfachte Darstellung der Struktur des Dauerhaftigkeitsmodells

Figure 8-1: Schematical design of the durability model

Bauteilversuche unter konstanter Zugbeanspruchung (Abschnitt 6.5) haben ein Versagen der Proben oberhalb einer kritischen Zugspannung gezeigt. Diese kritische Zugspannung ist einerseits von der Umgebungsfeuchte und andererseits vom Nutzungszeitraum abhängig. Befindet sich während einer AR-Glaskorrosion die konstante Zugbeanspruchung jedoch unterhalb der kritischen Zugspannung, so ist der Festigkeitsverlust infolge AR-Glaskorrosion maßgebend (Abbildung 8-1, $\sigma \leq \sigma_{lim}$).

Die Untersuchungen mit der IPC-Mischung sowie dem vollständig karbonatisierten Beton C (Abschnitt 6.4.2.5) haben gezeigt, dass der Festigkeitsverlust des AR-Glasses in Betonen mit pH-Werten unterhalb von

8 trotz einer beschleunigten Alterung, bei 50 °C im Wasser bis zu 90 Tagen, unterhalb von 10 % liegt. Damit ist der Zuwachs an Festigkeitsverlust nach einer Karbonatisierung des Betons (X_c) über den Bereich der Betondeckung (c) hinaus, vereinfachend zunächst mit annähernd null anzusetzen (Abbildung 8-1, $X_c \geq c$).

Der Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung im Beton kann in einem Zeitraum mit konstanter Betonfeuchte und konstanter Temperatur mittels der Gleichungen 5.2-7, 5.2-3 und 5.2-6 berechnet werden. Dabei sind die Ausgangsfeuchtestellentiefe a_0 vom Betonbauteil und die Koeffizienten k_1 und k_2 von der Porenlösung, der AR-Glaszusammensetzung sowie der Temperatur abhängig. Der Temperatureinfluss hat bei der Betrachtung herkömmlicher Betone die größere Bedeutung. Anhand der SIC- und TSP-Untersuchungen wurde ein mathematischer Zusammenhang zwischen dem Festigkeitsverlust und der Temperatur hergeleitet, siehe Abschnitt 6.3.2.4 und Abschnitt 6.4.2.3. Abbildung 8-1 zeigt die Bestimmung der Modellkoeffizienten k_1 und k_2 in Abhängigkeit von der Temperatur.

Kommt es zu einem Wechsel der Umgebungsbedingungen, ist entsprechend Abbildung 8-1 zu überprüfen, ob die kritische Feuchte am Roving überschritten wird und ob die konstante Zugbeanspruchung kleiner ist als die kritische Zugspannung. Sind diese beiden Randbedingungen erfüllt, so ist der Festigkeitsverlust innerhalb des neuen Zeitraumes konstanter Umgebungsbedingungen zu berechnen. In Abschnitt 6.4.2.6 wurde anhand von Trocken-Naß- und Wassertemperaturwechseln gezeigt, dass die Kombination unterschiedlicher Klimabedingungen mit dem Modell unter Berücksichtigung der Schutzschichtaktivierung abbildbar ist.

Abbildung 8-2 zeigt in Form eines Struktogrammes die Berechnung des Festigkeitsverlustes infolge einer komplexen Bewitterung, wie sie z. B. bei einem Aussenbauteil vorhanden ist. Die Erläuterungen zu den Variablen und Koeffizienten können, soweit sie noch nicht bekannt sind, dem Verzeichnis „Abkürzungen und Formelzeichen“ entnommen werden. In Abbildung 8-2 ist n der Zeitzähler, so muß z. B. beim ersten betrachteten Bewitterungszeitpunkt ($n = 0$) die Abfrage erfolgen, ob die kritische Feuchte am AR-Glas überschritten wird oder nicht. Ist dies nicht der Fall, geht der Zeitzähler auf $n = 1$. Ist zu diesem Zeitpunkt die kritische Feuchte überschritten, tritt der zweite Zähler k , welcher einen Zeitraum mit konstanten Umgebungsbedingungen darstellt, in Kraft. Wird die kritische Feuchte z. B. zweimal überschritten und k_{Grenz} beträgt zwei, so erfolgt die Berechnung der mittleren Temperatur T innerhalb dieses konstanten Bewitterungsabschnittes und die Dauer des Bewitterungsabschnittes t_B . Mit der Kenntnis der Temperatur sowie dem Zusammenhang zwischen Festigkeitsverlust und Temperatur, welcher vom Material abhängt, können die Modellkoeffizienten k_1 und k_2 für den aktuellen Abschnitt k ermittelt werden.

Basierend auf dem bis zu diesem Bewitterungsabschnitt vorliegenden Festigkeitsverlust ($\Sigma \Delta f_i$) ist zu ermitteln, welches Stadium der Schutzschichtbildung vorliegt, d. h. welche „virtuelle“ Startzeit (t_{start}) bei diesen neuen Umgebungsbedingungen anzunehmen ist. Die Addition der Dauer des Bewitterungsabschnittes t_B zum t_{start} ergibt den Zeitpunkt, an dem der aktuelle Bewitterungszeitraum k beendet ist (t_{end}). Nach der Berechnung des Festigkeitsverlustes für t_{end} kann der Zuwachs zum Gesamtfestigkeitsverlust infolge dieses Bewitterungsabschnittes bestimmt werden ($\Delta \Delta f_i$). Durch Summation des Zuwachses infolge des aktuellen Bewitterungsabschnittes zum bisherigen Festigkeitsverlust wird die Summe der Festigkeitsverluste infolge aller Bewitterungsabschnitte gebildet ($\Sigma \Delta f_i$). Die Berechnung beginnt erneut mit der Ermittlung des nächsten maßgebenden Bewitterungsabschnittes. Mittels der Ausgabe der jeweiligen Summe des Festigkeitsverlustes nach jedem Bewitterungsabschnitt, kann der Verlauf des Festigkeitsverlustes über der Bewitterungszeit dargestellt werden.

In Abbildung 8-3 ist der mit dem Dauerhaftigkeitsmodell ermittelte Verlauf des Festigkeitsverlustes während einer 2-jährigen Freibewitterung in Aachen dargestellt. Zur Berechnung dieses Festigkeitsverlustes wurden die Variablen und Koeffizienten entsprechend den Untersuchungsergebnissen in den vorangegangenen Kapiteln gesetzt:

- h_R und T_n : Messwerte während der Freibewitterung (Mini-MRE und Temperatursensor)
- h_{lim} : 12000 Ωm
- k_{Grenz} : 4 und t_B : 240 min
- $X_c < 0$ während der 2-jährigen Freibewitterung
- a_0 : 40 nm (siehe Tabelle 6.4-2)
- $A_1: e^{(25,610)}$, $A_2: e^{(55,829)}$, $\Delta G_1^*/R$: 7832,2 1/K und $\Delta G_2^*/R$: 16393 1/K (Abbildung 6.4-9)

Nach einem sowie nach zwei Jahren wurden TSP-Proben aus dem Bewitterungsstand ausgebaut und im Zugversuch geprüft. Die Werte sind mit der Standardabweichung in Abbildung 8-3 angegeben. Es ist zu erkennen, dass der berechnete Kurvenverlauf mit den versuchstechnisch ermittelten Festigkeitsverlusten gut übereinstimmt. Somit kann der Festigkeitsverlust von AR-glasbewehrten Betonen infolge beliebig komplexer Bewitterungen mit dem im Rahmen dieser Arbeit erarbeiteten Dauerhaftigkeitsmodell bestimmt werden.

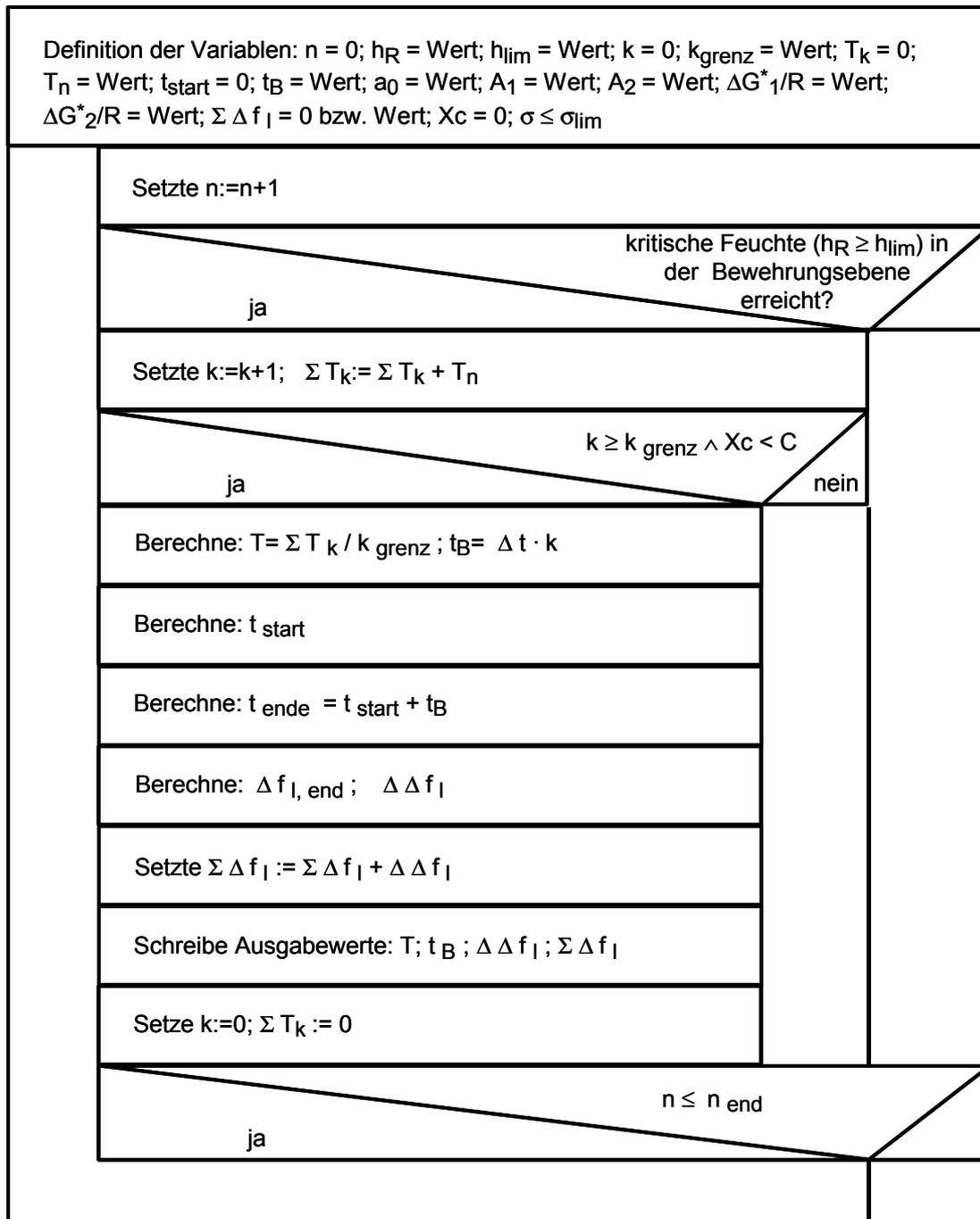


Abbildung 8-2: Struktogramm zur Programmerstellung für die Berechnung des Festigkeitsverlustes der AR-Glasbewehrung im Beton in Abhängigkeit von der Bewitterung

Figure 8-2: Structure chart of the program to calculate the loss of strength of the AR-glass-reinforcement in concrete as a function of the weathering

Die Bewitterung der TSP-Proben begann Anfang Juni. Anhand des Kurvenverlaufs in Abbildung 8-3 ist zu erkennen, dass die größten Festigkeitsverluste jeweils im Frühsommer (Mai bis Ende Juli) entstehen. In diesem Zeitraum regnet es in Aachen häufiger als im Hochsommer und die Temperaturen sind höher als im Winter bzw. Spätherbst, was die günstigsten Voraussetzungen für eine AR-Glaskorrosion schafft. Weiterhin

ist eine Abflachung des Kurvenverlaufs mit zunehmender Bewitterungszeit zu erkennen: Während im ersten Jahr ein rechnerischer Festigkeitsverlust von 7,6 % entstand, liegt der Festigkeitsverlust nach zwei Jahren bei 10,5 %, womit der Zuwachs innerhalb des 2. Jahres nur noch 2,9 % beträgt. Dieser, innerhalb des 2. Jahres um über 50 % reduzierte Zuwachs zum Festigkeitsverlust ist auf die gebildete Schutzschicht („innere und äußere Schicht“, siehe Kapitel 5.2) zurückzuführen. Da diese Schutzschicht als Folge der AR-Glaskorrosion entsteht, schreitet die Ausbildung der Schutzschicht mit zunehmender Korrosionsgeschwindigkeit schneller voran. Ein Beginn der Bewitterung im Hochsommer würde somit am Anfang einen geringeren Festigkeitsverlust hervorrufen, jedoch würde in der folgenden stärkeren Korrosionsphase dieser anfänglich geringere Festigkeitsverlust durch die fehlende Schutzschicht wieder kompensiert. Bei der Betrachtung eines längeren Zeitraumes, ist der Festigkeitsverlust somit unabhängig vom Zeitpunkt des Bewitterungsbeginns.

Das vorliegende Klima ist jedoch entscheidend für den Festigkeitsverlust: Der größte Festigkeitsverlust entsteht in feucht-warmen Gegenden, zum Beispiel in tropischen Regionen. In trockenen, kalten Gegenden erfolgt ein deutlich langsames Anwachsen des Festigkeitsverlustes.

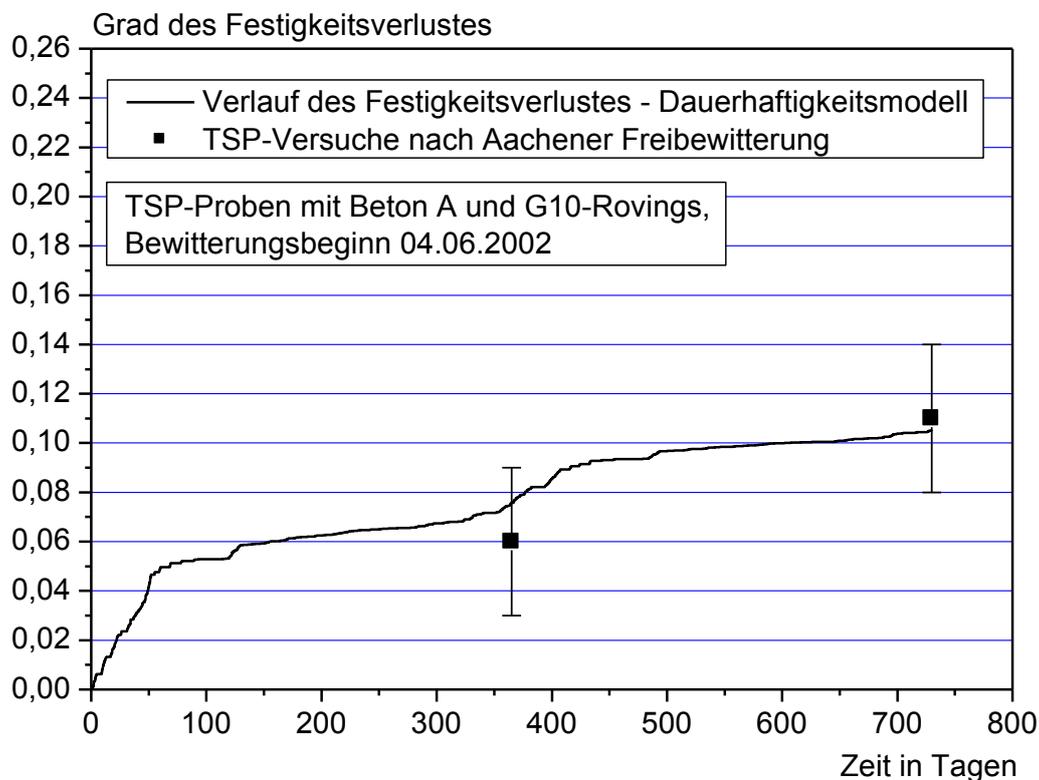


Abbildung 8-3: Anhand des Dauerhaftigkeitsmodells ermittelter Verlauf des Festigkeitsverlustes während einer 2-jährigen Freibewitterung in Aachen und Vergleich mit TSP-Ergebnissen (Mittelwert und Standardabweichung); Beton A und G10-Rovings

Figure 8-3: Loss of strength during two years outdoor weathering in Aachen determined by the durability model and comparison with results of TSP tests (average and standard deviation); concrete A and G10 rovings

Eine Extrapolation zur Entwicklung des Festigkeitsverlustes der Aachener Freibewitterungsproben ergibt nach 12 Jahren einen Festigkeitsverlust von 24 %, während eine Verdoppelung des Bewitterungszeitraumes auf 24 Jahre rechnerisch zu einem Festigkeitsverlust von 30 % führt. Die mit zunehmender Korrosion fortschreitende Ausbildung der Schutzschicht bedingt somit langfristig eine starke Verlangsamung des Festigkeitsverlustzuwachses. Dabei ist jedoch zu beachten, dass es sich bei diesen Langzeitangaben um eine Extrapolation handelt, der lediglich die über 2 Jahre gemessenen spezifischen Widerstände und Temperaturen zu Grunde gelegt sind. Die bisherigen Messungen sind für eine Vorhersage über 24 Jahre mit weiteren langfristigen Untersuchungen zu untermauern. Die Berechnungen auf dieser Basis zeigen jedoch eine Tendenz, inwieweit sich das Fortschreiten des Festigkeitsverlustes verlangsamt.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung der vorliegenden Arbeit

Zahlreiche aktuelle Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des textilbewehrten Betons /CTR03/ konzentrieren sich auf die Entwicklung hochfester dünnwandiger Bauteile, bei denen die Zugtragfähigkeit der textilen Bewehrung optimal genutzt werden soll. Für die Bemessung der textilbewehrten Bauteile /Heg04a/ mit dem Ziel einer maximalen Ausnutzung der textilen Zugfestigkeit ist die Dauerhaftigkeit dieser textilen Bewehrung von wesentlicher Bedeutung. Dabei rückt insbesondere die textile Bewehrung aus AR-Glas in den Focus der Dauerhaftigkeitsbetrachtungen.

Bisher sind zwei Dauerhaftigkeitsmodelle /Lit81/, /Pur98/ bekannt, anhand derer der Festigkeitsverlust von Bauteilen mit AR-Glasfasern bestimmt werden kann. Das empirische Modell von Litherland /Lit81/ basiert ausschließlich auf der Arrhenius-Gleichung. Eine weitergehende Betrachtung der Materialeigenschaften und Schädigungsmechanismen liegt diesem Modell nicht zu Grunde. Das von Purnell et al. erarbeitete „Static fatigue Model“ /Pur98/ beruht auf einem bruchmechanischen Ansatz, bei dem mögliche Ursachen für ein Fehlstellenwachstum lediglich benannt (Alkalität, Spannung und Temperatur) aber in der praktischen Anwendung nicht differenziert berücksichtigt werden. Beiden Modellen liegen somit keine eindeutigen Begründungen für die Festigkeitsverluste von AR-Glasfaserbetonen zugrunde. Als mögliche Mechanismen werden die AR-Glaskorrosion und eine mechanische Schädigung des AR-Glases durch Hydratationsprodukte diskutiert. Darüberhinaus ist bisher der Einfluss unterschiedlicher Umgebungsfeuchten nicht untersucht worden.

Ziel dieser Arbeit war es, zunächst den maßgebenden Schädigungsmechanismus für den Festigkeitsverlust von AR-Glasbewehrungen im Beton zu bestimmen und darauf basierend ein Dauerhaftigkeitsmodell zu erarbeiten, mit dem der langfristige Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung im Beton unter Berücksichtigung komplexer Bewitterungen abgebildet werden kann. Dazu sollte der Einfluss breitgefächerter klimatischer und mechanischer Beanspruchungen unter Variation der Materialien detailliert untersucht werden.

Zur Betrachtung der AR-Glaskorrosion, unabhängig von einer möglichen mechanischen Schädigung, wurden Zugversuche an Filamenten durchgeführt, die zuvor einer Beanspruchung in alkalischen Lösungen ausgesetzt waren. Die Untersuchungsergebnisse zeigen einen mit der Lagerungsdauer zunehmenden, von der Schlichte unabhängigen Festigkeitsverlust. Der steile Anstieg des Festigkeitsverlustes zu Beginn der Lagerung im alkalischen Milieu ist entsprechend Abschnitt 2.1.3 mit einer Netzwerkauflösung sowie Auslaugung zu begründen. Im weiteren Korrosionsverlauf wird der Zuwachs des Festigkeitsverlustes über der Zeit geringer. Basierend auf eigenen Untersuchungen und Literaturangaben (Abschnitt 4.3) kann dieser Verlauf des Festigkeitsverlustes mit der Bildung einer „äußeren und inneren“ Schutzschicht am bzw. im AR-Glas erklärt werden. Diese Schutzschichtbildung ist neben dem Festigkeitsverlust eine Folge der AR-Glaskorrosion. Anhand der Untersuchungen am Filament wurde ein chemisch-physikalisches Korrosionsmodell hergeleitet, das auf einem anfänglich lösungs- und langfristig, infolge der Schutzschichtbildung, diffusionskontrollierten Fehlstellenwachstum an der AR-Glasoberfläche beruht, siehe Kapitel 5. Die Fehlstellen resultieren einerseits aus dem Herstellungsverfahren und werden durch den chemischen Angriff vertieft, andererseits entsteht infolge der AR-Glaskorrosion Lochfraß an der Glasoberfläche. Die anhand des Modells rechnerisch ermittelte Fehlstellengröße stimmt mit REM-Aufnahmen überein. Mit dem Korrosionsmodell ist der zeitliche Verlauf des Festigkeitsverlustes der AR-Glasbewehrung in alkalischen Lösungen mathematisch beschreibbar. Als Eingangsgrößen für das Modell sind die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 sowie die Koeffizienten k_1 und k_2 für den lösungs- und diffusionskontrollierten Reaktionsanteil mittels Zugversuchen am Filament zu bestimmen.

In Kapitel 6 wurde anhand zweier unterschiedlicher Untersuchungsmethoden (SIC- und TSP-Test) der Festigkeitsverlust von AR-Glasbewehrungen in Beton untersucht. Es wurden sowohl AR-Glasrovings als auch –textilien, eingebettet in drei verschiedenen Betonen, betrachtet. Als wesentliches Ergebnis dieser Untersuchungen wurde nachgewiesen, dass die zuvor beschriebene AR-Glaskorrosion auch die maßgebende Schädigungsursache für die AR-Glasbewehrung in Beton darstellt. Das Korrosionsmodell bildet den Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung im Verbundwerkstoff gut ab. Verglichen mit den Festigkeitsverlusten der Filamente in alkalischer Lösung ist der Festigkeitsverlust der in die TSP-Probekörper einbetonierten Bewehrung um etwa 15 % geringer. Dies resultiert aus dem reduzierten Kontakt des einbetonierten AR-Glases mit der Porenlösung: Nur im Porenraum entlang des Filamentes befindet sich die Porenlösung in direktem Kontakt zum AR-Glas, was eine Voraussetzung für die Korrosion darstellt. Der

Füllungsgrad dieser Poren an der Glasoberfläche mit Wasser stellt eine weitere wesentliche Bedingung für die AR-Glaskorrosion in Beton dar. TSP-Versuche ergaben, dass die AR-Glaskorrosion im Beton A oberhalb einer konstanten Umgebungsfeuchte von 80 % r. F. beginnt. Mittels einer Miniatur-Multiringelektrode (Mini-MRE), siehe Kapitel 7, wurde anhand von in verschiedenen Tiefen gemessenen Widerständen die kritische Feuchte an der AR-Glasoberfläche im Beton A bei einer konstanten Umgebungsfeuchte von 80 % r. F. ermittelt. Der Einbau der Mini-MRE in Betonproben, die einer komplexen Bewitterung ausgesetzt werden, erlaubt somit die Ermittlung der Korrosionszeiträume bei beliebigen Klimabedingungen.

Ist die kritische Feuchte an der einbetonierten AR-Glasoberfläche überschritten, so beeinflusst die Proben temperatur die Höhe des Festigkeitsverlustes maßgeblich, siehe Kapitel 6. Untersuchungen an SIC- und TSP-Proben bei unterschiedlichen Wassertemperaturen zeigen, dass die Koeffizienten k_1 und k_2 mittels der Arrhenius-Gleichung für beliebige Temperaturen bestimmt werden können. Die Ausgangsfehlstellentiefe a_0 ist unabhängig von der Temperatur.

Weiterhin sind die Koeffizienten k_1 und k_2 vom Material abhängig: Je höher der pH-Wert des Betons ist, desto höher ist der Festigkeitsverlust. Je mehr Zirkonium im AR-Glas ist, desto geringer ist der Festigkeitsverlust. Die Glaszusammensetzung hat hierbei einen deutlich geringeren Einfluss gegenüber dem pH-Wert des Betons. Anhand einer anorganischen Phosphat-Mischung konnte auch ein pH-Wert von 7 im TSP-Test untersucht werden. Die AR-Glasbewehrung im Verbund zur Phosphat-Mischung wies nach 90 Tagen im Wasser bei 50 °C nur geringfügige Festigkeitsverluste auf, die mit der Auslaugung des Glases im neutralen Milieu begründet werden können. Darüber hinaus zeigte sich eine Erhöhung des Festigkeitsverlustes bei einer Lagerung der Verbundproben in gesättigter Chloridlösung anstelle von Wasser. Die im Korrosionsmodell zu berücksichtigende Ausgangsfehlstellengröße a_0 ist gegenüber den Modell-Koeffizienten k_1 und k_2 nur von der Art des AR-Glases und vom Herstellungsprozess des Verbundbauteils abhängig.

In Abschnitt 6.5 wurde an TSP-Proben der Einfluss einer konstanten Zugbeanspruchung auf das Fehlstellenwachstum im einbetonierten AR-Glas untersucht. Diese Versuche unter konstanter Zugbeanspruchung haben ein Versagen der Proben oberhalb einer kritischen Zugspannung gezeigt. Diese kritische Zugspannung ist einerseits von der Umgebungsfeuchte und andererseits vom Nutzungszeitraum abhängig. Befindet sich jedoch während der AR-Glaskorrosion die konstante Zugbeanspruchung unterhalb der kritischen Zugspannung, so ist der dem Modell zugrunde gelegte Festigkeitsverlust infolge AR-Glaskorrosion maßgebend.

Anhand von Pull-Out-Versuchen am Filament und am Roving wurde die Dauerhaftigkeit des Verbundes zwischen AR-Glasbewehrung und Beton untersucht. Die Filament-Pull-Out-Versuche zeigen für die betrachtete Materialkombination keine Veränderung des Verbundes infolge unterschiedlicher Bewitterungen und der damit einhergehenden Glaskorrosion. Da die AR-Glaskorrosion nur an der direkt mit der Porenlösung in Kontakt stehenden Glasoberfläche stattfindet, hat diese keinen Einfluss auf den Verbund. Weiterhin verdeutlicht dieses Ergebnis, dass ein langfristiger Hydratationsfortschritt ebenfalls keinen Einfluss auf den Verbund hat. Pull-Out-Versuche am Roving sowie eine analytische Simulation der Pull-Out-Kurven mit dem Ringmodell von Banholzer /Ban04/, bei dem die infolge Wasserlagerung verminderte Zugfestigkeit der Bewehrung berücksichtigt wurde, bestätigen die Unabhängigkeit des Verbundes von der Bewitterung, solange die Bewehrungszugfestigkeit nicht erreicht wird.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen münden, basierend auf dem hergeleiteten Korrosionsmodell, in einem Dauerhaftigkeitsmodell, das den Verlauf des Festigkeitsverlustes über einen beliebig komplexen Bewitterungszeitraum beschreibt, siehe Kapitel 8. Folgende Eingangsgrößen müssen für das Dauerhaftigkeitsmodell vorliegen: Die materialspezifische mathematische Beschreibung des Temperatureinflusses für die Modell-Koeffizienten k_1 und k_2 , die AR-glas- und bauteilspezifische Ausgangsfehlstellengröße a_0 sowie die am Roving vorherrschende Feuchte und Temperatur in Abhängigkeit von der Bewitterung. Mit diesem Dauerhaftigkeitsmodell ist zum einen die Beschreibung des Festigkeitsverlustes infolge beliebiger Bewitterungen mit einem überschaubaren Aufwand möglich, zum anderen können komplexe Bewitterungszyklen erarbeitet werden, anhand derer eine naturnahe aber dennoch beschleunigte Alterung der AR-glasbewehrten Betone möglich ist. Damit kann langfristig eine Vorhersage des Festigkeitsverlustes von AR-glasbewehrten Bauteilen an verschiedenen Expositionsorten erfolgen.

9.2 Ausblick

Hinsichtlich der Erweiterung des erarbeiteten Dauerhaftigkeitsmodells ergibt sich ein direkter Ausblick auf zukünftige Forschungsarbeiten:

- Die zur Zeit mittels Mini-MRE online bestimmte Betonfeuchte an der AR-Glasoberfläche im Beton muss, ebenso wie die Probentemperatur langfristig mittels verfügbarer Klimadaten beschreibbar sein.
- Zudem können die für das Dauerhaftigkeitsmodell bisher noch notwendigen Materialuntersuchungen zur Bestimmung der Ausgangsfehlstellengröße a_0 sowie der Modell-Koeffizienten k_1 und k_2 durch eine weitergehende Untersuchung des Einflusses der Bauteilgeometrien auf die Ausgangsfehlstellengröße sowie der Porenlösung auf die Modell-Koeffizienten eliminiert werden. Darüber hinaus ist je nach Anwendungsgebiet der AR-glasbewehrten Bauteile ggf. der Einfluss von unterschiedlichen Chloridlösungen weitergehend zu untersuchen.

Um das Dauerhaftigkeitsmodell anhand von Langzeitversuchen weitergehend zu verifizieren sind die Untersuchungen mit Mini-MRE, Temperatursensoren und TSP-Proben in der Aachener Freibewitterung fortzuführen. Zudem kann anhand der bisherigen Freibewitterungsergebnisse ein Klima-Zyklus für eine naturnahe beschleunigte Alterung der AR-glasbewehrten Betone in einer Umweltsimulationskammer, wie sie als sogenannte „VENUS“ am Institut für Bauforschung der RWTH-Aachen zur Verfügung steht /Rau02c/, erarbeitet werden. Mittels dieses Zykluses und dem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Dauerhaftigkeitsmodell kann dann der Festigkeitsverlust infolge realer Bewitterungen vorhergesagt werden.

Infolge der bereits erwähnten Forschungsaktivitäten auf dem Gebiet textilbewehrter Betone, liegt eine Vielzahl von Modifikationen der ursprünglichen AR-Glasrovings bzw. AR-Glastextilien /CTR03/ vor, wobei überwiegend eine Polymertränkung des Bewehrungsmaterials erfolgt /Krü03a/, /Rau03b/. Inwieweit die Dauerhaftigkeit dieser modifizierten AR-Glasbewehrung mittels des Dauerhaftigkeitsmodells abgebildet werden kann, ist zu überprüfen. Gegebenenfalls ist das erarbeitete Modell für diese neuen Materialien zu erweitern.

Eine weitere wichtige Entwicklung für die Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrungen in Beton stellt zudem die Betonmodifikation dar. So sind im Rahmen des Sonderforschungsbereiches SFB 532 zukünftig neben der Entwicklung von Betonen mit niedrigerem pH-Wert insbesondere Betone mit einer stark reduzierten Porosität geplant. Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigen, dass eine deutliche Verringerung der Poren in unmittelbarer Umgebung des Rovings und die damit einhergehende reduzierte Porenlösungsexposition der AR-Glasbewehrung, eine Korrosion des Glases effektiv verlangsamen kann.

10 Literatur

- /All01/ Allendorf, M.D.: Research Needs for Coatings on Glass. Summary of the US Department of Energy Roadmapping Workshop. In: Thin Solids Films 392 (2001), S. 155-163
- /Bak94/ Bakker, R.F.M.: Prediction of service life of reinforcement in concrete under different climatic conditions at given cover. In: Corrosion and Protection of Steel in Concrete, International Conference, Sheffield (UK), (Swamy, R.N.(Ed.)), 1994
- /Bal01/ Ball, H.; Wackers, M.: Long-Term Durability of Naturally Aged GFRC Mixes Containing Forton Polymer. London : Concrete Society, 2001. - In: Proceedings of the 12th International Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Dublin, 14-16 May 2001, S. 83-97
- /Ban01/ Banholzer, B.: Zum Mechanismus des Pull-Out-Versuches von Garnen aus einer zementgebundenen Matrix. Aachen: Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2001.- In: Textilbeton. 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, 15. und 16. Februar 2001 in Aachen (Hegger, J. (Hrsg.)), S. 99-112
- /Ban04/ Banholzer, B.: Bond Behaviour of a Multi-Filament Yarn Embedded in a Cementitious Matrix. In: Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen, Diss., to be published
- /Ban04a/ Banholzer, B.; Brameshuber, W.; Jung, W.: Analytical simulation of pull-out tests – The direct problem. In: Cement and Concrete Composites. Accepted for publication
- /Ban04b/ Banholzer, B.; Brameshuber, W.; Jung, W.: Analytical evaluation of pull-out tests – The inverse problem. In: Cement and Concrete Composites. In review
- /Ben85/ Bentur, A.; Ben-Bassat, M.; Schneider, D.: Durability of Glass-Fiber-Reinforced Cements with Different Alkali-Resistant Glass Fibers. In: Journal American Ceramic Society 68 (1985), Nr. 4, S. 203-208
- /Ben87/ Bentur, A.; Diamond, S.: Aging and Microstructure of Glass Fiber Cement Composites Reinforced with Different Types of Glass Fibers. In: Durability of Building Materials 4 (1987), S. 201-226
- /Ben89/ Bentur, A.: Silica Fume Treatments as means for Improving Durability of Glas Fiber Reinforced Cements. In: Journal of Materials in Civil Engineering 1 (1989), Nr. 3, S. 167-183
- /Bij83/ Bijen, J. M.: Durability of Some Glass Fiber Reinforced Cement Composites. In: ACI Journal 80 (1983), Nr. 4, S. 305-311
- /Bra02/ Brameshuber, W.; Banholzer, B.: Stoffgesetze des Verbundwerkstoffes. Aachen: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, 2002. - In: SFB 532: Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Arbeits- und Ergebnisbericht 2. Hj '99-'01, 2.Hj.'02, S. 235-264
- /Bra02a/ Brameshuber, W.; Banholzer, B.; Gries, T.; Al-Masri, A.: Methode zur Untersuchung des Versagensmechanismus unter Zugbelastung von Multifilament-Garnen für die Betonbewehrung. In: Technische Textilien 45 (2002), Nr. 2, S. 98-99
- /Bra02b/ Brameshuber, W.; Brockmann, T.: Betonformulierung - Methodik und Stoffgesetze. Aachen : Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, 2002. - In: SFB 532: Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Arbeits- und Ergebnisbericht 2. Hj '99-'01, 2.Hj.'02, S. 195-233
- /Bra03/ Brameshuber, W.; Brockmann, T.: Textile Reinforced Concrete (TRC) - Durability Aspects of Fine Grained Binder Systems. Farmington Hill : American Concrete Institute, ACI SP-212, 2003. - In: Durability Concrete. Proceedings of the Sixth International Conference, Thessaloniki, June 1-7, 2003, (Malhotra, V.M. (Ed.)), S. 93-111

- /Bra03a/ Brameshuber, W.; Banholzer, B.: Bond Characteristics of Filaments Embedded in Fine Grained Concrete. Dresden : Lehrstuhl für Massivbau, 2003. - In: Textile Reinforced Structures, Proceedings of the 2nd Colloquium, Dresden, 29.9.2003-1.10.2003, (Curbach, M. (Ed.)), S. 63-76
- /Bra03b/ Brameshuber, W.; Pierkes, R.: Einfluß von Stabilisatoren auf die Porenstruktur und die Dauerhaftigkeit von Beton. Aachen : Institut für Bauforschung, 2003. - Forschungsbericht Nr. F 816
- /Bro01/ Brockmann, J.; Raupach, M.; Hoffmann, N.; Höcker, H.: Zugfestigkeits-änderungen alkaliresistenter Glasfilamentgarne im Feinbeton und nach Lagerungen in betonrelevanten Belastungsmedien ; Changes in Tensile Strength of Alkaline Resistant Glass Filament Yarns in Fine Concrete and after Storage in Concrete Related Alkaline Solutions. In: Technische Textilien 44 (2001), Nr. 3, S. 207-208,E156-E157
- /Bro02/ Brockmann, J.; Raupach, M.: Durability Investigations on Textile Reinforced Concrete. Brisbane : CSIRO, 2002. - In: Durability of Materials and Components, 9th International Conference, Brisbane, Australia, 17-20 March 2002, Paper No. 111, 9 Seiten
- /CTR03/ Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2). Dresden : Lehrstuhl für Massivbau, 29.9.2003-1.10.2003, (Curbach, M. (Ed.)),
- /Coh85/ Cohen, M.D.; Constantiner, D.: Morphological Developments of High and Low Alkali Cement Paste at the Glass Fiber-Cement Interface. Chicago : Prestressed Concrete Institute, American Ceramic Society, 1986. - In: Durability of Glass Fiber Reinforced Concrete Symposium Proceedings, 12.-15.11.1985, (Diamond, S. (Ed.)), S. 158-173
- /Cur03/ Curbach, M.; Jesse, F.: Festigkeit von textilbewehrtem Beton Dresden: Lehrstuhl für Massivbau, 2003. - In: Textile Reinforced Structures, Proceedings of the 2nd Colloquium, Dresden, 29.9.2003-1.10.2003, (Curbach, M. (Ed.)), S. 299-312
- /Cuy02/ Cuypers, H.: Analysis and Design of Sandwich Panels with Brittle Matrix Composite Faces for Building Applications. Brussel, Vrije Universiteit Brussel, Faculteit Toegepaste Wetenschappen Mecanica van Materialen en Constructies, Diss., 2001
- /Cuy03/ Cuypers, H.; Wastiels, J.; Orlowsky, J.; Raupach, M.: Measurement of the Durability of Glass Fibre Reinforced Concrete and Influence of Matrix Alkalinity. Cambridge : Woodhead Publishing Limited, 2003. - In: Proceedings of the 7th International Symposium on Brittle Matrix Composites, Warsaw, 13-15 October 2003, (Brandt, A.M. ; Li, V.C.; Marshall, I.H. (Ed.)), S.163-172
- /Cuy04/ Cuypers, H.; Orlowsky, J.; Raupach, M.; De Bolster, E.; Wastiels, J.: Durability of Glass Fibre Reinforced Composites – Experimental Methods and Results. Materials and Structure
- /Cyr01/ Cyr, M.F.; Peled, A.; Shah, S.P.: Improving Performance of Glass-Fiber-Reinforced Extruded Composites. London : Concrete Society, 2001. - In: Proceedings of the 12th International Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Dublin, 14-16 May 2001, S. 163-172
- /Dor79/ Doremus, R.H.: Chemical Durability of Glass. New York : Academic Press. - In: Treatise on Materials Science and Technology 17 (1979), S. 41-69
- /Elk95/ Elkey, W.; Sellevold, E.J.; Norwegian Road Research Laboratory: Electrical resistivity of concrete. Oslo: Norwegian Public Roads Administration, Norwegian Road Research Laboratory, 1995. - Publication No. 80
- /Fin00/ Fink, A.: Ein Beitrag zum Einsatz von Floatglas als dauerhaft tragender Konstruktionswerkstoff im Bauwesen. Darmstadt, Technische Universität, Fachbereich Bauingenieurwesen und Geodäsie, Diss., 2000

- /For91/ Forkel, K.; Friedrich, J.; Masthoff, R.; Kasnik, F.; Knezek, J.; et al: Herstellung von glasfaserverstärktem Beton und Untersuchung der Zementbetändigkeit der Armierungsfasern. In: *Betontechnik* 12 (1991), Nr. 3, S. 90-94
- /Fre80/ Freiman, S.W.: *Fracture Mechanics of Glass*. New York : Academic Press.- In: *Elasticity and Strength in Glass* (Uhlmann, D.R. ; Kreidl, N.J. (Ed.)), Volume 5 (1980), S. 21-78
- /Fri02/ Friedrich, T.: *Glasfaserbeton - Herstellung, Verarbeitung, Tragverhalten*. In: *Beton Werk International* (2002), Nr. 6, S. 76,78,80,82,84,86,88,90
- /Gao03/ Gao, S.L.; Mäder, E.; Abdkader, A.; Offermann, P.: *Environmental Resistance and Mechanical Performance of Alkali-Resistant Glass Fibers with Surface Sizing*. In: *Journal of Non-Crystalline Solids* 325 (2003), S. 230-241
- /Gao03a/ Gao, S.-L.; Mäder, E.; Abdkader, A.; Offermann, P.: *Sizings on Alkali-Resistant Glass Fiber: Environmental Effects on Mechanical Properties*. In: *Langmuir* 19 (2003), Nr. 6, S. 2496-2506
- /Geh88/ Gehrke, E.; Ullner, C.: *Makroskopisches Rißwachstum, Inertfestigkeit und Ermüdungsverhalten silikatischer Gläser*. Berlin, Akademie der Wissenschaften der DDR, Forschungsbereich Chemie, Zentralinstitut für anorganische Chemie, Diss., 1988
- /Geh90/ Gehrke, E.; Ullner, C.; Hähnert, M.: *Effect of Corrosive Media on Crack Growth of Model Glasses and Commercial Silicate Glasses*. In: *Glastechnische Berichte* 63 (1990), Nr. 9, S. 255-265
- /GRC84/ Glassfibre Reinforced Cement Association ; GRCA: *GRCA Method of Test for Strength Retention of Glassfibre in Cements and Mortars*. Newport, Shropshire, UK : Glassfibre Reinforced Cement Association, 1984
- /Grif20/ Griffith, A.A.: *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A. Mathematical and Physical Sciences* 221 (1920), S. 163-198
- /Wul02/ Wulfhorst, B. et al.: *Teilprojekt B3: Garn- und Textilkennwerte (Stoffgesetze, Geometrie)*. In: *Arbeits- und Ergebnisbericht SFB 532, 2. Hj. 1999- 1. Hj. 2002*
- /Gro01/ Gross, D. ; Th. Seelig: *Bruchmechanik*. 3. Aufl. Berlin : Springer, 2001
- /Hab03/ Habel, W. R.; BAM: *Faseroptische Sensoren für hochaufgelöste Verformungs-messungen in der Zementsteinmatrix*. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 2003. - Forschungsbericht Nr. 246; Zugl. TU Berlin, Diss.
- /Heg04/ Hegger, J.; Will, N.; Schneider, H.N.; Kölzer, P.: *Neue Bauteile aus textilbewehrtem Beton: Anwendungspotential und Ausführungsbeispiele*. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 99 (2004), Nr. 6, S. 482-487
- /Heg04a/ Hegger, J.; Will, N.; Curbach, M.; Jesse, F.: *Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. In: *Beton und Stahlbetonbau* 99 (2004), Nr. 6, S. 452-455
- /Höc02/ Höcker, H. et al: *Teilprojekt A1 – Filament/Garn-Oberflächenmodifizierung und – charakterisierung*. In: *Arbeits- und Ergebnisbericht SFB 532, 2. Hj. 1999- 1. Hj. 2002*
- /Höc02a/ Höcker, H. et al: *Teilprojekt A2 – Filament- /Garnbeständigkeit*. In: *Arbeits- und Ergebnisbericht SFB 532, 2. Hj. 1999- 1. Hj. 2002*
- /Höc05/ Höcker, H. et al: *Teilprojekt A2 – Filament- /Garnbeständigkeit*. In: *Arbeits- und Ergebnisbericht SFB 532, 2. Hj. 2002 - 1. Hj. 2005*
- /Hop85/ Hope, B.B. ; Alan, K. ; Manning, D.G.: *Corrosion and Electrical Impedance in Concrete*. In: *Cement and Concrete Research* 15 (1985), Nr. 3, S. 525-534
- /Hol64/ Holland, L.: *The Properties of Glass Surfaces*. London : Chapman and Hall, 1964

- /Irw56/ Irwin, G.R.: Relation of Stresses near a Crack to the Crack Extension Force. In: 9th Congress International Mechanical Applied, Brüssel, 1956, S. 245-251
- /IWTO-47-98/ International Wool Textile Organisation, Test Method Nr. IWTO- 47-98. Measurement of the Mean & Distribution of Fiber Diameter of Wool Using an Optical Fiber Diameter Analyser (OFDA), Woolmark Co., Ilkley, U.K., 1998.
- /Jäg01/ Jäggi, S.: Experimentelle und numerische Modellierung der lokalen Korrosion von Stahl in Beton unter besonderer Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit. Zürich, Eidgenössische Technische Hochschule, Diss., 2001
- /Ker81/ Kerkhof, F., Richter, H., Stahn, D.: Festigkeit von Glas, Zur Abhängigkeit von Belastungsdauer und -verlauf; Glastechnische Berichte 54, 1981
- /Kob03/ Kob, W.: Ermittlung der maximalen Pull-Out-Kraft als Funktion der zeitlich veränderlichen lastabtragend Fläche: Determination of the Maximale Pull-Out- Force as a Function Time Variable Load-Bearing Area. Aachen, Technische Hochschule, Fachbereich 3, Institut für Bauforschung, Diplomarbeit, 2003. - (unveröffentlicht)
- /Kov95/ Kovler, K.; Bentur, A.; Odler, I.: Durability of E-Glass Fibre Reinforced Composites With Different Cement Matrices. London : E&FN Spon, 1995. - In: Proceedings of the International Conference on Concrete Under Severe Conditions Environment and Loading, CONSEC'95, Sappora, Japan, 2-4 August 1995, (Sakai, K ; et al(Ed.)), Vol. II, S. 1418-1427
- /Krü04/ Krüger, M.; Reinhardt, H.-W.; Yong, X.: Sulphoaluminate Cement Matrices Used for Textile and Glass Fibre Reinforced Concrete Elements. Bagnex : RILEM, 2003. - In: Fourth International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4), Ann Arbor, USA, June, 15-18, 2003, (Naaman, A.E. ; Reinhardt, H.W. (Ed.)), S. 349-360
- /Krü03a/ Krüger, M.; Reinhardt, H.-W.; Ozbolt, J.: Einfluß des Verbunds auf das Tragverhalten vorgespannter und nicht vorgespannter textilbewehrter Betonplatten. Frankfurt : Messe, 2003. - In: 12th International Techtexil Symposium for Technical Textiles, Nonwovens and Textile Reinforced Materials, Frankfurt, 7-10 April, 2003, Paper 4.15, 15 Seiten
- /Kur93/ Kuroki, Y.; Hayashi, M.: Durability of GFRC Bending Strength and Fiber/Matrix Boundary Microstructure. London : E & FN Spon, 1993. - In: Durability of Building Materials and Components, 6. Proceedings of the 6th International Conference held in Omiya, Japan, 26-29 October 1993, (Nagataki, S. ; et al (Ed)), Vol. 1, S. 129-138
- /Kru95/ Krus, M.: Feuchttransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe. Theoretische Grundlagen und neue Messtechniken. Stuttgart, Technische Universität, Dissertation 1995
- /Lar76/ Lerner, L.J. ; Speakman, K. ; Majumdar, A.J.: Chemical Interactions Between Glass Fibres and Cement. In: Journal of Non-Crystalline Solids 20 (1976), S. 43-74
- /Law86/ Laws, V.; Langley, A.A.; West, J.M.: The Glass Fibre/Cement Bond. In: Journal of Materials Science 21 (1986), S. 289-296
- /Lit81/ Litherland, K.L. ; Oakley, D.R. ; Proctor, B.A.: The Use of Accelerated Ageing Procedures to Predict the Long Term Strength of GRC Composites. In: Cement and Concrete Research 11 (1981), Nr. 3, S. 455-466
- /Lit84/ Litherland, K.L. ; Maguire, P. ; Proctor, B.A.: A Test Method for the Strength of Glass Fibres in Cement. In: International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete 6 (1984), Nr. 1, S. 39-45
- /Mäd03/ Mäder, E. ; Plonka, R. ; Schiekkel, M. ; Hempel, R.: Coatings on Alkali-Resistant Glass Fibres for the Improvement of Concrete. Frankfurt : Messe, 2003. - In: 12th International Techtexil Symposium for Technical Textiles, Nonwovens and Textile Reinforced Materials, Frankfurt, 7-10 April, 2003, 10 Seiten

- /Mat87/ Matthewson, M.J. ; Kurkjian, C.R.: Static Fatigue of Optical Fibers in Bending. In: Journal of the American Ceramic Society 70 (1987), Nr. 9, S. 662-668
- /Mat94/ Matthewson, M.J. ; Yuce, H.H.: Kinetics of degradation During Fatigue and Aging of Fused Silica Optical Fiber. Bellingham, Wash. : Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers, 1994.- In: Fiber optic Materials and Components, 28-29 July 1994, San Diego, California; SPIE Proceedings Series, Nr. 2290, S. 204-210
- /Maj70/ Majumdar, A. J.: Glass Fibre Reinforced Cement and Gypsum Products. In: Proceedings of the Royal Society A319 (1970), S. 69-78
- /Maj77/ Majumdar, A.J. ; West, J.M. ; Larner, L.J.: Properties of Glass Fibres in Cement Environment. Garston Watford : Building Research Establishment, Department of Environment, 1977. - In: Current Paper 24/77
- /Maj80/ Majumdar, A.J. ; Singh, B. ; Langley, A.A. ; Ali, M.A.: The Durability of Glass Fibre Cement - The Effect of Fibre Length and Content. In: Journal of Materials Science 15 (1980), S. 1085-1096
- /Maj68/ Majumdar, A. J.; Ryder, J. F.: Glass Fibre Reinforcement of Cement Products. In: Glass Technology 9 (1968), Nr. 3, S. 78-84
- /Maj91/ Majumdar, A.J. ; Laws, V.: Glass Fibre Reinforced Cement. London : BSP Professional Books, 1991
- /Mic88/ Michalske, T.A. ; Bunker, B.C.: Wie Glas bricht. In: Spektrum der Wissenschaft (1988), Nr. Februar, S. 114-121
- /Mic88a/ Michalske, T.A. ; Tallant, D. ; Smith, W.L.: Raman Study of Silica Glass Under Tensile Stress. In: Physics and Chemistry of Glasses 29 (1988), Nr. 4, S. 150-153
- /Mic93/ Michalske, T.A. ; Bunker, B.C.: A Chemical Kinetics Model for Glass Fracture. In: Journal of the American Ceramic Society 76 (1993), Nr. 10, S. 2613-2618
- /Näg92/ Naegele, E.W.: WTA-Schriftenreihe: Die Rolle von Salzen bei der Verwitterung von Mineralischen Baustoffen. In: WTA-Schriftenreihe 1 (1992), Nr. 1 = In: Bautenschutz und Bausanierung 15 (1992), Nr. 3, S. [26]-[29]
- /New85/ Newton, R.G.: The Durability of Glass - A Review. In: Glass Technology 26 (1985), Nr. 1, S. 21-38
- /Ori03/ Orlowsky, J.; Antons, U.; Raupach, M.: Lebensdauer textildewehrter Betonproben unter Dauerlast. Weimar: Bauhaus-Universität, 2003. - In: 15. Internationale Baustofftagung, 24.-27. September 2003, Weimar, S. 2-0271-2-0280 2003
- /Ori03a/ Orlowsky, J.; Antons, U.; Raupach, M.: Behaviour of Glass-Filament-Yarns in Concrete as a Function of Time and Environmental Conditions. Cambridge : Woodhead Publishing Limited, 2003. - In: Proceedings of the 7th International Symposium on Brittle Matrix Composites, Warsaw, 13-15 October 2003, (Brandt, A.M. ; Li, V.C.; Marshall, I.H. (Ed.)), S.233-241
- /Ori04/ Orlowsky, J.; Raupach, M.: Tensile Tests to Study the Long-Term Behaviour of Textile Reinforced Concrete. Napoli : Liguori Editore, 2004. - In: Proceedings of the First Intern. Conf. on Innovative Materials and Technologies for Construction and Restoration, Lecce, June 6-9, 2004, (La Tegola, A. ; Nanni, A. (Ed.)). Vol. 1, S. 123-135
- /Ori04a/ Orlowsky, J.: Modeling the Long-Term Behavior of Textile Reinforced Concrete. Leiden : A.A. Balkema Publishers, 2004. - In: 5th International PhD Symposium in Civil Engineering, Delft, 16 - 19 June 2004, (Walraven, J. ; Blaauwendraad, J. ; Scarpas, T. ; Snijder, B. (Ed.)), Vol. 1, S. 155-163

- /Ori05/ Orlowsky J., Raupach M., Cuypers H., Wastiels, J.: Durability modelling of glass fibre reinforcement in cementitious environment. In: Materials and Structures, Rilem. Accepted in August 2004
- /Ott55/ Otto, W.H.: Relationship of Tensile Strength of Glass Fibers to Diameter. In: Journal of the American Ceramic Society 38 (1955), Nr. 3, S. 122-124
- /Pau77/ Paul, A.: Chemical Durability of Glasses; A Thermodynamic Approach. In: Journal of Materials Science 12 (1977), S. 2246-2268
- /Pri98/ Priller, S.: Frühstadien der Korrosion von technischen Glasfasern. Clausthal, Technische Universität, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen, Diss., 1998
- /Pur00/ Purnell, P.; Buchanan, A.J.; Short, N.R.; Page, C.L.; Majumdar, A.J.: Determination of Bond Strength in Glass Fibre Reinforced Cement Using Petrography and Image Analysis. In: Journal of Materials Science 35 (2000), S. 4653-4659
- /Pur01/ Purnell, P.; Short, N.R.; Page, C.L.: Modelling Durability in GRC. London : Concrete Society, 2001. - In: Proceedings of the 12th International Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Dublin, 14-16 May 2001, S. 73-82
- /Pur01a/ Purnell, P. ; Short, N.R. ; Page, C.L.: A Static Fatigue Model for the Durability of Glass Fibre Reinforced Cement. In: Journal of Materials Science 36 (2001), S. 5385-5390
- /Pur98/ Purnell, P.: The Durability of Glass Fibre Reinforced Cements Made with New Cementitious Matrices. Aston : Aston University UK, PhD Thesis, 1998
- /Pur99/ Purnell, P.; Short, N.R.; Page, C.L.; Majumdar, A.J.; Walton, P.L.: Accelerated Ageing Characteristics of Glass-Fibre Reinforced Cement made with New Cementitious Matrices. In: Composites 30A (1999), S. 1073-1080
- /Rau92/ Raupach, M.: Zur chloridinduzierten Makroelementkorrosion von Stahl in Beton. Berlin : Beuth. - In: Schriftenreihe des deutschen Ausschusses für Stahlbeton (1992), Nr. 433 = Dissertation
- /Rau00/ Raupach, M.: Improving Durability of Concrete Structures by Corrosion Monitoring Systems Combined with Preparations for Protection Systems - Theory and Applications. Cairo : Cairo University, 2000. - In: The Eighth Arab Structural Engineering Conference, Cairo, 21-23 October 2000, Vol. 1, S. 9-18
- /Rau01/ Raupach, M.; Brockmann, J.: Development of a Test Method to Investigate the Durability of Glass-Filament-Yarns Embedded in Concrete. Lisse : A.A. Balkema, 2001.- In: Composites in Constructions, Proceedings of the International Conference, CCC2001, Porto, Portugal, 10-12 October 2001, (Figueiras, J. ; Juvandes, L. ; Faria, R. (Ed.)), S. 293-297
- /Rau02/ Raupach, M.; Brockmann, J.: Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von textilbewehrtem Beton : Chemische und mechanische Beanspruchung von Textilien aus Glas. In: Beton 52 (2002), Nr. 2, S. 72-74,76,78-79
- /Rau02a/ Raupach, M. ; Orlowsky, J. ; Wolff, L. ; Brameshuber, W. ; Brockmann, T.: Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasrovings in Feinbeton. In: Technische Textilien 45 (2002), Nr. 2, S. 93-96
- /Rau02b/ Raupach, M.; Sasse, H.R.; Rößler, G.; Brockmann, J.: Gebrauchseigenschaften und Dauerhaftigkeit. Aachen : Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, 2002. - In: SFB 532: Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Arbeits- und Ergebnisbericht 2. Hj '99-'01, 2.Hj.'02, S. 329-360
- /Rau02c/ Raupach, M.; Dauberschmidt, C.; Wolff, L.: Monitoring the Durability of Hydrophobic Treatment at Existing Concrete Structures. In: Internationale Zeitschrift für Bauinstandsetzen und Baudenkmalpflege 8 (2002), Nr. 2/3, S. 255-269

- /Rau03/ Raupach, M.; Orłowsky, J.: Dauerhaftigkeit von Textilbetonen. Dresden : Lehrstuhl für Massivbau, 2003. - In: Textile Reinforced Structures, Proceedings of the 2nd Colloquium, Dresden, 29.9.2003-1.10.2003, (Curbach, M. (Ed.)), S. 173-185
- /Rau03a/ Raupach, M.; Dauberschmidt, C.; Warkus, J.: Bestimmung der Feuchteverteilung in zementösen Baustoffen mit Einbausensoren. Karlsruhe: SMG Soil Moisture Group der Universität Karlsruhe, 2003.-In: Innovative Feuchtemessung in Forschung und Praxis, Bauwesen-Geotechnik-Umwelttechnik, Kolloquium mit Workshop, 3./4. Juli 2003
- /Rau03b/ Raupach, M.; Orłowsky, J.; Puterman, M.; Walk-Lauffer, B.: Untersuchungen zur Verbundverbesserung der inneren Roving-Filamente: Polymer-modifizierung von Textilbeton. In: Beton 53 (2003), Nr. 3, S. 114-116,118-119
- /Rie02/ Rieche, G.; Brockmann, J.; Institut für Bautenschutz, Baustoffe und Bauphysik: Sachstandsbericht zur Messung der Feuchte von mineralischen Baustoffen. Fellbach : Institut für Bautenschutz, Baustoffe und Bauphysik. - In: Schriftenreihe Institut für Bautenschutz, Baustoffe und Bauphysik (2002), Nr. 74
- /Röm92/ Falbe, J. ; Regitz, M. ; Römpf, H.: Römpf Chemie Lexikon ; Band 2 Cm-G. 9. Aufl. Stuttgart : Thieme, 1992
- /Sch88/ Scholze, H.: Glas, Natur, Struktur und Eigenschaften. 3. Aufl. Berlin : Springer, 1988
- /Sche99/ Scherer, G. W.; Chatterji, S.: Crystallization on Pores. In: Cement and Concrete Research 29 (1999), Nr. 8, S. 1347-1358
- /Schi94/ Schießl, P.; Breit, W.; Raupach, M.: Investigations into the Effect of Coatings on Water Distribution in Concrete Using Multi-Ring-Electrodes. Detroit : American Concrete Institute, ACI SP-151, 1994. - In: Concrete Bridges in Aggressive Environments, Philip D. Cady International Symposium, Minneapolis, November 9-10, 1993, (Weyers, R.E.(Ed.)), S. 119-133
- /Schi96/ Schießl, P.; Meng, B.: Grenzen der Anwendbarkeit von Puzzolanen im Beton. Aachen : Institut für Bauforschung, 1996. - Forschungsbericht Nr. F 405
- /Schi97/ Schießl, P.; Weydert, R: Absenken des Wassergehaltes im Beton durch Betonoberflächenschutzsysteme als Korrosionsschutzprinzip für den Betonstahl. Aachen: Institut für Bauforschung, 1997. – Forschungsbericht Nr. F 388
- /Scho02/ Schorn, H.; Hempel, R.; Gruner T.; Weise, S.: Grundlagen für die Gefüge- und Verbundoptimierung der Matrices von textildbewehrten Betonen. Dresden : Technische Universität, 2002. - In: Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung, Arbeits- und Ergebnisbericht für die Periode II/99-I/02, Sonderforschungsbereich 528, S. 75-120
- /Scho03/ Schorn, H.; Hempel, R.; Schiek, M.; Butler, M.: Dauerhaftigkeit von AR-Glasfilamentgarnen für die Bewehrung von zementgebundenen Massen. Dresden: Technische Universität. - In: Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe (2003), Nr. 1, S. 28-58
- /Scho04/ Schorn, H.; Raupach, M.; Brameshuber, W.; Brockmann, T.; Orłowsky, J.; et al: Betontechnologie und Dauerhaftigkeit von glasfaserbewehrten Bauteilen. In: Beton- und Stahlbetonbau 99 (2004), Nr. 6, S. 444-451
- /She97/ Shen, X.F.: Entwicklung eines Bemessungs- und Sicherheitskonzeptes für den Glasbau; Fortschritt- Berichte VDI, Reihe 4, Nr. 138, 1997
- /Sem00/ Semjonov, S.L.; Glaesemann, G.S.; Clark, D.A.; Bubnov, M.M.: Fatigue Behavior of Silica Fibers with Different Defects. Bellingham, Wash. : SPIE, 2001. - In: Optical Fiber and Fiber Component Mechanical Reliability and Testing, Boston, 6 - 7.11.2000, (Matthweson, M.J. (Ed.)), S. 28-35

- /Sgl99/ Sglavo, V.M.; Green, D.J.: Indentation Determination of Fatigue Limits in Silicate Glasses. In: Journal of the American Ceramic Society 82 (1999), Nr. 5, S. 1269-1274
- /Sim81/ Simmons, C.J.; Freiman, S.W.: Effect of Corrosion Processes on Subcritical Crack Growth in Glass. In: Journal of American Ceramic Society 64 (1981), Nr. 11, S. 683-686
- /Sim83/ Simhan, R.G.: Chemical Durability of ZrO₂ Containing Glasses. In: Journal of Non-Crystalline Solids 54 (1983), S. 335-343
- /Sin85/ Singh, B.; Majumdar, A.J.: The Effect of PFA Addition on the Properties of GRC. In: International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete 7 (1985), Nr. 1, S. 3-10
- /Tho99/ Thomason, J.L.; Dwight, D.W.: The Use of XPS for Characterisation of Glass Fibre Coatings. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 30 (1999), S. 1401-1413
- /Tom96/ Tomozawa, M.: Fracture of Glasses. In: Annual Review of Materials Science 26 (1996), S. 43-74
- /VET01/ Material Safety Data Sheet von Saint-Gobain, VETROTEX, Nov 2001
- /VET02/ Bundesrepublik Deutschland; Deutsches Patentamt; Europäische Patentschrift: Bezeichnung: Schlichtemittel für Glasfasern, Verfahren zu seiner Verwendung und hergestellte Produkte. (Erfinder: Moireau, P. Curienne, Frankreich). München : Deutsches Patentamt, 2001. - Offenlegungsschrift DE 695 17 499 T2, Aktenzeichen: 695 17 499.1 ; Anmeldetag: 0.7.1995 ; Offenlegungstag: 8.3.2001 ; Anmelder: Vetrotex, France, Chambéry
- /War03/ Warkus, J.: Bestimmung des Wassergehaltes von Beton und Naturstein durch Messung des Elektrolytwiderstandes - Grundlagen. Aachen: Institut für Bauforschung, 2003. - In: Zustandserfassung von Bauwerken - Neue Verfahren und System, 29. Aachener Baustofftag, Aachen 18. November 2003, 16 Seiten
- /War41/ Warren, B.E.: Summary of Work on Atomic Arrangement in Glass. In: Journal of the American Ceramic Society 24 (1941), Nr. 8, S. 256-261
- /Wei39/ Weibull, W.: A Statistical Theory of the Strength of Materials. Stockholm: Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag. In: Ingeniörsvetenskapsakademiens Handlingar (1939), Nr. 151
- /Wei51/ Weibull, W.: A Statistical Distribution Function of Wide Applicability. In: Journal of Applied Mechanics 18 (1951), Nr. 4, S. 293-297
- /Wie67/ Wiederhorn, S.M.: Influence of Water Vapor on Crack Propagation in Soda-Lime Glass. In: Journal of American Ceramic Society 50 (1967), Nr. 8, S. 407-414
- /Wul02/ Wulfhorst, B. et al: Teilprojekt B3 – Garn- und Textilkennwerte. In: Arbeits- und Ergebnisbericht SFB 532, 2. Hj. 1999- 1. Hj. 2002
- /Yil91/ Yilmaz, V.T. ; Glasser, F.P.: Reaction of Alkali-Resistant Glass Fibres with Cement. Part 1: Review, Assessment, and Microscopy. Part 2: Durability in Cement Matrices Conditioned with Silica Fume. In: Glass Technology 32 (1991), Nr. 3, S. 91-98, Nr. 4, S. 138-147
- /Yil92/ Yilmaz, V.T.: Chemical Attack on Alkali-Resistant Glass Fibres in a Hydrating Cement Matrix: Characterization of Corrosion Products. In: Journal of Non-Crystalline Solids 151 (1992), S. 236-244
- /Zac32/ Zachariasen, W.H.: The Atomic Arrangement in Glass. In: Journal of American Chemical Society 54 (1932), S. 3841-3851
- /Zor03/ Zorn, H.: Alkaliresistente Glasfasern – Von der Herstellung bis zur Anwendung. Dresden: Lehrstuhl für Massivbau, 2003. - In: Textile Reinforced Structures, Proceedings of the 2nd Colloquium, Dresden, 29.9.2003-1.10.2003, (Curbach, M. (Ed.)), S. 1-14
- DIN 52103: Bestimmung von Wasseraufnahme und Sättigungswert. Oktober 1988

DIN 18551: Spritzbeton – Anforderungen, Herstellung, Bemessung und Konformität. Entwurf, Dezember 2003

DIN EN ISO 12570:
Bestimmung des Feuchtegehaltes durch Trocknen bei erhöhter Temperatur, April 2000

11 Anhang

11.1 Weibull-Statistik

Die statistische Verteilung der Festigkeit eines Materials kann mit der im Jahr 1939 von Weibull /Wei39/ veröffentlichten speziellen Verteilungsfunktion, der sogenannten Weibull-Statistik, beschrieben werden. Dabei wird die Annahme getroffen, dass das Material an seiner schwächsten Stelle (z. B. größte Fehlstellentiefe in der Glasoberfläche) versagt.

Hätten alle Proben einer großen Gesamtheit exakt die gleiche Fehlstellentiefe, würden alle Proben exakt bei der gleichen Spannung σ_B nach Gleichung 2.1-6 brechen: Die Wahrscheinlichkeit für das Bruchereignis wäre $P=0$ für $\sigma < \sigma_B$ und $P=1$ für $\sigma > \sigma_B$. In der realen Probengesamtheit liegt aber eine Verteilung unterschiedlich tiefer Fehlstellen vor, somit bricht jede Probe aus einer Gesamtheit bei einer anderen Spannung σ_B . Die Wahrscheinlichkeit $P(\sigma)$ weist dabei allerdings einen merklichen Anstieg von 0 auf 1 in der Umgebung eines charakteristischen Bruchspannungsmittelwertes auf. Die kumulative Verteilungsfunktion der zweiparametrischen Weibull-Statistik wird mittels Gleichung A1 beschrieben.

$$P = 1 - e^{-\left(\frac{\sigma}{\sigma_R}\right)^m} \quad \text{(Gleichung A1)}$$

Hierin sind:

| | | |
|------------|----------------------|---|
| P | [-] | Bruchwahrscheinlichkeit |
| σ | [N/mm ²] | Zugfestigkeit |
| σ_R | [N/mm ²] | Referenz-Zugfestigkeit (Modell-Parameter) |
| m | [-] | Weibull Modul (Modell-Parameter) |

Der Weibull-Modul m und die Referenz-Zugfestigkeit σ_R sind anhand einer doppeltlogarithmischen Darstellung der Weibull-Verteilungsfunktion zu ermitteln /Cuy02/. Abbildung A1 zeigt die Ermittlung der Weibull-Parameter am Beispiel der durchgeführten Zugversuche an G1-Filamenten nach 14 Tagen in Lösung 2 (siehe Tabelle 4.2-1) bei 50 °C. Die Parameter werden anhand der linearen Geradengleichung (Ax+B), welche sich nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratrate aus den Versuchswerten in doppeltlogarithmischer Darstellung ergibt, ermittelt. Die Referenz-Zugfestigkeit ist mittels Gleichung A2 zu berechnen.

$$\sigma_R = e^{\left(\frac{B}{A}\right)} \quad \text{(Gleichung A2)}$$

Der Weibull-Modul m ist ein Formfaktor und eine Funktion der Breite der untersuchten Verteilung. Je gleichmäßiger die ermittelten Festigkeiten verteilt sind, desto größer ist der Weibull-Modul m. Der Weibull-Modul entspricht der Geradensteigung in Abbildung A1, d. h. $m = A$.

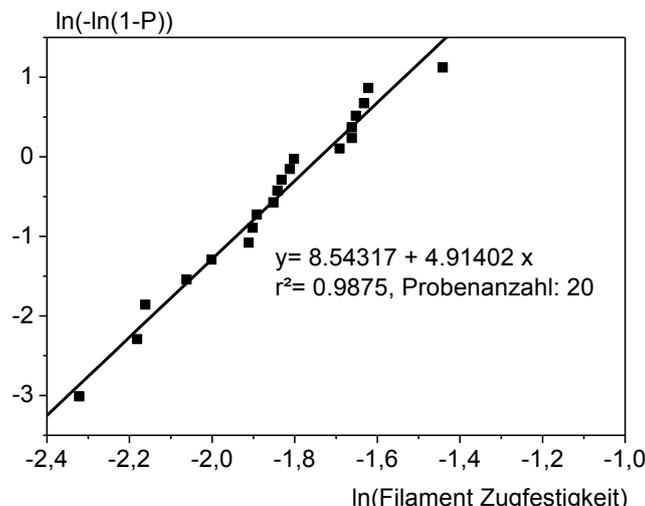


Abbildung A1: Bestimmung der Weibull-Parameter aus Filament-Zugversuchen nach 14-tägiger Lagerung in Lösung 2 bei 50 °C

Figure A1: Determination of the Weibull parameter of filament-tensile-tests after 14 days in solution 2 at 50 °C

11.2 REM-Untersuchungen

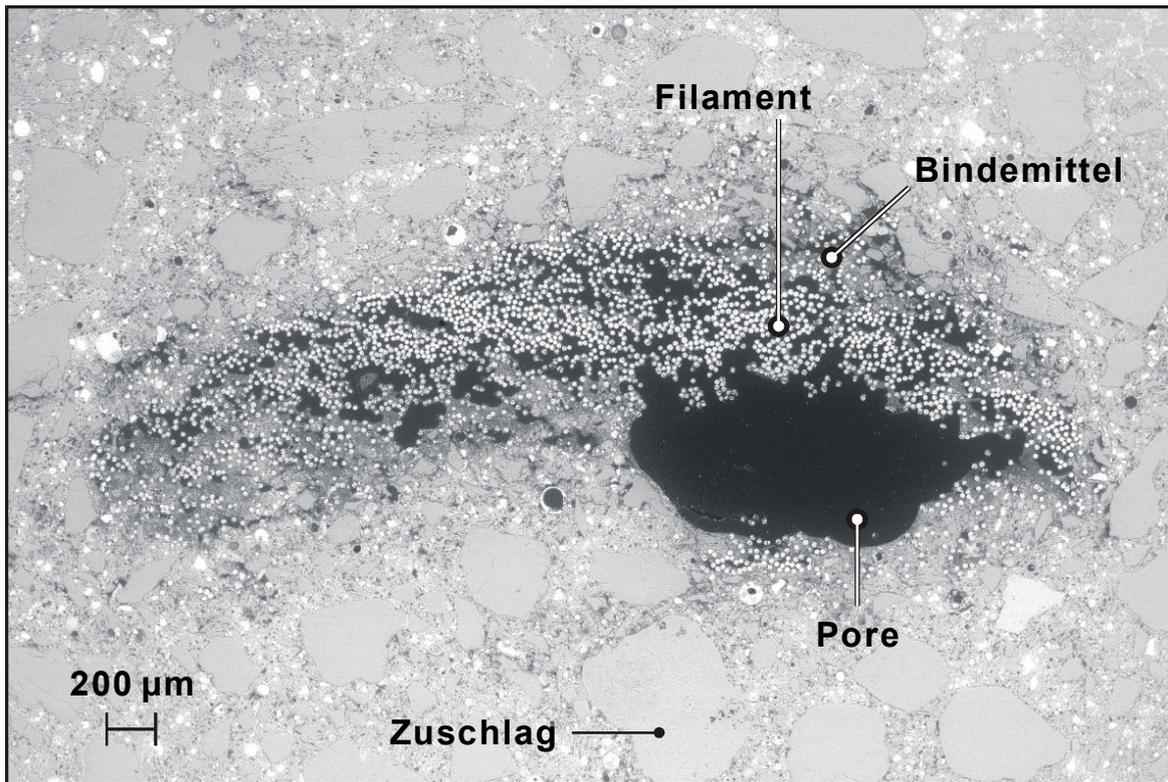


Abbildung A2: Einbettung eines AR-Glasrovings G10 in den Beton A

Figure A2: An AR-glass roving G10 in concrete A

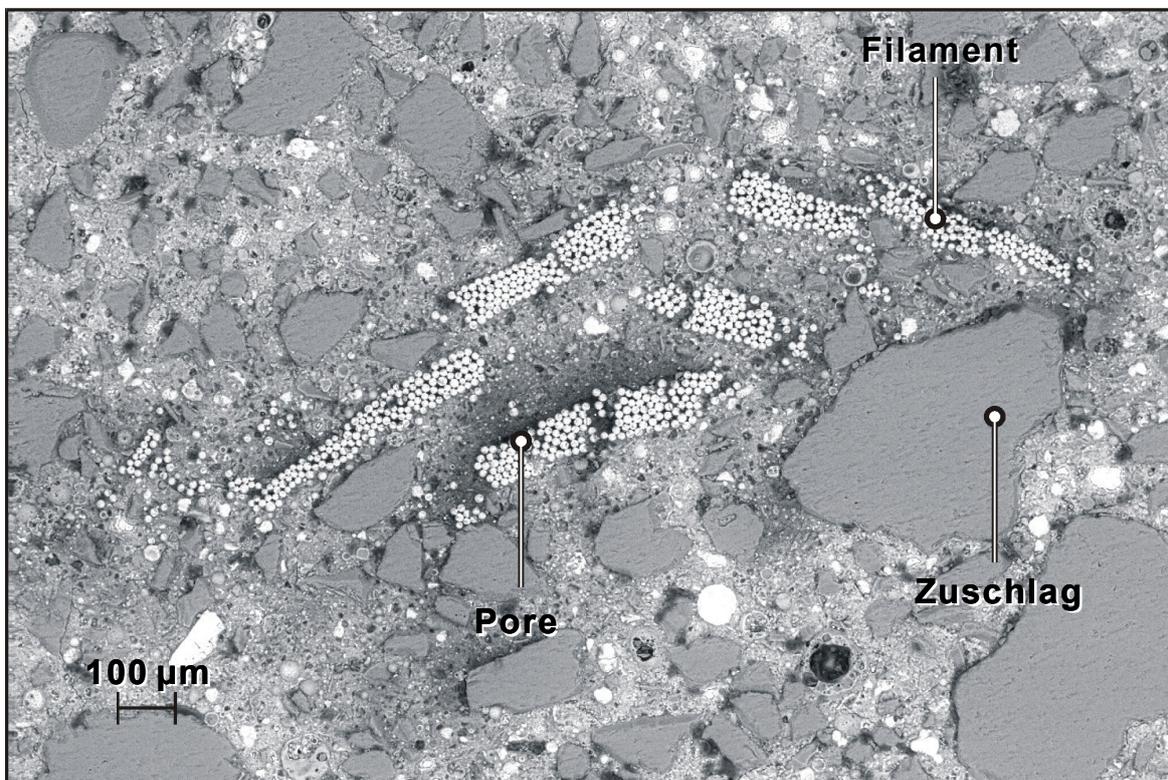


Abbildung A3: Einbettung eines AR-Glasrovings G1 in den Beton A

Figure A3: An AR-glass roving G1 in concrete A

