

REPORT DOCUMENTATION PAGE

Form Approved OMB No. 0704-0188

Public reporting burden for this collection of information is estimated to average 1 hour per response, including the time for reviewing instructions, searching existing data sources, gathering and maintaining the data needed, and completing and reviewing the collection of information. Send comments regarding this burden estimate or any other aspect of this collection of information, including suggestions for reducing this burden to Washington Headquarters Services, Directorate for Information Operations and Reports, 1215 Jefferson Davis Highway, Suite 1204, Arlington, VA 22202-4302, and to the Office of Management and Budget, Paperwork Reduction Project (0704-C188), Washington, DC 20503.

1. AGENCY USE ONLY (Leave blank)		2. REPORT DATE 30 May 2017	3. REPORT TYPE AND DATES COVERED Dissertation	
4. TITLE AND SUBTITLE Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton (Influence of the viscoelastic properties of the coated reinforcement material on the tensile behavior of carbon reinforced concrete)			5. FUNDING NUMBERS	
6. AUTHOR(S) Michael Niederwald				
7. PERFORMING ORGANIZATION NAME(S) AND ADDRESS(ES) UNIBW			8. PERFORMING ORGANIZATION REPORT NUMBER	
9. SPONSORING/MONITORING AGENCY NAME(S) AND ADDRESS(ES) Universität für der Bundeswehr München Werner-Heisenberg-Weg 39 D-85577 Neubiberg Germany			10. SPONSORING/MONITORING AGENCY REPORT NUMBER	
11. SUPPLEMENTARY NOTES Text in German.				
12a. DISTRIBUTION/AVAILABILITY STATEMENT Public release. Copyrighted. (1 and 20)			12b. DISTRIBUTION CODE	
ABSTRACT (Maximum 200 words) Machine assisted translation.				
14. SUBJECT TERMS UNIBW, German, Viscoelastic properties, carbon reinforced concrete			15. NUMBER OF PAGES	
			16. PRICE CODE	
17. SECURITY CLASSIFICATION OF REPORT UNCLASSIFIED	18. SECURITY CLASSIFICATION OF THIS PAGE UNCLASSIFIED	19. SECURITY CLASSIFICATION OF ABSTRACT UNCLASSIFIED	20. LIMITATION OF ABSTRACT UL	

NSN 7540-01-280-5500

Standard Form 298 (Rev. 2-89)
Prescribed by ANSI Std. Z39-18
298-102

Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton

Michael Niederwald

Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton

Michael Niederwald

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. N. Gebbeken (federführend)
Univ.-Prof. Dr.-Ing. M. Brüning
Univ.-Prof. Dr.-Ing. M. Keuser
Univ.-Prof. Dr.-Ing. I. Mangerig
em. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. C. Petersen
Univ.-Prof. Dr.-Ing. G. Siebert
Univ.-Prof. Dr. techn. A. Taras
Univ.-Prof. Dr.-Ing. K.-Ch. Thienel

Schriftleitung:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. N. Gebbeken
Institut für Mechanik und Statik
Labor für Ingenieurinformatik
Universität der Bundeswehr München
Werner-Heisenberg-Weg 39
85577 Neubiberg
Tel.: 089-6004-3414
Email: norbert.gebbeken@unibw.de

© 2017

Autor
Werner-Heisenberg-Weg 39
85577 Neubiberg

Alle Rechte, insbesondere das der Übersetzung in fremde Sprachen, vorbehalten. Mit Genehmigung des Autors/Herausgebers ist es gestattet, dieses Heft ganz oder teilweise zu vervielfältigen.

ISSN 1431-5122

Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton

Michael Niederwald

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften
der Universität der Bundeswehr München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs
(Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Promotionskommission:

- Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr. techn. Andreas Taras
Universität der Bundeswehr München
1. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser
Universität der Bundeswehr München
2. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Feix
Leopold-Franzens-Universität Innsbruck
3. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jens Schneider
Technische Universität Darmstadt

Die Dissertation wurde am 30.05.2017 bei der Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften am 09.11.2017 angenommen. Die mündliche Prüfung fand am 15.11.2017 statt.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in den Jahren 2012 bis 2017 am Institut für Konstruktiven Ingenieurbau der Universität der Bundeswehr München.

Mein außerordentlicher Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser für die wertvollen Anregungen, für das mir entgegengebrachte Vertrauen sowie für die wohlwollende Förderung.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Feix und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jens Schneider möchte ich herzlich für ihr Interesse und die bereitwillige Übernahme der Koreferate danken. Dem Vorsitzenden der Prüfungskommission, Herrn Univ.-Prof. Dr. techn. Andreas Taras, gilt ebenfalls mein Dank.

Bei meinen Kollegen am Institut bedanke ich mich herzlich für die vielen interessanten fachlichen Diskussionen und den freundschaftlichen Umgang, welcher zu einem sehr angenehmen Arbeitsklima beigetragen hat. Dabei möchte ich insbesondere meinem geschätzten Kollegen und Freund Herrn M.Sc.(hons) M.Sc. Michael Kraus für die intensive Zusammenarbeit danken, aus der mehrere gemeinsame Veröffentlichungen entstanden sind und die sehr bereichernd für meine Dissertation war.

Für die Unterstützung meiner Forschung durch die Bereitstellung eines Teils der untersuchten Carbontextilien sei Herrn Dr.-Ing. Christian Kulas von der Firma solidian GmbH herzlich gedankt.

Über meine Tätigkeit an der Universität hinaus gab es einige Personen, die mir beruflich den Weg gewiesen und mich unterstützt haben. Stellvertretend in diesem Zusammenhang möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Seiler für die Bestärkung in dem Wunsch zu promovieren bedanken.

Meinen Eltern Georg und Edith Niederwald danke ich herzlich für die fortwährende Unterstützung in allen Lebensbereichen und den familiären Rückhalt, den sie mir zuteil werden lassen.

Der größte Dank gebührt meiner Frau Marion für ihr hohes Maß an Verständnis und Geduld. Ohne ihren Rückhalt und ihre Unterstützung wäre das Gelingen dieser Arbeit nicht möglich gewesen.

Breitbrunn am Ammersee, im November 2017

Michael Niederwald

Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Einfluss der durch die Beschichtung hervorgerufenen viskoelastischen Eigenschaften von textilen Carbonbewehrungen auf das Zugtragverhalten von bewehrtem Feinbeton. Zunächst werden experimentelle Untersuchungen an Materialproben der Bewehrungen beschrieben, die als Dynamisch-Mechanische Analysen bezeichnet werden. Die so erhobenen Versuchsergebnisse werden dazu benutzt, Materialparameter für eine Modellierung der mechanischen Eigenschaften der textilen Carbonbewehrungen im Rahmen der linearen Viskoelastizitätstheorie zu bestimmen.

Des Weiteren wurden Zugversuche an bewehrten Dehnköpern unter quasi-statischer Belastung, Beanspruchungen mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten sowie zyklischer Last mit 10^6 Lastwechseln mit anschließender Resttragfähigkeitsuntersuchung durchgeführt. Es zeigte sich, dass die viskoelastischen Eigenschaften der Carbongelege je nach aufgebrachtener Beschichtung wesentlichen Einfluss auf das Zugtragverhalten besitzen. Hiervon ist insbesondere die Dehnsteifigkeit im Zustand II betroffen.

Die ermittelten Materialparameter wurden in einer FE-Berechnung dafür verwendet, das in den Versuchen beobachtete Tragverhalten mithilfe einer numerischen Simulation abzubilden. Anhand des FE-Modells wurden die Auswirkungen einer Temperaturbeanspruchung auf das Steifigkeitsverhalten im gerissenen Zustand untersucht.

On the Influence of the Viscoelastic Properties of the Coated Reinforcement Material on the Tensile Load Bearing Behaviour of Carbon-Reinforced Concrete

Abstract

The subject of this thesis is the investigation of the influence of the viscoelastic properties caused by the coating of textile carbon reinforcements on the tensile bearing behaviour of reinforced fine grained concrete. At First modern experimental investigations, called Dynamic-Mechanical Analysis on the bare reinforcement material are described. The collected data is then used to determine material parameters for modelling of the mechanical properties of the textile carbon reinforcement in the framework of the theory of linear viscoelasticity.

Furthermore, tensile tests on reinforced specimens were performed under quasi-static loading conditions, loads with higher strain-rates as well as tests under cyclic loading with 10^6 cycles followed by an investigation of the residual load carrying capacity. The tests showed that the viscoelastic properties of the carbon fabrics have a significant influence on the tensile bearing behaviour which depends on the used coating. The stiffness in the cracked state was affected in particular.

The obtained material parameters were handed over to a FE-Software in order to describe the observed bearing behaviour within a numerical simulation. The model was used to examine the effects of temperature loads on the stiffness behaviour in the cracked state.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Problemstellung	1
1.2	Ziel und Gliederung der Arbeit	1
2	Textilbewehrter Beton unter Verwendung beschichteter Carbonbewehrungen	3
2.1	Allgemeines	3
2.2	Carbonfasern und Sekundärbeschichtung für textile Bewehrungsgelege	4
2.2.1	Herstellung und Eigenschaften von Carbonfasern	4
2.2.2	Eigenschaften von Beschichtungsmaterialien für die Sekundärbeschichtung	7
2.3	Mechanische Eigenschaften textiler Bewehrungen	8
2.4	Tragverhalten von textilbewehrtem Beton unter statischer Zugbelastung	11
2.5	Einfluss zyklischer Belastungen auf das Tragverhalten von textilbewehrtem Beton	14
2.5.1	Untersuchungen unter zyklischer Zugbelastung von Feix und Hansl [28, 29, 36]	14
2.5.2	Untersuchungen unter zyklischer Zugbelastung von Lorenz et al. [63] und Schütze et al. [84]	16
2.5.3	Querkraftverstärkungen unter zyklischer Belastung	17
2.5.4	Zusammenfassung	18
3	Einführung in die lineare Visokoelastizität	19
3.1	Allgemeines	19
3.2	Rheologische Modellierung linear-viskoelastischen Materialverhaltens	20
3.2.1	Maxwell-Modell	22
3.2.2	Kelvin-Voigt-Modell	24
3.2.3	Das Dreiparameter-Maxwell-Modell	25
3.2.4	Generalisiertes Maxwell-Modell zur Beschreibung viskoelastischen Materialverhaltens	27
3.3	Superpositionsprinzip nach Boltzmann	29
3.4	Temperaturabhängigkeit viskoelastischen Materialverhaltens	30
3.5	Untersuchung viskoelastischer Materialien mithilfe Dynamisch-Mechanischer Analyse (DMA)	33
4	Konzept der experimentellen Untersuchungen	37
4.1	Allgemeines	37
4.2	Versuchsprogramm	37
4.3	Verwendete Materialien	39
4.3.1	Feinbeton	39

4.3.2	Carbonbewehrung	41
5	Dynamisch–Mechanische Analysen an beschichteter textiler Carbonbewehrung	45
5.1	Allgemeines	45
5.2	Funktionsweise und Messprinzip der DMA	45
5.3	Untersuchte Belastungsmodi	47
5.4	Modellvorstellung zur Interaktion zwischen Carbonfasern und Beschichtung innerhalb des Rovingquerschnitts	48
5.5	Statische Versuche – Statische Sweeps	50
5.5.1	Versuchsablauf	50
5.5.2	Zugversuche	50
5.5.3	Dreipunktbiegeversuche	53
5.5.4	Vergleich und Bewertung der Belastungsmodi	64
5.6	Dynamisch–Mechanische Analysen als Temperatur– Frequenz–Sweeps	66
5.6.1	Versuchsablauf	67
5.6.2	Versuchsergebnisse	68
5.7	Zusammenfassung	76
6	Materialparameteridentifikation im Rahmen der linearen Viskoelastizitätstheorie	77
6.1	Allgemeines	77
6.2	Extrapolation des in der DMA gemessenen Frequenzbereichs durch Erstellung von Masterkurven nach dem Zeit–Temperatur–Verschiebungsprinzip	77
6.2.1	Entwickelter Algorithmus zur Erstellung von Masterkurven	77
6.2.2	Anwendung auf Messdaten	80
6.2.3	Temperatur–Verschiebungs–Beziehung	82
6.2.4	Diskussion notwendiger Korrekturen von Messfehlern im Verlustmodul	84
6.3	Materialparameteridentifikation nach der Methode „GUSTL“	85
6.3.1	Grundlegendes zur Methode	85
6.3.2	Abgrenzung zu bekannten Methoden aus der Literatur	85
6.3.3	Physikalische Motivation des Verfahrens	87
6.3.4	Herleitung des Verfahrens	89
6.3.4.1	Steifigkeitsmatrix für den Speichermodul	89
6.3.4.2	Steifigkeitsmatrix für den Verlustmodul	90
6.3.4.3	Globale Steifigkeitsmatrix	91
6.3.4.4	Rechte Seite des Gleichungssystems (Messdatenvektor)	91
6.3.5	Lösungsalgorithmus	92
6.3.6	Anwendung des Verfahrens auf Messdaten	93
6.4	Zeitabhängiger Verlauf des E–Moduls	97
6.5	Zusammenfassung	99
7	Experimentelle Untersuchungen an carbonbewehrten Dehnkörpern	101
7.1	Allgemeines	101
7.2	Probekörper	101
7.3	Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung der Probekörper	103

7.4	Versuchsaufbau und Messeinrichtungen	104
7.5	Zugversuche unter statischer Belastung und mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten	105
7.5.1	Versuchsablauf	105
7.5.2	Versuchsergebnisse und –auswertung	106
7.6	Zugversuche unter zyklischer Belastung	114
7.6.1	Versuchsablauf	114
7.6.2	Wahl der zyklischen Belastungsniveaus	115
7.6.3	Wahl der Grenzlasterwechselzahl	116
7.6.4	Versuchsergebnisse und –auswertung	116
7.6.4.1	Zugspannungs–Dehnungs–Verhalten	117
7.6.4.2	Dehnungsentwicklung während der zyklischen Belastungsphase	118
7.6.4.3	Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung	121
7.6.4.4	Bruchspannung und –dehnung	123
7.6.4.5	Interpretation der Versuchsergebnisse	124
7.7	Zusammenfassung	126
8 Numerische Simulation des uniaxialen Zugtragverhaltens von carbonbewehrtem Beton		129
8.1	Allgemeines	129
8.2	Verwendetes Programmsystem	130
8.3	Finite–Element–Modell	130
8.4	Materialmodelle	132
8.4.1	Feinbeton	132
8.4.2	Carbonbewehrung	133
8.5	Nachrechnung eines ausgewählten statischen Referenzversuches	134
8.6	Modellierung der Auswirkungen einer Temperaturerhöhung	135
8.7	Zusammenfassung	135
9 Zusammenfassung und weiterer Forschungsbedarf		137
9.1	Zusammenfassung	137
9.2	Weiterer Forschungsbedarf	139
Literaturverzeichnis		i
A Symbol– und Abkürzungsverzeichnis		A–1
B Parameter der Prony–Reihe		B–5
B.1	Carbongelege T01	B–5
B.2	Carbongelege T02	B–6
B.3	Carbongelege T03	B–6
C Versuchsergebnisse		C–9
C.1	Versuchsergebnisse der statischen Sweeps	C–9
C.1.1	Statische Zugversuche	C–9

C.1.2	Statische Dreipunktbiegeversuche	C-12
C.2	Versuchsergebnisse der Dynamisch-Mechanischen Analysen	C-15
C.2.1	DMA-TFS-T01	C-15
C.2.2	DMA-TFS-T02	C-19
C.2.3	DMA-TFS-T03	C-23
C.3	Versuchsergebnisse der Dehnkörperversuche	C-30
C.3.1	Statische Referenzversuche	C-30
C.3.2	Zugversuche mit 10 mm/min Belastungsgeschwindigkeit	C-33
C.3.3	Zugversuche mit 20 mm/min Belastungsgeschwindigkeit	C-36
C.3.4	Zyklisch belastete Zugversuche	C-39
C.4	Festbetoneigenschaften	C-52

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Die Entwicklung von textilbewehrtem Beton ermöglicht die Ausführung von schlanken und filigranen Bauteilen, die im Vergleich zu konventionellem Stahlbeton ein deutlich geringeres Eigengewicht aufweisen. Der Verbundbaustoff kann aufgrund seiner hohen Tragfähigkeit zudem als effiziente Verstärkungsmaßnahme von bestehenden Stahlbeton- und Spannbetontragwerken, wie z.B. Brücken eingesetzt werden. Bei derartigen Konstruktionen kommt dem Einfluss von dynamischen Beanspruchungen z.B. aus Verkehrslasten in der Bemessung eine entscheidende Rolle zu. Hinsichtlich zyklischer Belastungen gibt es jedoch bisher nur in geringem Umfang vorhandene experimentelle Untersuchungen.

In Bezug auf das Tragverhalten von textilbewehrtem Beton ist grundsätzlich zu unterscheiden, aus welchem Fasermaterial das verwendete Textil hergestellt ist und ob es sich um ein beschichtetes oder unbeschichtetes Gelege handelt. Aufgrund ihrer hohen Tragfähigkeits- und Dauerhaftigkeitseigenschaften scheinen sich Carbonfasern als bevorzugtes Ausgangsmaterial durchzusetzen [92]. Durch eine Beschichtung werden die Filamente (Fasern) des Rovings durch den dadurch erzeugten inneren Verbund gleichmäßiger am Lastabtrag beteiligt, wodurch eine bessere Querschnittsausnutzung gewährleistet ist. Aus diesem Grund werden beschichtete Gelege meist bevorzugt verwendet. Als Beschichtungsmaterial eignen sich insbesondere polymere Werkstoffe wie z.B. Styrol-Butadien oder auch Epoxidharze.

Die Erkenntnisse aus den von FEIX und HANSL [28, 29, 36] durchgeführten Untersuchungen an mit einem beschichteten Carbongelege bewehrten Dehnkörpern unter zyklischer Belastung lassen vermuten, dass die für die zum Einsatz kommenden Beschichtungsmaterialien typischen viskoelastischen Eigenschaften wesentlichen Einfluss auf das Zugtragverhalten unter dynamischen Beanspruchungen haben. Davon scheint insbesondere die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung betroffen zu sein.

1.2 Ziel und Gliederung der Arbeit

Systematische und umfassende Untersuchungen zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften von beschichteten Carbonbewehrungen auf das Zugtragverhalten von Textilbeton liegen derzeit nicht vor. Ein grundlegendes Verständnis der mechanischen Zusammenhänge ist insbesondere für dynamisch beanspruchte Konstruktionen jedoch für eine sichere und wirtschaftliche Bemessung von großer Bedeutung. Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es deshalb, die genannten Eigenschaften und deren Einfluss auf den Verbundbaustoff in umfangreichen experimentellen, theoretischen

und numerischen Untersuchungen eingehend zu erforschen. Die Dissertation gliedert sich dabei im Wesentlichen in die folgenden Teile:

- In Kapitel 2 wird ein Überblick über den Stand des Wissens bezüglich textillbewehrtem Beton unter Verwendung von beschichteten Carbonbewehrungen gegeben. Hierfür werden die Eigenschaften des Fasermaterials, der verwendeten Beschichtungsmaterialien sowie den daraus hergestellten textilen Bewehrungen beschrieben. Zudem wird der Forschungsstand hinsichtlich des einaxialen Zugtragverhaltens mit Hauptaugenmerk auf den in nur geringem Umfang vorhandenen Untersuchungen unter zyklischer Beanspruchung dargestellt.
- Das Kapitel 3 beschreibt die Grundzüge und mathematischen Zusammenhänge der in dieser Dissertation angewendeten Theorie der linearen Viskoelastizität und die besonderen Merkmale von damit beschreibbaren Werkstoffen, wie z.B. die Verzerrungsraten- und Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften.
- Ein Überblick über das Konzept der durchgeführten experimentellen Untersuchungen, die sich in Versuche an Materialproben der Carbonbewehrungen und an bewehrten Dehnkörpern gliedern, wird in Kapitel 4 gegeben. Zudem werden die Eigenschaften der verwendeten Materialien vorgestellt.
- Zur Untersuchung des viskoelastischen Verhaltens von beschichteten Carbongelegen kam eine moderne experimentelle Methode aus dem Bereich der Luft- und Raumfahrttechnik und dem Automobilbau zum Einsatz, die als Dynamisch-Mechanische Analyse (DMA) bezeichnet wird. In Kapitel 5 werden die Funktionsweise und Messprinzipien sowie die durchgeführten Versuche einschließlich eines für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Faserquerschnitte entwickelten Auswerteverfahrens präsentiert.
- Aufbauend auf den DMA-Experimenten wird in Kapitel 6 ein Verfahren zur Materialparameteridentifikation im Rahmen der linearen Viskoelastizität beschrieben.
- Im Anschluss daran werden in Kapitel 7 Dehnkörperversuche an bewehrten Probekörpern unter (quasi-) statischer Belastung, Beanspruchung mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten sowie zyklischen Lasten beschrieben. Die Versuchsergebnisse werden im Hinblick auf den Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten im Allgemeinen und mit besonderem Fokus auf die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung (Zustand IIb) ausgewertet und die daraus gewonnenen Erkenntnisse durch theoretische Betrachtungen ergänzt.
- Schließlich werden in Kapitel 8 die aus den DMA-Versuchen abgeleiteten Materialparameter in einer Finite-Elemente-Berechnung dazu verwendet, einen ausgewählten Dehnkörperversuch im Rahmen einer numerischen Simulation nachzurechnen. Anhand des FE-Modells wurden zudem die Auswirkungen einer Temperaturbeanspruchung auf das Steifigkeitsverhalten im gerissenen Zustand untersucht.

2 Textilbewehrter Beton unter Verwendung beschichteter Carbonbewehrungen

2.1 Allgemeines

Die Eigenschaften des Verbundwerkstoffes Textilbeton wurden seit dem Jahr 1999 in zwei von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Sonderforschungsbereichen (SFB) intensiv erforscht [77]. Im SFB 528 an der TU Dresden wurde die Anwendung von textilbewehrtem Beton zur Verstärkung und Instandsetzung bestehender Tragwerke eingehend untersucht und im SFB 532 an der RWTH Aachen lag der Schwerpunkt der Forschungsarbeiten auf den Grundlagen des Materialverhaltens des Komposits. Die Ergebnisse der Forschungsarbeiten wurden an zahlreichen Stellen publiziert, wie z.B. [17]. Einen sehr guten Überblick über die Thematik des textilbewehrten Betons geben JESSE und CURBACH [44]. Da textilbewehrter Beton schon länger im Fokus der Forschung an verschiedenen Universitäten und Einrichtungen steht und der Verbundbaustoff langsam auch Einzug in die Praxis hält, z.B. [27], wird in dieser Arbeit darauf verzichtet die Begrifflichkeiten, Eigenschaften, Verwendungsmöglichkeiten, Herstellungstechniken etc. eingehend zu erläutern, hierfür sei auf die Fachliteratur verwiesen. Hinsichtlich der Charakterisierung der Komponenten Feinbeton und textiler Bewehrung wird beispielsweise auf [1, 12, 49, 58, 74], bezüglich des statischen Tragverhaltens unter Zug, Querkraft und Biegebeanspruchung auf die Arbeiten von JESSE [45], KULAS [55], MOLTER [70], SCHOLZEN [82], VOSS [87], bezüglich des Verbundverhaltens auf BANHOLZER [3], LORENZ [61], ORTLEPP [75] und hinsichtlich der Wirkungsweise von Textilbeton als Verstärkungsschichten von Tragwerken auf BRÜCKNER [8], SCHLADITZ [78], WEILAND [88] verwiesen.

Unter dem Begriff „Textilbeton“ werden alle textilbewehrten Feinbetone zusammengefasst, die mit aus Endlosfasern hergestellten textilen Gelegen bewehrt sind. Als Fasern kommen dabei alkaliresistente Glas-, Carbon-, Aramid- oder Basaltfasern in Frage. Wesentliches Unterscheidungsmerkmal ist zudem, ob es sich um ein mit einer (Sekundär-) Beschichtung (die sog. Schlichte) versehenes textiles Gelege handelt. Im Rahmen dieser Arbeit wird Textilbeton untersucht, der mit beschichteten Carbongelegen bewehrt ist. Mit derartigem Material bewehrter Feinbeton wird als „Carbonbeton“ oder „carbonbewehrter Beton“ bezeichnet.

In diesem Kapitel wird kurz auf die Herstellung und Eigenschaften von für technische Textilien verwendete Carbonfasern und die für die Sekundärbeschichtung eingesetzten Beschichtungsmaterialien eingegangen. Zudem wird der Stand der Forschung hinsichtlich des Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton mit Schwerpunkt auf zyklischen Belastungen dargestellt. Im Wesentlichen werden die Ausführungen auf Untersuchungen an carbonbewehrtem Beton beschränkt.

2.2 Carbonfasern und Sekundärbeschichtung für textile Bewehrungslege

2.2.1 Herstellung und Eigenschaften von Carbonfasern

Carbonfasern werden hinsichtlich der Faserstruktur in isotrope und anisotrope Fasern unterschieden. Isotrope Fasern haben dabei keine ausgeprägte Vorzugsorientierung, während anisotrope Fasern parallel zur Faserachse verlaufende Schichtenebenen aufweisen [33]. Die Festigkeit isotroper Kohlenstofffasern ist vergleichsweise gering, weswegen sie für den Einsatz im Bereich der Faserverbundkunststoffe nicht verwendet werden. Für diese Zwecke kommen nur anisotrope Carbonfasern infrage, die mindestens zu 90 % aus Kohlenstoff bestehen. Als Ausgangsmaterial, dem sog. PRECURSOR, zur Herstellung von Carbonfasern wird Polyacrylnitril (PAN), Cellulose oder Pech verwendet, wobei die beiden letzten eine eher untergeordnete Rolle spielen, da äußerst hohe Herstellungskosten eine breite Anwendung erschweren [49].

Polyacrylnitrile sind teilkristalline Polymere, die grundsätzlich aus 100 % Acrylnitril bestehenden Homo-Polymeren und in bis zu 15 % Co-Monomer enthaltende Co-Polymeren unterteilt werden können. Zur Herstellung von PAN-Fasern muss das Polymer in einem Lösungsmittel gelöst werden. Die Fasern werden anschließend durch Spinnen der Lösung in ein Koagulationsbad gewonnen. Dieser Prozess wird deshalb als Lösungsmittelspinnprozess bezeichnet. Bevor die Umwandlung des so gewonnenen PRECURSORS in eine Carbonfaser begonnen werden kann, muss das Lösungsmittel durch mehrere Waschkänge entfernt werden.

Die Herstellung von Carbonfasern ist ein äußerst komplexer technischer Prozess, der hier nur in einem kurzen Überblick und nicht im Detail erläutert werden soll. Für weiterführende Informationen sei auf die einschlägige Fachliteratur, wie beispielsweise [2], [26] und [33] verwiesen. Eine sehr gute Einführung in die Thematik geben auch KIRSTEN & AL. [49].

In Bild 2.1 sind die einzelnen für die Carbonfaserherstellung wichtigen Prozessschritte dargestellt. Diese bestehen aus [2, 49]:

- Stabilisierung und Oxidation des PRECURSORS,
- Carbonisierung,
- Graphitierung,
- Oberflächenbehandlung der Faser,
- Aufbringen eines Sizings und
- Aufspulen auf Hülsen.

Bei der Stabilisierung des PRECURSORS werden die Polymerketten bei Temperaturen von 200°C bis 300°C in einem oxidierenden Milieu zu chemisch stabileren Ringstrukturen umgewandelt. Bei diesem Vorgang verfärbt sich die zunächst weiße Faser bis hin zu schwarz und ist anschließend nicht mehr brennbar. Dies ist Voraussetzung für die nachfolgende Carbonisierung, die bei sehr hohen Temperaturen stattfindet. Dabei wird der stabilisierte PRECURSOR bei bis zu 700°C dehydriert. Bei Temperaturen von 700°C bis 1200°C wird dann der vorhandene Stick-

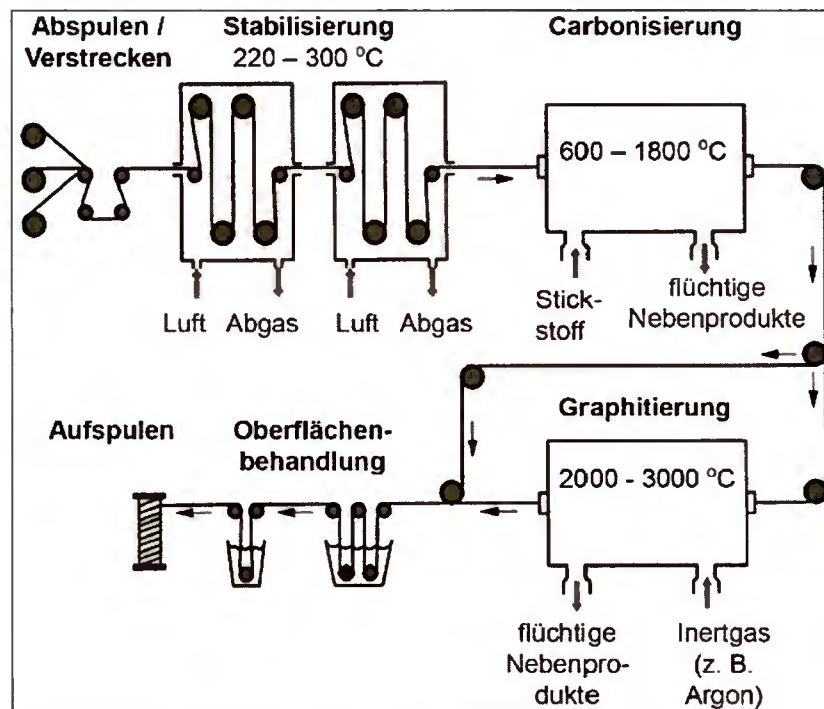


Bild 2.1: Schematische Darstellung des Herstellungsprozess von Carbonfasern aus [2]

stoff aus den Kohlenstoffverbindungen abgespalten. Die eigentliche Carbonisierung erfolgt im Anschluss in einer sauerstofffreien Umgebung bei über 1400°C . Die Zugfestigkeit sowie der E-Modul der Carbonfaser sind stark abhängig von der Temperatur in diesem Herstellungsschritt. Für die Herstellung von Fasern, die extrem hohe Zugfestigkeiten und E-Moduli aufweisen, ist nach der Carbonisierung eine Graphitierung der Fasern bei bis zu 3000°C erforderlich (vgl. [33]). Auf die Einordnung der Carbonfasertypen hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften wird nachfolgend eingegangen. Die Oberfläche von Kohlenstofffasern weist Fehlstellen in der Atomgitterstruktur auf, die durch die Temperatureinwirkung im Herstellungsprozess minimiert werden. Dadurch entsteht eine sehr energiearme Oberfläche, die nur sehr schlechte mechanische Kennwerte für den Verbund mit anderen Materialien (z.B. Beton) zulässt [49]. Deshalb ist eine Behandlung der Faser Oberfläche zwingend erforderlich. Die angewendeten Verfahren lassen sich in oxidative und nicht-oxidative Methoden unterscheiden. Zu den nicht-oxidativen Verfahren zählt die anodische Oxidation, welche die meist verwendete Methode darstellt [2]. Dabei wird die Carbonfaser als Anode durch ein Elektrolytbad geleitet und so die Oberfläche aufgeraut. Ein Beispiel für eine so behandelte Carbonfaser ist in Bild 2.2 dargestellt. Alternativ oder in Kombination mit den beschriebenen chemischen Verfahren kann auch eine Filamentbeschichtung zum Einsatz kommen, um die Oberflächenbeschaffenheit zu verbessern (vgl. [49]).

Im Anschluss an die Oberflächenbehandlung wird ein sog. SIZING, also eine Beschichtung, aufgebracht, um die Verbundeigenschaften und die Benetzbarkeit der Carbonfasern mit der Matrix weiter zu verbessern. Diese Tränkungsmaterialien können aus unterschiedlichen Materialien bestehen, auf die im Folgenden noch eingegangen wird. Bei der weiteren Verarbeitung zu textilen Halbzeugen erfahren die Kohlenstofffasern verfahrensabhängig zum Teil sehr hohe mechanische

Beanspruchungen, weswegen die Eigenschaften des SIZINGS große Bedeutung haben, um einen stabilen Fadenschluss der Fasern zu gewährleisten.

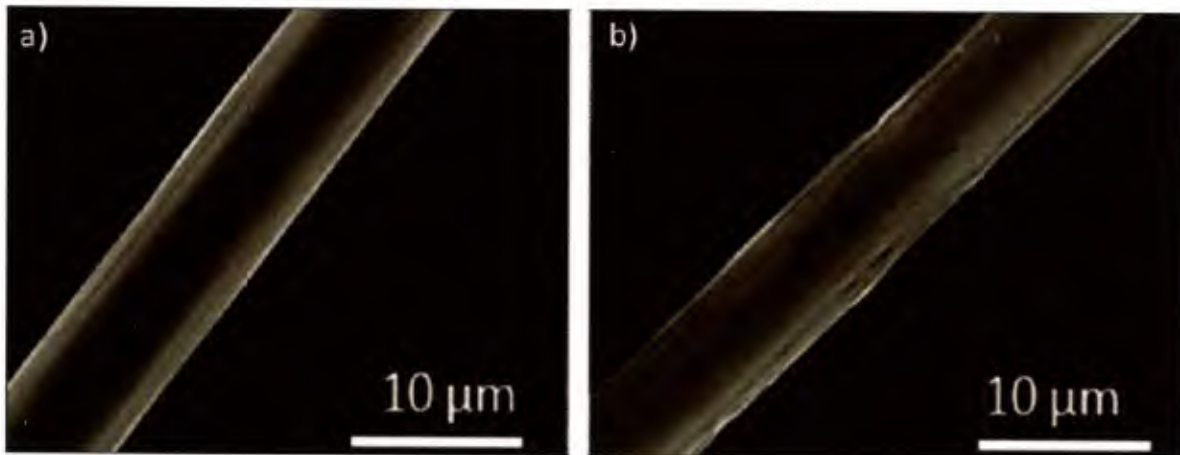


Bild 2.2: REM-Aufnahme einer a) unbehandelten und b) behandelten Carbonfaser aus [2]

Die Carbonfasern werden üblicherweise als FILAMENT mit einem Durchmesser von 5 bis 10 μm hergestellt. Zur weiteren Verarbeitung werden die Fasern in einem letzten Schritt auf Hülsen aufgespult.

Die Endbehandlungstemperatur bei der oben beschriebenen Carbonisierung hat wesentlichen Einfluss auf die späteren mechanischen Eigenschaften der Carbonfasern. Es werden dabei drei Faserklassen unterschieden [2]: hochfeste Fasern (High-Tensile-Type, kurz HT-Type), die bei Temperaturen zwischen 1200°C und 1500°C gegläht werden, Zwischenmodulfasern (Intermediate-Type, kurz IM-Type), die bei 1500°C bis 1800°C gewonnen werden sowie Hochmodul- und Ultrahochmodulfasern (High-Modulus- bzw. Ultrahigh-Modulus-Type, kurz HM- bzw. UHM-Type), die Temperaturen von bis zu 3000°C benötigen. Die mechanischen Eigenschaften der Carbonfasern lassen sich darüber hinaus auch durch die Eigenschaften des Precursormaterials und durch Parameteränderungen im Herstellungsprozess beeinflussen. Dadurch wird es ermöglicht, unterschiedliche Kombinationen aus Faserzugfestigkeit und E-Modul zu erreichen. Die einzelnen Carbonfasertypen werden daher in ihrer Bezeichnung noch weiter unterteilt, wie im nachfolgenden aus [49] entnommenen Bild 2.3 zu erkennen ist.

Neben den sehr guten mechanischen Eigenschaften besitzen Carbonfasern eine im Vergleich zu anderen Fasermaterialien gute chemische Beständigkeit gegenüber den meisten Säuren, Alkalien und Lösungsmitteln und sind zudem korrosionsbeständig [49].

Die thermischen Eigenschaften von Carbonfasern sind aufgrund der stark ausgeprägten Anisotropie der Faserstruktur richtungsabhängig und vom Fasertypus abhängig. Nach FREUDENBERG [33] beträgt der lineare Temperaturkoeffizient in Faserrichtung bei Fasertypen mit hohem E-Modul bis 700 GPa (UHM-Type) ca. $-1,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. In Faserquerrichtung beträgt er hingegen ca. $15 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ [26]. Im Vergleich hierzu beträgt der Temperaturkoeffizient von Betonstahl beispielsweise $10 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ [22]. Auf die mechanischen Eigenschaften von Carbonfasern haben Temperatureinflüsse lediglich Auswirkungen, wenn Temperaturen von ca. 300°C bis 400°C überschritten werden. Dabei auftretende Oxidationseffekte verursachen Festigkeitsverluste durch Veränderungen in der Faserstruktur, welche durch die dabei entstehenden Kohlendioxide und

Kohlenmonoxide verursacht werden [33, 49].

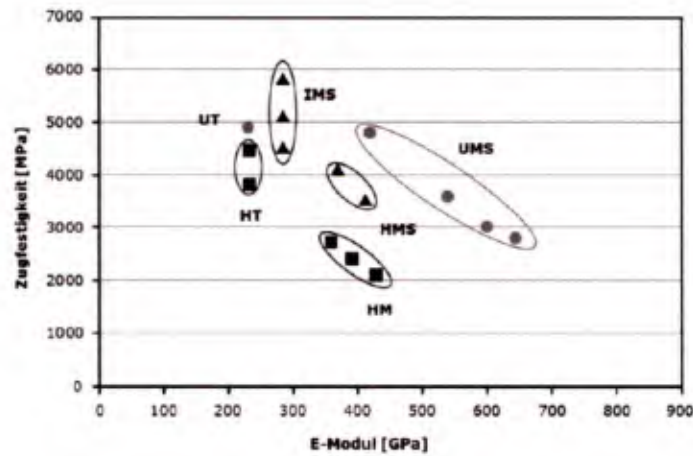


Bild 2.3: Einteilung der Carbonfasertypen hinsichtlich Zugfestigkeit und E-Modul aus [49]

2.2.2 Eigenschaften von Beschichtungsmaterialien für die Sekundärbeschichtung

Zur Steigerung der Leistungsfähigkeit von textiler Carbonbewehrung wird diese meist mit einer Beschichtung ausgestattet. Man spricht in diesem Zusammenhang von einer SEKUNDÄRBESCHICHTUNG [44], da der Auftrag des Tränkungsmaterials i.d.R. als letzter Arbeitsschritt auf das fertige Gelege erfolgt. Es handelt sich hierbei jedoch nicht um eine rein oberflächlich aufgetragene Beschichtung, sondern auch um eine teilweise Imprägnierung. Für eine präzise Begriffsdefinition muss deshalb zwischen Beschichtung und Imprägnierung unterschieden werden. Im Zusammenhang mit textilen Bewehrungsgelegen für Beton hat sich jedoch der Begriff Sekundärbeschichtung durchgesetzt, siehe [44]. Die Applikation der Beschichtung kann entweder durch ein prozessintegriertes Aufbringen innerhalb der Textilmaschine (online Beschichtung) oder durch ein nachträgliches Auftragen in einer separaten Beschichtungsanlage (offline Beschichtung) erfolgen [92]. Ziel der Sekundärbeschichtung ist das Erreichen einer ausreichenden Stabilität und Verschiebefestigkeit des textilen Bewehrungsgeleges [44]. Des Weiteren sorgt die Beschichtung für eine deutliche Verbesserung der Verbundeigenschaften der inneren Filamente. Bei unbeschichteten Bewehrungen stehen lediglich die äußeren Filamente des Garnquerschnitts in Verbund zur Feinbetonmatrix, weswegen sich im Wesentlichen nur die Randfilamente am Lastabtrag beteiligen. Die inneren Filamente werden hingegen durch die in den Filamentgrenzflächen wirkenden Reibung aktiviert [15]. Hierdurch entsteht eine sehr ungleichmäßige Zugspannungs- und Dehnungsverteilung im Garnquerschnitt, welche zu einem sukzessiven Versagen der Randfilamente bei Erreichen der Zugfestigkeit führt. Die Sekundärbeschichtung führt bei ausreichender Steifigkeit je nach Durchdringung des Querschnitts zu einer Vergleichmäßigung der Zugspannungen und Dehnungen, wodurch ein erhöhter Ausnutzungsgrad der Garnzugfestigkeit erreicht werden kann.

Neben den Anforderungen hinsichtlich Gelegestabilität und Verbundvermögen spielen eine ausreichende Alkali- sowie Temperaturbeständigkeit im Gebrauchszustand und auch im Hochtemperaturbereich eine große Rolle [44, 55]. Aufgrund des vielfältigen Anforderungsprofils ist die

Entwicklung von Sekundärbeschichtungen eine sehr komplexe Aufgabe [92]. Als geeignet, insbesondere für das Verbundverhalten zwischen Textil und Beton, haben sich Beschichtungen auf Basis filmbildender Polymerdispersionen [92] oder Reaktionsharze auf Epoxidbasis erwiesen, weswegen meist Styrol-Butadien (SBR = Styrene-Butadiene-Rubber) oder Epoxidharze (EP) verwendet werden [55]. Diese Materialien zeigen typischerweise ein ausgeprägt viskoelastisches Verhalten. Die Zusammensetzung der Beschichtungssysteme unterliegt meist dem Firmengeheimnis der Hersteller, weswegen hier nur sehr allgemein auf die für das Tragverhalten beschichteter, textiler Carbonbewehrungen relevanten mechanischen Eigenschaften von Epoxidharz und Styrol-Butadien eingegangen wird. Es wird dabei vermieden, konkrete Zahlenwerte für die mechanischen Kenngrößen zu nennen, da die Materialeigenschaften eine stark ausgeprägte Temperaturabhängigkeit aufweisen und in vielen Literaturquellen der bei Angabe von Materialdaten erforderliche Temperaturbezug fehlt.

Die Temperaturabhängigkeit von polymeren Matrixsystemen macht sich insbesondere bei den Steifigkeitswerten bemerkbar [83]. Diese können infolge einer Temperaturerhöhung deutlich abfallen. Eine wesentliche Kenngröße zur Charakterisierung des temperaturabhängigen Steifigkeitsverhaltens ist die sog. GLASÜBERGANGSTEMPERATUR T_g . Der Glasübergang beschreibt denjenigen Temperaturbereich, in dem das Material von einem glasartigen oder steifen Zustand in einen gummiartigen oder zähelastischen Zustand übergeht. Unterhalb der Glasübergangstemperatur T_g befinden sich polymere Werkstoffe im Glaszustand [85]. Dieser Temperaturbereich wird als *energieelastischer* Bereich bezeichnet, wohingegen der Bereich oberhalb des Glasübergangs *entropieelastischer* Bereich genannt wird [83]. Neben der sprunghaften Änderung der mechanischen Eigenschaften innerhalb des Glasübergangs wirkt sich dieser Vorgang auch auf die thermodynamischen Eigenschaften aus. Beispielsweise nimmt die temperaturbedingte Wärmedehnung stark zu [83], d.h. dass der Temperaturkoeffizient keine konstante Größe darstellt. Der Glasübergang kann experimentell beispielsweise mittels Dynamisch-Mechanischer Analyse (siehe Kapitel 3.5 und 5) oder dynamischer Differenzkalorimetrie (DSC) ermittelt werden.

Für weiterführende Informationen, z.B. zur Chemie von Matrixsystemen, wird auf [2, 16, 26] verwiesen.

2.3 Mechanische Eigenschaften textiler Bewehrungen

Die Zugfestigkeit und der E-Modul textiler Bewehrungen sind wesentlich vom Herstellungsprozess des Geleges abhängig. Durch die maschinelle Verarbeitung des Garns kommt es zu Schädigungen durch Filamentbrüche, Garnanstiche oder Querpressungen des Garns, wodurch die Festigkeit reduziert wird [15]. Dies hat zur Folge, dass mit zunehmendem Grad der textilen Verarbeitung die erreichbaren Zugbruchspannungen abnehmen, wie aus Bild 2.4 hervorgeht. Die aus [15] entnommene Darstellung zeigt einen qualitativen Vergleich des Zugspannungs-Dehnungsverhaltens von Einzelfaser und beschichteten sowie unbeschichteten Garnen und Textilien. Die Abnahme der Zugfestigkeiten und die nichtlineare Form der σ - ε -Linie wird bedingt durch den welligen Verlauf der Filamente im Garn bzw. durch nicht gestreckt liegender Garne im Textil [15, 61]. Dieser Effekt spielt vor allem bei unbeschichteten Textilien eine große Rolle [74].

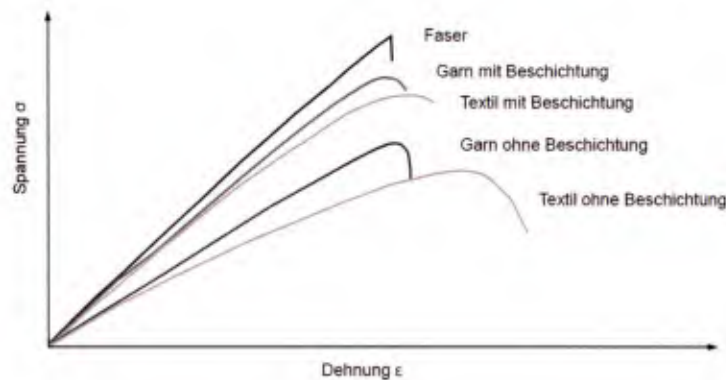


Bild 2.4: Qualitativer Vergleich des Spannungs-Verzerrungsverhaltens von Einzelfasern, Garnen und Textilien aus [15]

Zugversuche an Filamenten werden üblicherweise an geklemmten Proben durchgeführt, bei denen spezielle Anforderungen an die Klemmung gestellt werden. Es muss sichergestellt sein, dass das zu prüfende Filament weder aus der Klemmung heraus rutscht noch durch sie beschädigt wird. Aufgrund fehlender normativer Regelungen für die Prüfung von Filamenten kann nach PUSCH [76] die Durchführung von Versuchen zur Bestimmung der Zugfestigkeit und des E-Moduls in Anlehnung an DIN EN ISO 5079 [24] erfolgen.

Für die Durchführung von Garnzugversuchen gibt es unterschiedliche Möglichkeiten des Versuchsaufbaus [1, 15, 25, 76], die in Abhängigkeit des zu prüfenden Garns zu wählen sind. Für Zugversuche an Carbongarnen können grundsätzlich DIN 65382 [21] und DIN EN ISO 10618 [23] herangezogen werden. In beiden Normen wird angegeben, dass die Lasteinleitung in den Prüfkörper über mechanische Klemmen zu erfolgen hat. Zum Schutz des Garns werden die Enden des Prüfkörpers meist in Epoxidharzlaschen eingegossen. Durch die Klemmung ergeben sich die gleichen Schwierigkeiten, wie bei den Zugversuchen an Filamenten. Die Klemmung ist demnach so zu gestalten, dass weder Schlupf zwischen Klemmvorrichtung und Garn noch ein Bruch des Garns auftreten darf. In [76] wird empfohlen, bei unbeschichteten Garnen anstatt der Lasteinleitung über Klemmen den Roving an den Enden jeweils über eine Umlenkrolle in eine Klemmvorrichtung zu ziehen. Diese Variante der Garnzugprüfung wird nach ISO 3341 [43] für Glasrovings vorgeschrieben. Prinzipskizzen der beiden beschriebenen Versuchsaufbauten sind in Bild 2.5 dargestellt.

Bei beiden Versuchsaufbauten besteht eine weitere Schwierigkeit in der Messung der Rovingdehnungen. Die Variante mit den Umschlingungsklemmen hat nach KULAS [55] den Nachteil, dass die zur Ermittlung der Dehnungen erforderliche Ausgangslänge nicht eindeutig bestimmt werden kann, da sich der Roving auch im Bereich der Umlenkrollen dehnt. Nach [76] sind deshalb optische Messverfahren zur Erfassung der Dehnungen zwingend einzusetzen. Bei den Rovingzugversuchen mit der Lasteinleitung über Epoxidharzblöcke wird meist der Abstand zwischen den Lasteinleitungskonstruktionen als Ausgangslänge zur Bestimmung der Rovingdehnungen verwendet [25]. Es ist zu beachten, dass bei unsorgfältiger Probekörpervorbereitung die Lasteinleitungskonstruktionen wesentlichen Einfluss auf die Versuchsergebnisse haben, da es unter Umständen zu einem Verbundversagen zwischen Garn und Epoxidharzlasche kommen kann. KULAS [55] beschreibt Zugversuche, die an aus beschichteten Gelegen herausgeschnittenen Ro-

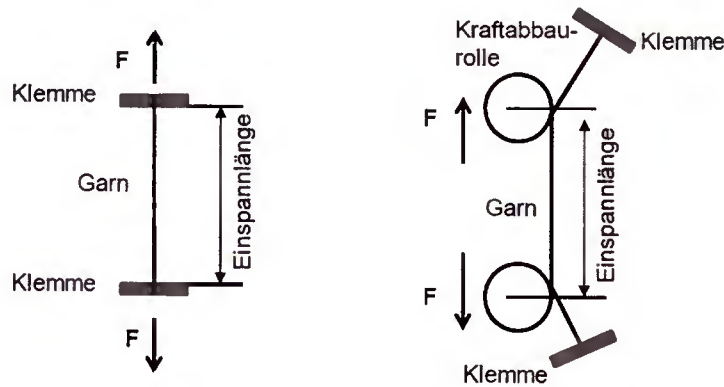


Bild 2.5: Versuchsaufbauten für Garnzugprüfungen aus [76]

vings durchgeführt wurden. Die verwendeten Probekörper hatten eine Gesamtlänge von 255 mm , wobei die Enden zur Lasteinleitung durch Klemmung auf jeweils 55 mm Länge in Epoxidmörtel eingegossen wurden. Die Erfassung der Probekörperverformungen erfolgte über ein optisches Messsystem, für das zwei Messmarken im Abstand von 100 mm auf dem Probekörper appliziert wurden. Da es bei Textilien mit Styrol-Butadien-Tränkung mit diesem Versuchsaufbau zu keinem Zugbruch innerhalb der freien Länge sondern zu einem Verbundversagen innerhalb der Lasteinleitung kam, wurde zusätzlich ein modifizierter Probekörper eingesetzt, bei dem die Rovingenden jeweils auf einer Länge von 430 mm in Beton eingegossen wurden.

Die Versuche zeigten, dass bei geringen Zugspannungen ein gekrümmter Verlauf der σ - ε -Linie vorliegt, der durch die Welligkeit der Einzelfilamente im unbelasteten Zustand verursacht wird [55]. Nachdem sich die Filamente ausgerichtet haben und in gestreckter Form vorliegen, geht das Zugspannungs-Dehnungs-Verhalten der Rovings in einen linearen Zusammenhang über. Die Ausprägung des Anfangsnichtlinearitätsbereichs ist stark abhängig von der betrachteten Gelegerichtung. Während sich in Schussrichtung schon ab einer Dehnung von ca. 5% ein lineares Zugspannungs-Dehnungs-Verhalten einstellt, kann dies durch den Einfluss des Wirkfadens in Kettrichtung erst ab einer Dehnung von ca. 18% der Fall sein [55]. Der E-Modul im linearen Bereich der σ - ε -Linie ist nach KULAS lediglich vom Fasermaterial abhängig und es ergeben sich Werte von 200.000 N/mm^2 bis 265.000 N/mm^2 für Carbonrovings.

Zur Beschreibung des beobachteten Materialverhaltens wird in [55] ein bilinearer Ansatz für die Zugspannungs-Dehnungs-Linie vorgeschlagen, der in Bild 2.6 dargestellt ist. Hiernach kann die Rovingzugspannung wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_t(\varepsilon_t) = \begin{cases} E_{t,o} \cdot \varepsilon_t & \text{für } \varepsilon_t \leq \varepsilon_{t,A} \\ E_{t,u} \cdot (\varepsilon_t - \varepsilon_{t,u}) + \sigma_{t,u} & \text{für } \varepsilon_t > \varepsilon_{t,A} \end{cases} \quad (2.1)$$

Die Dehnung am Punkt A wird mithilfe der Gleichung 2.2 bestimmt.

$$\varepsilon_{t,A} = \frac{E_{t,u} \cdot \varepsilon_{t,u} - \sigma_{t,u}}{E_{t,u} - E_{t,o}} \quad \text{mit} \quad 0 \leq \varepsilon_{t,A} \leq \varepsilon_{t,u} \quad (2.2)$$

In den beiden Gleichungen sind $E_{t,o}$ der Elastizitätsmodul bei Belastungsbeginn, $E_{t,u}$ der Elas-

tizitätsmodul im Bruchzustand, $\sigma_{t,u}$ die Bruchspannung und $\varepsilon_{t,u}$ die Bruchdehnung.

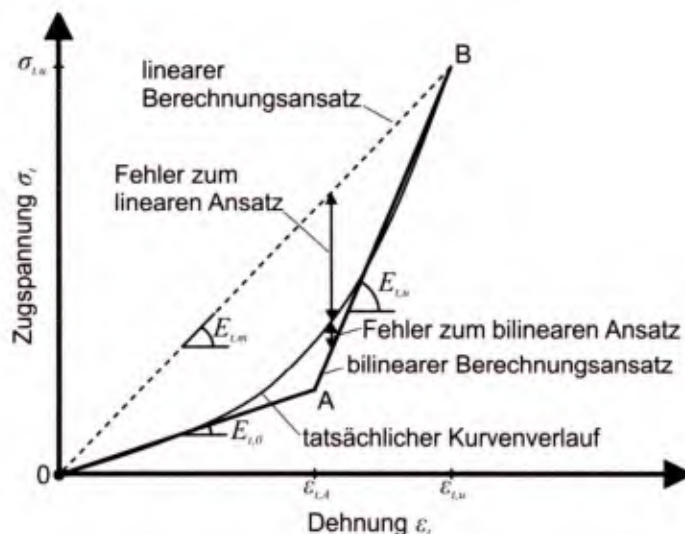


Bild 2.6: Bilinearer Ansatz zur Beschreibung des Zugspannungs–Dehnungs–Verhaltens der Rovings aus [55]

In [71] wird das Zugtragverhalten von polymergetränkten Carbonbewehrungen unter Temperatureinfluss bis 80°C untersucht. Hierzu wurden Versuche an Carbonrovings durchgeführt, die mit Styrol–Butadien sowie Epoxidharz getränkt waren. Zur besseren Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse waren das Fasermaterial sowie der textile Aufbau der Gelege jeweils gleich. Die Versuche zeigten, dass bei mit Epoxidharz getränkten Rovings bei einer Prüftemperatur von 40°C keine Änderung der Bruchspannung sowie –dehnung festgestellt werden kann. Bei mit Styrol–Butadien beschichteten Rovings hingegen ist ein Festigkeitsverlust von 15 % in Schussrichtung beobachtbar.

2.4 Tragverhalten von textilbewehrtem Beton unter statischer Zugbelastung

Das einaxiale Zugtragverhalten von textilbewehrtem Beton unter statischer Belastung wurde bereits in diversen Forschungsarbeiten eingehend untersucht, wie z.B. BRUCKERMANN [14] JESSE [45], KULAS [55], MOLTER [70], VOSS [87]. Dabei kamen zum Teil sehr unterschiedliche Versuchsaufbauten für die Dehnkörperversuche zum Einsatz. Ein umfangreicher Vergleich der bekannten Versuchskonfigurationen wird durch SCHOLZEN [82] gegeben. Hinweise zur praktischen Durchführung von Dehnkörperversuchen finden sich in [62].

In Bild 2.7 ist die Idealisierung einer typischen Zugspannungs–Dehnungs–Linie einer textilbewehrten Betonzugprobe dargestellt. Die Spannung σ_{tex} wird darin auf die Querschnittsfläche A_{tex} des Bewehrungstextils bezogen und über der mittleren Bauteildehnung $\varepsilon_{tex,m}$ des Probekörpers aufgetragen.

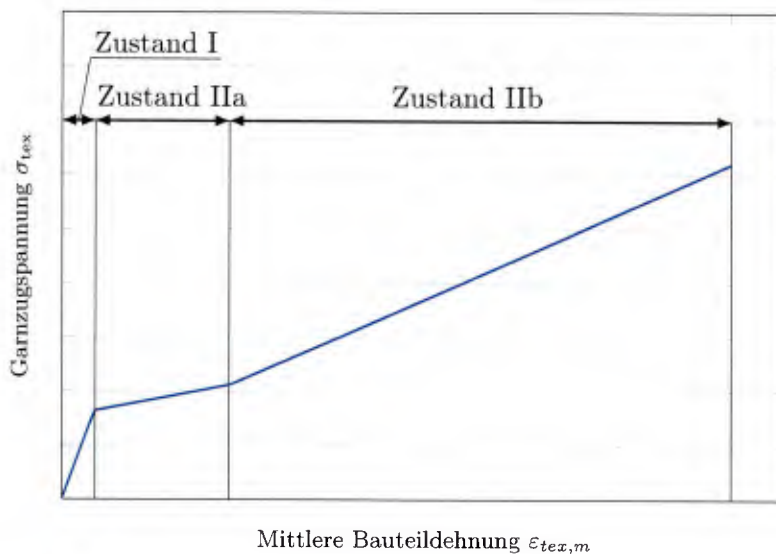


Bild 2.7: Idealisierte Zugspannungs-Dehnungs-Beziehung von textilbewehrtem Beton

Die in Bild 2.7 veranschaulichte $\sigma_{tex}-\epsilon_{tex,m}$ -Linie untergliedert sich in drei deutlich voneinander abgrenzbare Abschnitte [45]. Zunächst befindet sich der Dehnkörper im Zustand I, d.h. der Beton ist ungerissen und die Spannungs-Dehnungs-Linie verläuft annähernd linear bis der erste Riss im Beton auftritt. Die textile Bewehrung beteiligt sich lediglich im Verhältnis der Dehnsteifigkeiten von Betonmatrix und Bewehrung am Lastabtrag, weswegen die Steifigkeit des Komposits in dieser Phase näherungsweise der Steifigkeit des Feinbetons entspricht.

Mit Auftreten des ersten Risses bei Überschreiten der Betonzugfestigkeit beginnt die Phase der multiplen Rissbildung, welche als Zustand IIa bezeichnet wird. Nach jeder Rissbildung wird aufgrund der streuenden Betonzugfestigkeit über die Probekörperlänge ein geringfügig höheres Lastniveau erreicht [55]. Aus diesem Grund ist der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie in diesem Bereich durch einen sehr flachen Anstieg gekennzeichnet. Die Rissbildung ist abgeschlossen, wenn die über den Verbund in den Beton eingetragenen Kräfte zwischen zwei Rissen kleiner als die Betonzugfestigkeit bleiben und somit der minimale Rissabstand erreicht ist.

Nach Abschluss der Rissbildungsphase befindet sich der Probekörper im Zustand IIb, in dem die Dehnsteifigkeit des Komposits theoretisch der Steifigkeit der textilen Bewehrung entspricht. In Versuchen an mit ungetränkten Gelegen bewehrten Dehnkörpern wurde jedoch beobachtet, dass die Steifigkeit des Verbundkörpers zum Teil geringer ist als die des reinen Bewehrungsmaterials. Hier kommt es zum Teil zu einer Unterschneidung der Spannungs-Dehnungs-Linie des Bewehrungsmaterials [45, 87]. Dieses Phänomen kann auch in Versuchen an mit getränkten Textilien bewehrten Dehnkörpern beobachtet werden [55], wie aus dem Vergleich zwischen den Zugspannungs-Dehnungs-Linien von Rovings, theoretischem Verlauf der Bewehrungskennlinie und Verbundkörper in Bild 2.8 hervorgeht. Aufgrund der sehr ungleichmäßigen Spannungs- und Dehnungsverteilung innerhalb des Filamentgarns von beschichteten und unbeschichteten Textilien [15] sind die Ursachen für dieses Verhalten jedoch verschiedene.

Bei unbeschichteten Rovings liegen lediglich die Randfilamente im direkten Verbund mit der Feinbetonmatrix und beteiligen sich so direkt am Lastabtrag, während die inneren Filamente über Reibung in den Filamentgrenzflächen aktiviert werden. Somit kommt es zu einer sehr

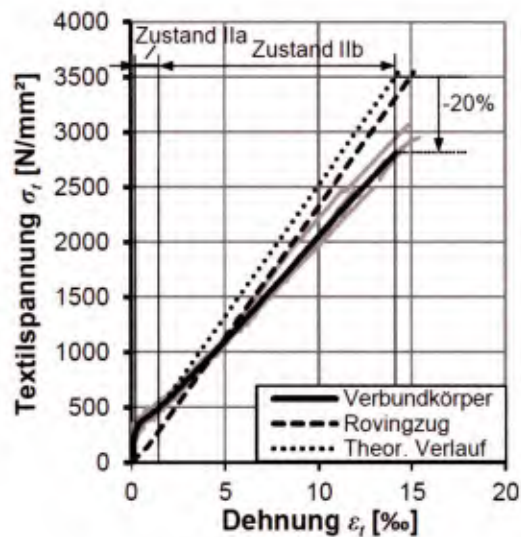


Bild 2.8: Vergleich zwischen Zugspannungs–Dehnungs–Verhalten von Roving theoretischem Verlauf der Bewehrungskennlinie und Verbundkörper aus [55]

ungleichmäßigen Spannungs– und Dehnungsverteilung im einbetonierten Rovingquerschnitt mit hohen Beanspruchungen der Randfilamente. Durch den schlechteren Verbund der inneren Filamente kann es im Dehnkörperversuch insbesondere bei unzureichenden Verankerungslängen zu einem teilweisen Faserauszug kommen, was letztendlich in einem im Vergleich zur Dehnsteifigkeit des reinen Bewehrungsmaterials flacheren Verlauf der Spannungs–Dehnungs–Linie resultiert [82]. Eine Sekundärbeschichtung der textilen Gelege führt hingegen je nach Beschichtungsgrad zu einer Vergleichmäßigung der Filamentaktivierung und damit zu einer gleichmäßigeren Spannungs– und Dehnungsverteilung im Rovingquerschnitt. Ein Faserauszug im Verankerungsbereich der Dehnkörper wie bei unbeschichteten Bewehrungsgelegen ist daher nicht möglich. Für das in den Versuchen beobachtbare Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb gibt es nach KULAS [55] zwei Gründe. Zum einen kommt es mit zunehmender Rissbildung zu einem kontinuierlichen Übergang vom starren Haftverbund zum Reibverbund zwischen Bewehrung und Beton, d.h. dass die Dehnungen von Beton und Bewehrungen nicht mehr gleich groß sind [55]. Durch die Ermittlung der Dehnungen aus den Probekörperverformungen, die durch auf den Beton applizierte Wegaufnehmer gemessen werden, kommt es dadurch zu einer Überschätzung der Verformungen bzw. Dehnungen und damit zu einer Unterschätzung der Dehnsteifigkeit.

Zum anderen lösen sich durch die vergleichsweise hohe Querkontraktion der zugbeanspruchten Carbonbewehrung die Rovings schlagartig von der Betonmatrix und es kommt zu Relativverschiebungen zwischen Betonmatrix und Gelege. Hierdurch entsteht ein deutlicher Verformungszuwachs, welcher zum Steifigkeitsdefizit des Dehnkörpers ebenfalls beiträgt [55]. Im Vergleich zu Stahl hat ein epoxidharzgetränktes Carbongelege beispielsweise eine 63-mal höhere Querkontraktion [55].

Laut KULAS beträgt der Steifigkeitsverlust des Dehnkörpers gegenüber der Rovingsteifigkeit 28 %, wobei die Querkontraktion mit 18 % den größeren Verlustanteil liefert. Für weiterführende Informationen zu den beschriebenen Phänomenen im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung wird auf [55] verwiesen.

Das Zugbruchversagen erfolgt bei carbonbewehrtem Beton schlagartig bei Überschreitung der Garnzugfestigkeit. Ein Zustand III, d.h. ein Fließen der Bewehrung wie im Stahlbeton, stellt sich nicht ein. Zudem scheint die maximal erreichbare Bruchspannung temperaturabhängig zu sein. In [63] wurden an bei 40°C geprüften Dehnkörpern Festigkeitsverluste von ca. 12% im Vergleich zu Probekörpern, die bei 20°C getestet wurden, festgestellt.

2.5 Einfluss zyklischer Belastungen auf das Tragverhalten von textilbewehrtem Beton

2.5.1 Untersuchungen unter zyklischer Zugbelastung von Feix und Hansl [28, 29, 36]

FEIX und HANSL¹ haben Versuche an textilbewehrten Dehnkörpern unter einaxialer zyklischer Zugbeanspruchung mit hohen Lastwechselzahlen durchgeführt [28, 29, 36]. Die Probekörper hatten die Abmessungen $l \times b \times h = 750 \text{ mm} \times 60 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ und wurden mit einem Carbonlege SIGRATEx GRID 600 einlagig bewehrt. Die verwendete Versuchseinrichtung einschließlich der Messinstrumentierung ist in Bild 2.9a dargestellt. Neben den induktiven Wegaufnehmern zur Messung der Verformungen kam ein optisches Dehnungs- bzw. Rissbreitenmessverfahren zum Einsatz. Die Lasteinleitung erfolgte über Stahlplatten, zwischen welche die Probekörper geklemmt wurden.

Die zyklisch belasteten Versuche erfolgten nach dem in Bild 2.9b dargestellten Belastungsschema. Nach einer statischen Belastung bis zum Erreichen der Erstrisslast und einer Entlastung auf die für den Versuch festgelegte Mittellast wurde die zyklische Beanspruchung mit einer Frequenz von 8 Hz aufgebracht. Nach dem Erreichen von $1,0 \cdot 10^6$ Lastwechseln erfolgte eine Entlastung der Probekörper gefolgt von einer statischen Belastung bis zum Bruch.

Die Wahl der Ermüdungslasten orientiert sich am Gebrauchszustand von mit Textilbeton verstärkten Stahlbetonbauteilen. In [28, 29, 36] wurden die Ergebnisse von zwei Dehnkörperversuchen und die Mittelwertkurve von statischen Referenzversuchen veröffentlicht. Die Versuche wurden mit einer konstanten, theoretisch in der Bewehrung wirkenden Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{\text{tex}} = 181 \text{ N/mm}^2$ und Mittelspannungen von $\sigma_m = 182 \text{ N/mm}^2$ und $\sigma_m = 364 \text{ N/mm}^2$ durchgeführt. Bezieht man die gewählten Belastungen auf den aus den Diagrammen in Bild 2.10 ablesbaren Mittelwert der Bruchspannung in der Bewehrung $\sigma_{\text{tex,ult,m}} = 1250 \text{ N/mm}^2$ aus den statischen Referenzversuchen, so ergeben sich die in Tabelle 2.1 zusammengestellten Werte für die durchgeführten Dehnkörperversuche.

In Bild 2.10 sind neben den statischen Referenzversuchen die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der zyklisch belasteten Versuche dargestellt. FEIX und HANSL fanden heraus, dass es bedingt durch die zyklische Belastung zu Verformungszuwächsen kommt, die jedoch mit steigender Lastwechselzahl abnehmen, wodurch sich die absoluten Verformungen einem konstanten Endwert anzunähern scheinen [29]. Zudem zeigte die Untersuchung der Resttragfähigkeit, dass die zyklische Vorbelastung zu einer erhöhten Steifigkeit der Proben im Zustand II und zu einer ge-

¹In [29] wird auf die Dissertation von HANSL [37] verwiesen, die im August 2014 veröffentlicht wurde und einen Sperrvermerk bis August 2017 erhielt, weswegen die Arbeit nicht vorlag.

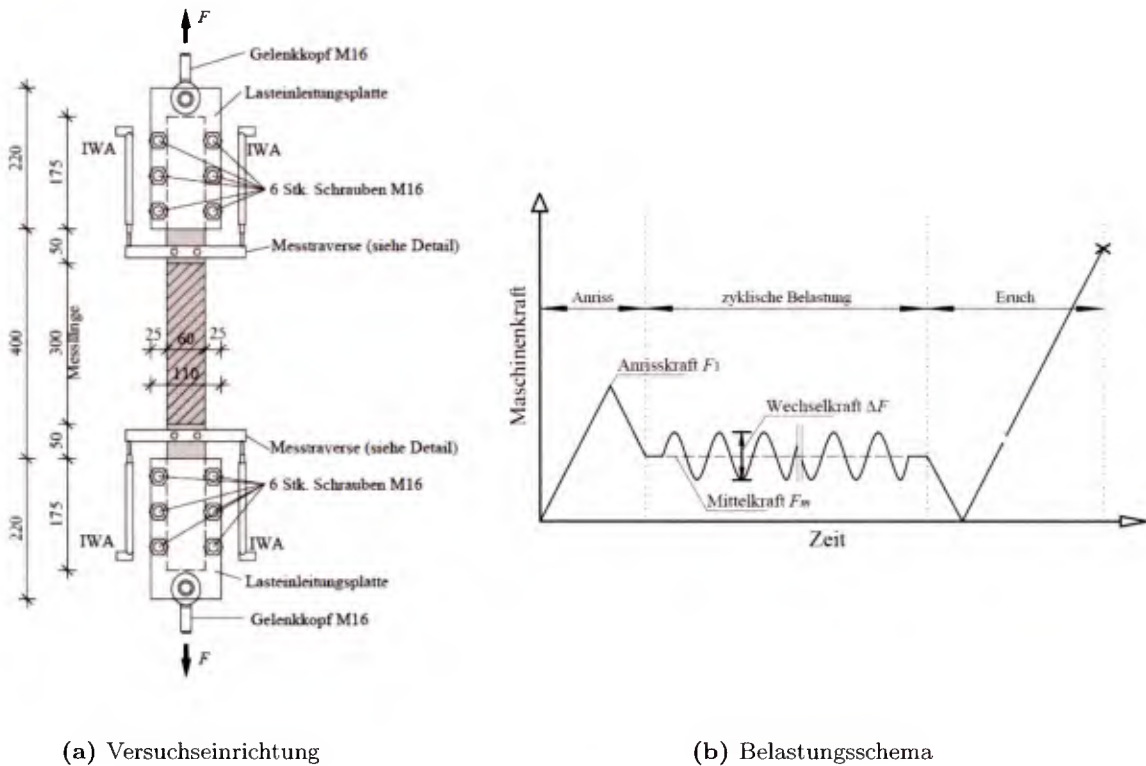
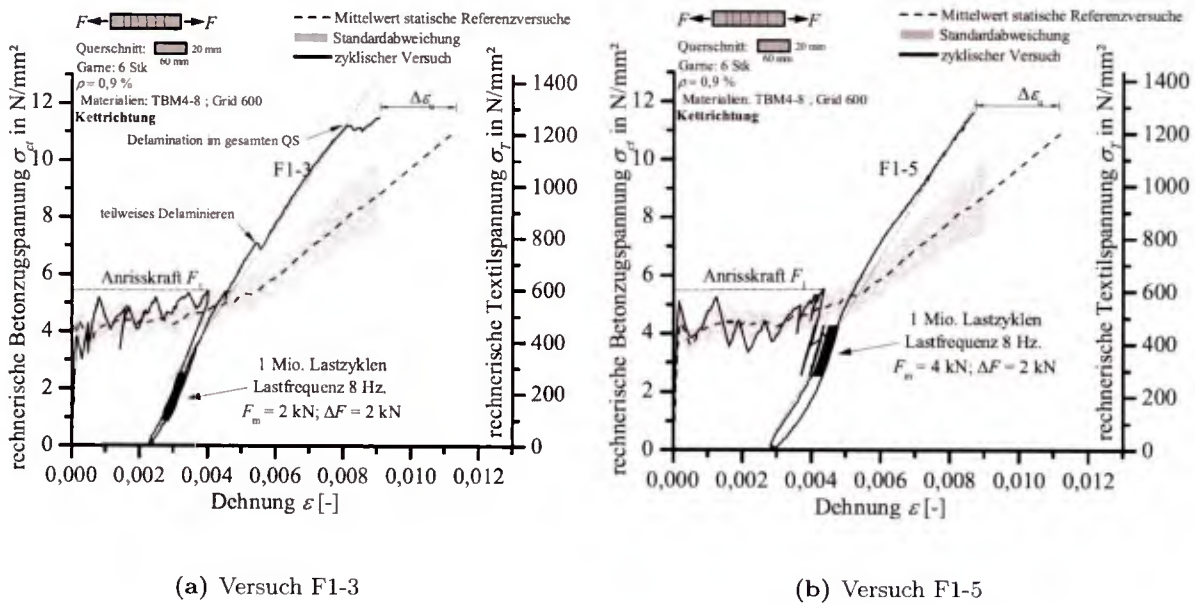


Bild 2.9: Versuchseinrichtung und Belastungsschema der Versuche von HANSL und FEIX [28]

Tabelle 2.1: Zyklische Belastungen der Versuche von HANSL und FEIX aus [28]

Versuch	$\Delta\sigma_{tex}/\sigma_{tex,ult,m}$	$\sigma_{min}/\sigma_{tex,ult,m}$	$\sigma_m/\sigma_{tex,ult,m}$	$\sigma_{max}/\sigma_{tex,ult,m}$	N
F1-3	0,15	0,075	0,15	0,225	$1,0 \cdot 10^6$
F1-5	0,15	0,215	0,29	0,365	$1,0 \cdot 10^6$

ringförmigen Zunahme der Bruchspannungen führt [28, 29, 36], wie in Bild 2.10 ersichtlich wird. Die Bruchdehnungen sind bedingt durch die höhere Steifigkeit im Zustand des abgeschlossenen Rissbildes im Vergleich zu den statisch belasteten Probekörpern im Durchschnitt um 20 % geringer [36]. Eine Erklärung für dieses Phänomen sehen die Autoren in einer durch die Lastwechsel bedingten Veränderung der Verbundverhältnisse zwischen Carbonfasern und Feinbeton [29]. Zudem wird vermutet, dass die zyklische Belastung zu einer Angleichung der Dehnungen der einzelnen Filamente kommt, was zu einer gleichmäßigeren Spannungsverteilung im Rovingquerschnitt führt [36]. Neben den Ermüdungsversuchen an einaxial belasteten Zugproben werden in [28, 29, 36] Versuche an textilbetonverstärkten Plattenstreifen beschrieben. Analog zum Vorgehen bei den Dehnkörperversuchen wurden Vierpunktbiegeversuche unter zyklischer Belastung mit anschließender Resttragfähigkeitsuntersuchung sowie statische Referenzversuche durchgeführt. Es konnten die gleichen Effekte wie bei den Zugversuchen festgestellt werden, jedoch waren diese bei den Plattenversuchen nicht so stark ausgeprägt. Der Grund für die weniger starke Ausprägung der Steifigkeitszunahme im gerissenen Zustand und der Traglaststeigerung ist nach [28] in einem zu geringen Bewehrungsgrad in der Verstärkungsschicht aus textilbewehrtem



(a) Versuch F1-3

(b) Versuch F1-5

Bild 2.10: Ergebnisse der zyklisch und statisch belasteten Dehnkörperversuchen von HANSL und FEIX [28]

Beton für zyklische Belastungen zu sehen.

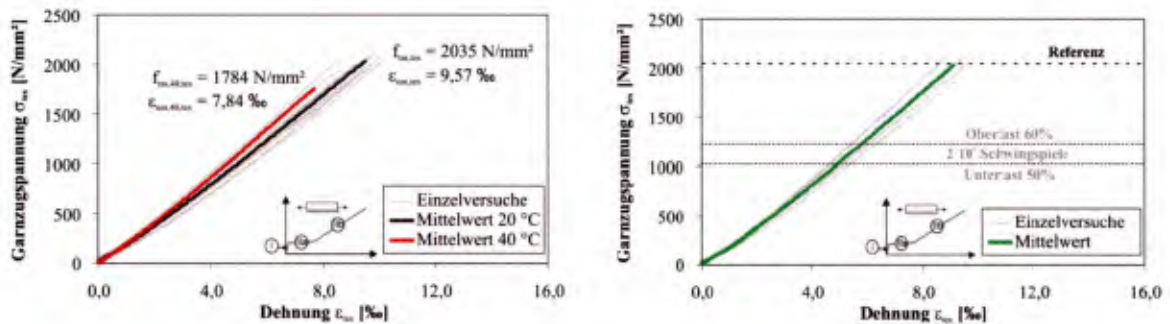
2.5.2 Untersuchungen unter zyklischer Zugbelastung von Lorenz et al. [63] und Schütze et al. [84]

In [63] und [84] werden einaxiale Zugversuche unter zyklischer Beanspruchung im Rahmen von Zulassungsversuchen zur Erlangung einer allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung (abZ) für ein Verfahren zur Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit textilbewehrtem Beton beschrieben. Die verwendeten Probekörper hatten Abmessungen von $1200\text{ mm} \times 60\text{ mm} \times 9\text{ mm}$. Die Lasteinleitungsbereiche waren 450 mm lang und besaßen eine größere Dicke als der Untersuchungsbereich. Die Dehnkörper waren zweilagig mit einem Carbongelege TUDALIT-BZT1-TUDATEX bewehrt. Dabei handelte es sich um ein Carbongelege mit Feinheiten von 3300 tex in Kett- und 800 tex in Schussrichtung [93]. Die Rovingabstände betragen in Ketttrichtung $10,7\text{ mm}$ und in Schussrichtung $14,3\text{ mm}$. Das Gelege war mit einer Polymerdispersion beschichtet, deren Anteil durchschnittlich 15 Masse-\% betrug. Als Feinbeton kam ein Trockenmörtel PAGEL TF-10 zum Einsatz. Die Versuche wurden in Anlehnung an die Empfehlungen in [62] durchgeführt.

Die Probekörper wurden $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen mit einer Oberlast von 60% und einer Schwingbreite von 10% der mittleren statischen Zugtragfähigkeit unterworfen. Im Anschluss daran wurde die Resttragfähigkeit unter statischer Belastung ermittelt. Inwieweit die Dehnkörper einer statischen Vorbelastung ausgesetzt waren, ist nicht beschrieben. Bei dem in den Versuchen gewählten Belastungsniveau ist jedoch davon auszugehen, dass die Probekörper vor der zyklischen Beanspruchung durch eine statische Last in den Zustand II überführt worden sind.

In Bild 2.11 sind die Ergebnisse der statischen Versuche sowie der Resttragfähigkeitsuntersuchungen als Spannungs-Dehnungs-Diagramm dargestellt. Zudem ist

in Bild 2.11b das Belastungsniveau und die statische Zugtragfähigkeit als Referenz dargestellt. Es wird ersichtlich, dass die zyklische Beanspruchung keinen Einfluss auf die Bruchspannungen hat. Die Bruchdehnungen zeigen den gleichen Effekt. Die Abweichung von den statischen Referenzversuchen wird in [63] mit -5% angegeben. Der Unterschied zu den durch rein statische Zuglasten verursachten Dehnungen wird damit begründet, dass sich aufgrund von Unregelmäßigkeiten die entstandenen Rissufer bei der Entlastung nach den aufgetragenen Schwingspielen nicht mehr vollständig schließen können. Des Weiteren werden als Begründung vorhandene irreversible Dehnungsanteile, die aus dem Geradeziehen von Filamentwelligkeiten entstehen, angeführt.



(a) Ergebnisse der statischen Zugversuche

(b) Ergebnisse der Resttragfähigkeitsuntersuchung

Bild 2.11: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der statischen Zugversuche und der Resttragfähigkeitsuntersuchungen von LORENZ ET AL. [63]

Die von FEIX und HANSL beobachteten, durch die zyklische Beanspruchung ausgelösten Effekte einer Zunahme der Steifigkeit im abgeschlossenen Rissbild und der Bruchtragfähigkeit konnte von LORENZ ET AL. nicht bestätigt werden. Auffällig an den Ergebnissen der Resttragfähigkeitsuntersuchungen in Bild 2.11b ist, dass die angegebenen Dehnungen bei 0 beginnen. Da zuvor höchst wahrscheinlich eine statische Vorbelastung und dem angeschlossenen eine zyklische Beanspruchung aufgebracht wurde, kann es sich hierbei nicht um die Gesamtdehnung der Zugproben, sondern lediglich um die durch die in der Phase der Resttragfähigkeitsbestimmung beobachteten zusätzlichen Dehnungen handeln. Ein direkter Vergleich hinsichtlich der Steifigkeit im Zustand II der statischen Versuche mit den zyklisch belasteten Versuchen ist auf Grundlage der Diagramme in Bild 2.11 deshalb nicht möglich.

2.5.3 Querkraftverstärkungen unter zyklischer Belastung

BRÜCKNER ET AL. [9] führten Querkraftversuche an mit textilbewehrtem Beton verstärkten, zyklisch belasteten Stahlbetonplattenbalken durch. Für die experimentellen Untersuchungen wurden Einfeldträger mit einer Spannweite von 4,80 m verwendet, die mit einer Einzellast in Feldmitte belastet wurden. Insgesamt wurden zehn Balken getestet, wovon zwei unverstärkt, vier mit einer zweilagigen und vier mit einer dreilagigen Textilbetonschicht verstärkt waren. Von den nicht verstärkten Balken wurde jeweils einer statisch und dynamisch und von den verstärkten jeweils einer statisch und drei dynamisch belastet. Somit ergeben sich drei statisch belastete und

sieben zyklisch belastete Versuche.

Die Bewehrung der Balken wurde derart gewählt, dass sich eine hohe Biegezug- bei gleichzeitig niedriger Querkrafttragfähigkeit ergab und dass sich für die verstärkten Balken ein durch die Hauptzugspannungen ausgelöstes Versagen einstellte. Als Bewehrungsmaterial für die textile Verstärkungsschicht wurde ein biaxiales Gelege mit einer Faserorientierung von $\pm 45^\circ$ und einer Feinheit von 800 *tex* in Kett- und Schussrichtung verwendet. Durch die gegebene Faserorientierung wurde sichergestellt, dass die Fasern annähernd in Richtung der Hauptzugspannungen im Bereich hoher Querkräfte verlaufen. Das Gelege wurde mit einer wässrigen Polymerdispersion beschichtet.

Zum Anfahren der zyklischen Versuche wurden die Plattenbalken zunächst stufenweise statisch belastet, bis die Oberlast erreicht war. Die Belastung erfolgte kraftgesteuert. Die Mittellast wurde mit 80 % und die Lastamplitude mit 30 % der Gebrauchslast gewählt, wobei die Gebrauchslast durch die Bruchlast der statischen Versuche dividiert durch 1,75 festgelegt wurde. Es wurden $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel mit steigenden Frequenzen bis 5 *Hz* aufgebracht. Im Anschluss daran erfolgte eine statische Belastung bis zum Bruch der Probekörper.

Die Versuchsergebnisse zeigten, dass sich durch die Lastwechselbeanspruchung der Probekörper im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen höhere Bruchlasten und auch größere Steifigkeiten ergaben. Als Ursache für zumindest einen Teil der Bruchlaststeigerung vermuten BRÜCKNER ET AL. in der Nacherhärtung des Betons, da das Prüfalter der zyklisch beanspruchten Probekörper durchweg höher war als das der statischen Referenzen. Auch über eine durch die Dauerlast verursachte Gefügeverfestigung wird spekuliert. Tiefer greifende Erklärungen für die in den Versuchen beobachteten Effekte werden in [9] nicht gegeben.

2.5.4 Zusammenfassung

Die in diesem Kapitel gegebene Zusammenfassung des Forschungsstandes hinsichtlich des zyklischen Zugtragverhaltens von mit beschichteten Carbongelegen bewehrtem Beton zeigt, dass bisher nur in geringem Umfang Untersuchungen zu dieser Thematik zur Verfügung stehen, die insbesondere hinsichtlich des nach einer zyklischen Beanspruchung beobachtbaren Resttragverhaltens widersprüchlich sind. Während FEIX und HANSL [28, 29, 36] eine deutliche Zunahme der Dehnsteifigkeit im Zustand des abgeschlossenen Rissbildes im Vergleich zu statischen Referenzversuchen feststellen konnten, war in den Untersuchungen von LORENZ ET AL. [63] und SCHÜTZE ET AL. [84] kein Unterschied festzustellen. Diese Effekte scheinen jedoch großen Einfluss zu besitzen, wenn z.B. carbonbewehrter Beton als Verstärkungsmaßnahme für zyklische Querkraftbeanspruchungen zum Einsatz kommen soll, wie die Versuche von BRÜCKNER ET AL. [9] zeigen.

Es besteht somit noch erheblicher Forschungsbedarf zur realitätsnahen Beschreibung des Zugtragverhaltens von carbonbewehrtem Beton unter zyklischer Belastung, zu dessen Klärung diese Arbeit beitragen soll. Hierfür wurden umfangreiche experimentelle und theoretische Untersuchungen am reinen Bewehrungsmaterial sowie am Verbundbaustoff durchgeführt, wobei ein Hauptaugenmerk auf dem Einfluss der Sekundärbeschichtungen der Gelege auf das Tragverhalten lag.

3 Einführung in die lineare Viskoelastizität

3.1 Allgemeines

In der linearen Elastizitätstheorie wird davon ausgegangen, dass sich Spannungen direkt proportional zu Verzerrungen verhalten. Das bedeutet, dass Be- und Entlastungspfad in einem Spannungs-Verzerrungs-Diagramm zusammenfallen und deshalb die Verzerrungen vollständig reversibel sind. Dieser Zusammenhang ist zeitunabhängig. Das Materialverhalten eines linear-elastischen Festkörpers kann durch das HOOKE'sche Gesetz nach Gleichung 3.1 beschrieben werden.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (3.1)$$

Im Gegensatz zu einem linear-elastischen Festkörper hängen Spannungen bei viskosem Materialverhalten von Flüssigkeiten direkt proportional von der Verformungsgeschwindigkeit ab, sofern es sich um eine linear-viskose Flüssigkeit handelt. Das Verhalten ist somit zeitabhängig und lässt sich durch die Beziehung

$$\sigma = \eta \cdot \dot{\varepsilon} = \eta \cdot \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (3.2)$$

charakterisieren. In Gleichung 3.2 beschreibt die Materialkonstante η die Viskosität und $\dot{\varepsilon}$ die Verzerrungsrate.

Eine Vielzahl an Werkstoffen zeigt sowohl Eigenschaften eines linear-elastischen Festkörpers als auch einer viskosen Flüssigkeit. Ein solches Verhalten wird als viskoelastisch bezeichnet. Die lineare Viskoelastizität beschreibt somit eine inelastische Materialeigenschaft, die sich durch eine zeitabhängige Beschreibung der Spannungen sowie der Verzerrungen kennzeichnet. Die Folge hieraus ist ein verzerrungsratenabhängiges Verhalten, bei dem sich die Materialantwort mit steigender Belastungsgeschwindigkeit verändert, wie aus Bild 3.1 ersichtlich wird. In Bild 3.1a sind vier Verzerrungsverläufe in Abhängigkeit der Zeit für anwachsende Verzerrungsraten $\dot{\varepsilon}_1$ bis $\dot{\varepsilon}_4$ und in Bild 3.1b die zugehörigen Spannungsantworten dargestellt. Man erkennt, dass eine zunehmende Verzerrungsrate zu einem Zuwachs des Spannungsniveaus in der Materialantwort führt bei ansonsten gleichen Anfangsbedingungen.

Neben der Verzerrungsrate führt eine Temperaturbeanspruchung ebenfalls zu einer Änderung in der Spannungsantwort des Materials, wobei sinkende Temperaturen den gleichen Effekt wie zunehmende Verzerrungsraten nach sich ziehen.

Für weiterführende Informationen zur Theorie der linearen Viskoelastizität siehe z.B. [30, 31, 60, 86].

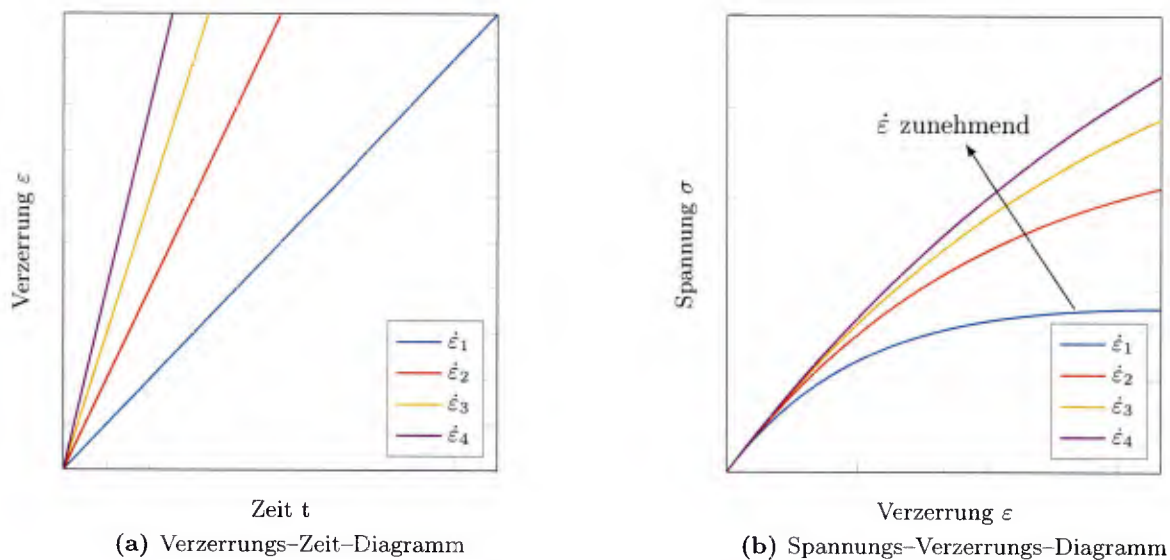


Bild 3.1: Verzerrungsratenabhängigkeit der Spannungsantwort bei vorgegebener Verzerrung

3.2 Rheologische Modellierung linear-viskoelastischen Materialverhaltens

Zur Beschreibung von mechanischen Beanspruchungen von Körpern, bei denen elastische, plastische und viskose Verformungsanteile auftreten, eignet sich die Lehre der Rheologie, welche das Verformungs- und Fließverhalten von Materialien anschaulich charakterisiert [34]. Rheologische Modelle bestehen aus einer Parallel- oder Reihenschaltung von Grundelementen, die es innerhalb einer linearen Materialtheorie ermöglichen, eindimensionale Spannungs- und Verzerrungszustände wiederzugeben. Durch Mehrfachkombination solcher Schaltungen lässt sich auch sehr komplexes Materialverhalten wirklichkeitsnah beschreiben. Der Grundgedanke, der an einem derartigen Modell gefasst wurde, lässt sich formal auch auf dreidimensionale, kontinuumsmechanische Materialmodelle übertragen [46].

Die Rheologie eignet sich im Besonderen zur Modellierung von für viskoelastische Materialien typischem Kriech- und Relaxationsverhalten [86], weswegen sie im Bereich der Anwendung von Polymeren weit verbreitet ist [90]. Im Massivbau werden rheologische Modelle insbesondere zur Charakterisierung von kriech- und relaxtionsbedingten zeitabhängigen Betonverformungen oder zur Beschreibung des Zugtragverhaltens von Beton infolge zyklischer Belastungen [47] angewendet. BARHUM [4] verwendet rheologische Modelle zur Abbildung des Verbund- und Zugtragverhaltens von Textilbeton mit zusätzlicher Kurzfaserbewehrung. Die drei wesentlichen zur Materialmodellierung verwendeten rheologischen Grundelemente sind das Feder-, das Dämpfer- und das Reibelement, wie sie in Bild 3.2 dargestellt sind. Sie werden in der Literatur auch als HOOKE-, NEWTON- und COULOMB-Element bezeichnet. Für Letzteres wird auch der Begriff des ST.-VENANT-Elements verwendet. Darüber hinaus werden in manchen Publikationen auch andere Grundelemente aufgeführt, wie z.B. das sog. „Softening-Element“ in [72]. Da es sich jedoch hierbei um ein mit einer Schädigungsfunktion erweitertes Hooke-Element handelt, wird es an dieser Stelle nicht weiter beschrieben. Für alle Grundelemente gilt, dass sie

als masselos betrachtet werden.

Die Spannungs-Verzerrungs-Beziehung des Federelements beschreibt linear-elastisches Materialverhalten und gibt somit die elastischen Verformungsanteile der Materialantwort wieder. Die mathematische Definition wurde bereits in Gleichung 3.1 angegeben, worin der Elastizitätsmodul die Steifigkeit der Feder darstellt. Im Folgenden werden die Verzerrungen ε des Federelements mit dem Index „e“ versehen, um zu verdeutlichen, dass es sich hierbei um elastische Verzerrungen handelt.

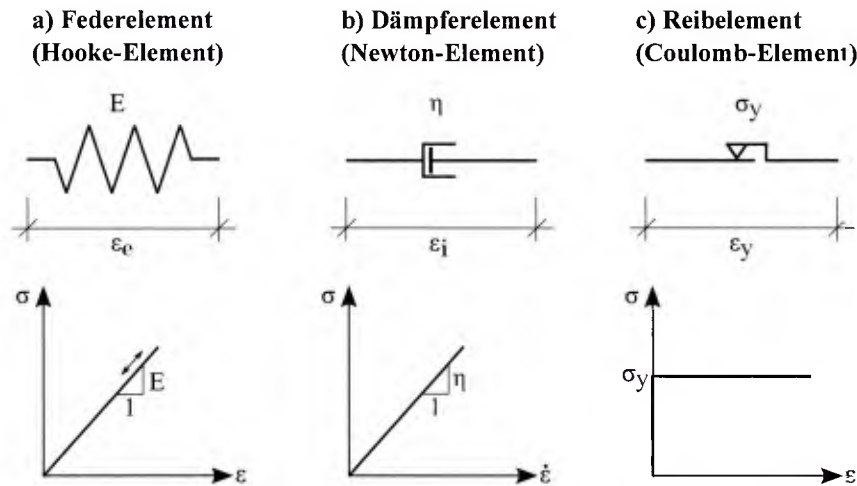


Bild 3.2: Rheologische Grundelemente

Das Dämpferelement beschreibt das viskose Materialverhalten eines Körpers und besitzt somit keine Elastizitätseigenschaften. Die Spannung hängt demnach nicht mehr linear von der Verzerrung ε , sondern von der Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}$ ab, wie in Gleichung 3.2 definiert ist. Bei dauerhaft aufgebrachtene Lasten reagiert der Dämpfer wie ein Fluid und bei sehr schnell aufgebrachtene Belastungen verhält er sich starr. Verzerrungen, die sich aus der Verformung des Dämpferelements ergeben, werden im Folgenden mit dem Index „i“ gekennzeichnet, um zu verdeutlichen, dass es sich um inelastische Verzerrungen handelt.

Das in Bild 3.2c dargestellte Reibelement wird dazu verwendet, plastische Verformungsanteile einer Materialantwort abzubilden. Bis zu seinem Fließniveau σ_y wirken im Element Spannungen, ohne dass es sich dabei verformt. Bei Erreichen von σ_y erfährt das Element nur noch plastische Verformungen ohne weiteren Spannungszuwachs. Bei einer Bewegung aus der Ruhelage ist der mathematische Zusammenhang zwischen Spannungen und Verzerrungen für das Reibelement durch Gleichung 3.3 definiert.

$$\varepsilon = \begin{cases} 0 & \text{für } \sigma < \sigma_y \\ \varepsilon(t) & \text{für } \sigma \geq \sigma_y \end{cases} \quad (3.3)$$

Durch Kombination einzelner rheologischer Grundelemente kann im Rahmen einer linearen Theorie beliebig komplexes Materialverhalten simuliert werden. Hierzu werden die Elemente entweder in Reihe oder parallel geschaltet, wie in Bild 3.3 dargestellt ist. Bei einer Reihenschaltung gilt, dass die gesamte im Modell vorherrschende Spannung σ gleich der Spannung σ_i in

jedem Element i sein muss. Die Gesamtverzerrung ε ergibt sich dann aus der Summe der Grundelementverzerrungen ε_i . Es gilt somit $\sigma = \sigma_i$ und $\varepsilon = \sum_i \varepsilon_i$ und demnach auch $\dot{\sigma} = \dot{\sigma}_i$ und $\dot{\varepsilon} = \sum_i \dot{\varepsilon}_i$.

Analog hierzu gilt für eine Parallelschaltung einzelner rheologischer Grundelemente $\varepsilon = \varepsilon_i$ und $\sigma = \sum_i \sigma_i$. Für die Spannungs- und Verzerrungsraten gilt hier $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_i$ und $\dot{\sigma} = \sum_i \dot{\sigma}_i$.

Für die Modellierung viskoelastischen Materialverhaltens haben sich das MAXWELL- und das KELVIN-VOIGT-Modell bewährt, welche jeweils aus einer Kombination eines Feder- und eines Dämpferelements bestehen. Dabei setzt sich das MAXWELL-Element aus einer Reihen- und das KELVIN-VOIGT-Element aus einer Parallelschaltung der Elemente Feder und Dämpfer zusammen.

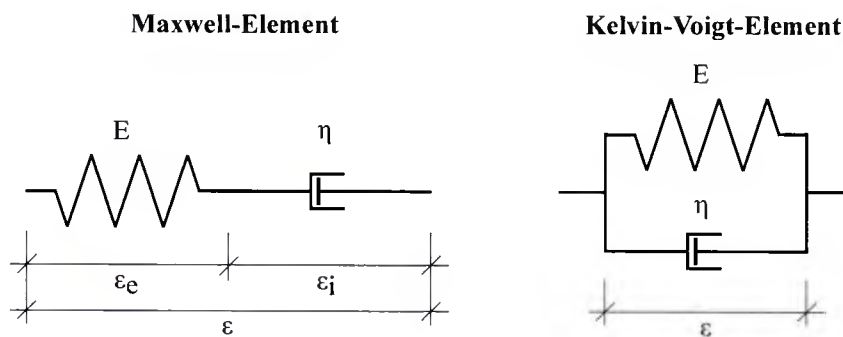


Bild 3.3: Kombination rheologischer Grundelemente

3.2.1 Maxwell-Modell

Da aufgrund der Reihenschaltung im MAXWELL-Element Spannungsgleichheit in der Feder und im Dämpfer herrscht, kann mit den Gleichungen 3.1 und 3.2 für die Spannung

$$\sigma = E \varepsilon_e = \eta \dot{\varepsilon}_i \quad (3.4)$$

angeschrieben werden. Die Verzerrung ergibt sich aus Addition der elastischen Verzerrung der Feder und der inelastischen Verzerrung des Dämpfers zu

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_i \quad (3.5)$$

Gleichermaßen gilt für die Verzerrungsrate

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_i \quad (3.6)$$

Da für die elastische Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_e = \frac{\dot{\sigma}}{E}$ gilt, kann mit den Beziehungen 3.4 bis 3.6 die inhomogene lineare Differentialgleichung 1. Ordnung für das MAXWELL-Element abgeleitet werden:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} \quad (3.7)$$

bzw.

$$\sigma + \frac{\eta}{E} \cdot \dot{\sigma} = \eta \dot{\varepsilon} \quad (3.8)$$

Betrachtet man einen Relaxationsversuch, bei dem ein Probekörper mit einer zum Zeitpunkt $t = 0$ sprunghaft aufgebrauchten Verzerrung (siehe Bild 3.4) belastet wird

$$\varepsilon(t) = \begin{cases} 0 & \text{für } t \leq 0 \\ \varepsilon_0 = \text{konst.} & \text{für } t > 0 \end{cases}, \quad (3.9)$$

kann durch Lösen der Differentialgleichung 3.8 die allgemeine Form der Spannungsantwort des MAXWELL-Modells bestimmt werden:

$$\sigma(t) = \sigma_0 e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (3.10)$$

Darin ist $\tau = \eta/E$ die RELAXATIONSZEIT, die ein Maß für das Relaxationsverhalten darstellt. Mit $\sigma_0 = E \varepsilon_0$ lässt sich die in Bild 3.4 dargestellte, auf die Verzerrung ε_0 normierte Spannungsantwort wie folgt angeben:

$$\frac{\sigma(t)}{\varepsilon_0} = E e^{-\frac{t}{\tau}} = R(t) \quad (3.11)$$

Der Quotient aus zeitabhängiger Spannung und Verzerrungssprung wird als RELAXATIONSFUNKTION $R(t)$ bezeichnet. Ist diese beispielsweise aus einem Versuch bekannt, kann die Spannungsantwort auf jede beliebige Belastung bestimmt werden.

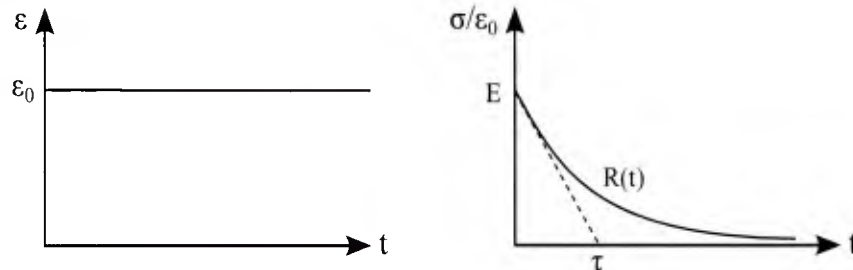


Bild 3.4: Aufgebrachte Verzerrung und zugehörige normierte Spannungsantwort des MAXWELL-Elements im Relaxationsversuch

Zur Lösung der Differentialgleichung des MAXWELL-Elements für die Spannungsgeschichte $\sigma(t)$ für eine beliebige Verzerrungsgeschichte $\varepsilon(t)$ wird Gleichung 3.8 mit dem Term $E e^{t/\tau}$ multipliziert und anschließend über den Zeitbereich integriert.

$$\sigma(t) e^{\frac{t}{\tau}} - \sigma(0) = \int_0^t E e^{\frac{s}{\tau}} \dot{\varepsilon}(s) ds \quad (3.12)$$

Mit den Anfangsbedingungen, dass zum Zeitpunkt $t \leq 0$, $\sigma(0) = 0$ und $\varepsilon(0) = 0$ gelten soll und zudem s als Belastungsbeginn definiert wird, ergibt sich für die zeitabhängigen Spannungen

$$\sigma(t) = \int_0^t E e^{-\frac{(t-s)}{\tau}} \dot{\varepsilon}(s) ds = \int_0^t R(t-s) \dot{\varepsilon}(s) ds \quad (3.13)$$

Das in Gleichung 3.13 angegebene Faltungsintegral wird als sog. GEDÄCHTNISINTEGRAL (engl.

Hereditary Integral) bezeichnet.

3.2.2 Kelvin–Voigt–Modell

Die Parallelschaltung des Feder- und Dämpferelements im KELVIN–VOIGT–Modell impliziert Verzerrungsgleichheit in beiden Elementen. Es gilt somit

$$\varepsilon = \varepsilon_e = \varepsilon_i \quad (3.14)$$

Die Spannung ergibt sich somit aus der Addition der jeweiligen Spannungen in der Feder und im Dämpfer und man erhält mit Gleichung 3.15 die lineare inhomogene Differentialgleichung 1. Ordnung für das KELVIN–VOIGT–Modell.

$$\sigma = E\varepsilon + \eta\dot{\varepsilon} \quad (3.15)$$

Die Lösung der Differentialgleichung für eine in einem Kriechversuch aufgebrachte über die Zeit konstante Spannung, wie sie in Bild 3.5 dargestellt und nachfolgend angeschrieben ist, führt auf Gleichung 3.17.

$$\sigma(t) = \begin{cases} 0 & \text{für } t \leq 0 \\ \sigma_0 = \text{konst.} & \text{für } t > 0 \end{cases} \quad (3.16)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right) \quad (3.17)$$

Wird der in Gleichung 3.17 angegebene zeitliche Verlauf der Verzerrung (siehe Bild 3.5 auf die Anfangsspannung normiert, so erhält man die sog. Kriech- oder Komplianzfunktion $J(t)$.

$$\frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} = \frac{1}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right) = J(t) \quad (3.18)$$

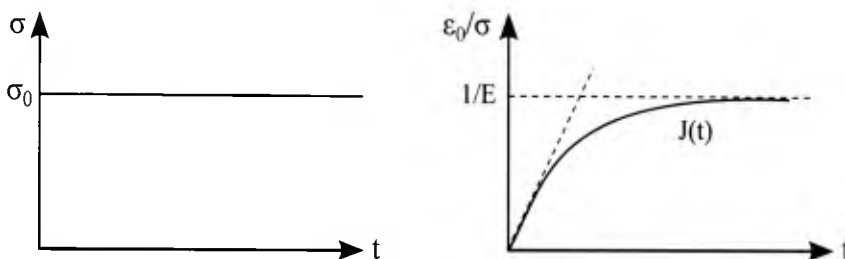


Bild 3.5: Aufgebrachte Spannung und zugehörige normierte Verzerrungsantwort im Kriechversuch

Die Lösung der Differentialgleichung 3.15 des KELVIN–VOIGT–Modells für eine beliebige Spannungsgeschichte $\sigma(t)$ führt analog der Vorgehensweise beim MAXWELL–Modell auf ein Gedächtnisintegral für die Verzerrungsgeschichte $\varepsilon(t)$.

$$\varepsilon(t) = \int_0^t \frac{1}{E} \left(1 - e^{-\frac{t-s}{\tau}}\right) \dot{\sigma}(s) ds = \int_0^t J(t-s) \dot{\sigma}(s) ds \quad (3.19)$$

3.2.3 Das Dreiparameter-Maxwell-Modell

Eine weitere mögliche Kombination rheologischer Grundelemente stellt das DREIPARAMETER-MAXWELL-Modell dar. Aufgrund der Tatsache, dass dieses Modell ein essentieller Bestandteil der Modellierung viskoelastischer Stoffe ist, wird es an dieser Stelle näher erläutert. Das in Bild 3.6 dargestellte Modell besteht aus einer Parallelschaltung aus dem im vorangegangenen Kapitel beschriebenen MAXWELL-Modell mit der Federsteifigkeit \hat{E} und der Viskosität des Dämpfers η und einer linear-elastischen Feder mit der Federsteifigkeit E .

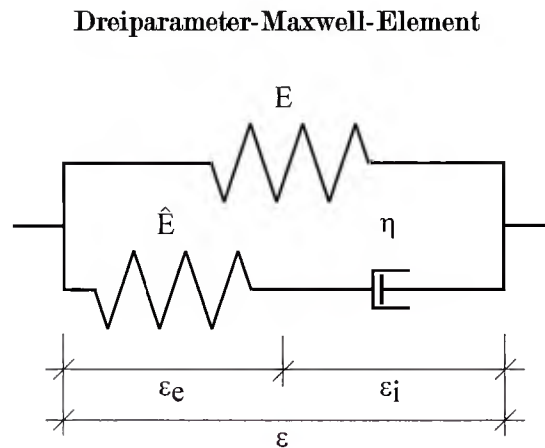


Bild 3.6: Dreiparameter-Maxwell-Modell

Zur Herleitung der Differentialgleichung für das DREIPARAMETER-MAXWELL-Modell wird das Schnittprinzip auf das im Bild 3.6 dargestellte Modell angewendet. Die Gesamtspannung σ setzt sich aus einem durch die Feder beschriebenen Gleichgewichtsanteil und aus einem durch die Feder-Dämpfer-Kombination beschriebenen Nichtgleichgewichtsanteil zusammen [46].

$$\sigma = \sigma_{eq} + \sigma_{neq} \quad (3.20)$$

Darin stellt

$$\sigma_{eq} = E \varepsilon \quad (3.21)$$

den Gleichgewichtsanteil der Feder dar. Für den Nichtgleichgewichtsanteil gilt, wie in Kapitel 3.2 beschrieben, Spannungsgleichheit in der Reihenschaltung von Feder- und Dämpferelement (MAXWELL-Element):

$$\sigma_{neq} = \hat{E} \varepsilon_e = \eta \dot{\varepsilon}_i \quad (3.22)$$

Die Verzerrung und die Verzerrungsrate des MAXWELL-Elements setzen sich additiv aus einem elastischen Anteil und einem inelastischen Anteil zusammen.

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_i \quad \text{und} \quad \dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_i \quad (3.23)$$

Zur Herleitung der Differentialgleichung wird Gleichung 3.20 für die Spannungsrate angeschrie-

ben und nach dem Nichtgleichgewichtsanteil umgestellt.

$$\dot{\sigma}_{neq} = \dot{\sigma} - \dot{\sigma}_{eq} \quad (3.24)$$

Im nächsten Schritt wird Gleichung 3.21 nach $\dot{\varepsilon}_e = \dot{\varepsilon} - \frac{\sigma_{neq}}{\eta}$ umgestellt und in 3.24 eingesetzt:

$$\hat{E} \left(\dot{\varepsilon} - \frac{\sigma_{neq}}{\eta} \right) = \dot{\sigma} - E \dot{\varepsilon} \quad (3.25)$$

Setzt man Gleichung 3.20 umgestellt nach σ_{neq} in Gleichung 3.25 ein, so erhält man:

$$\hat{E} \left(\dot{\varepsilon} - \frac{1}{\eta} (\sigma - E \varepsilon) \right) = \dot{\sigma} - E \dot{\varepsilon} \quad (3.26)$$

Nach kurzem Umformen erhält man die Differentialgleichung 1. Ordnung für das DREIPARAMETER-MAXWELL-Modell, die für beliebige spannungs- und dehnungsgesteuerte Beanspruchungen gelöst werden kann, siehe z.B. [46].

$$\dot{\sigma} + \frac{\hat{E}}{\eta} \sigma = (E + \hat{E}) \dot{\varepsilon} - \frac{E \hat{E}}{\eta} \varepsilon \quad (3.27)$$

Bei sehr langsam aufgebrachten Beanspruchungen werden die Spannungs- und Verzerrungsraten in der Differentialgleichung 3.27 gegenüber den anderen Termen vernachlässigbar klein:

$$\dot{\sigma} \ll \frac{\hat{E}}{\eta} \sigma \quad \text{und} \quad (E + \hat{E}) \dot{\varepsilon} \ll \frac{E \hat{E}}{\eta} \varepsilon \quad (3.28)$$

In diesem Fall vereinfacht sich Gleichung 3.27 zu

$$\frac{\hat{E}}{\eta} \sigma = \frac{E \hat{E}}{\eta} \varepsilon, \quad (3.29)$$

was letztendlich auf die Beziehung der linear-elastischen Feder zurückführt.

$$\sigma = E \varepsilon = \sigma_{eq} \quad (3.30)$$

Im Spannungs-Verzerrungs-Diagramm in Bild 3.7 wird die Beziehung 3.30 durch die blaue Linie veranschaulicht. Die Linie wird als statische Kennlinie oder Gleichgewichtskennlinie [46] bezeichnet und stellt den unteren Grenzwert viskoelastischen Materialverhaltens dar.

Der obere Grenzwert viskoelastischen Materialverhaltens wird durch eine sehr schnell aufgebrachte Beanspruchung gebildet. In diesem Fall werden die Terme in Gleichung 3.27, die Spannungs- und Verzerrungsraten enthalten, sehr viel größer als die übrigen Terme:

$$\dot{\sigma} \gg \frac{\hat{E}}{\eta} \sigma \quad \text{und} \quad (E + \hat{E}) \dot{\varepsilon} \gg \frac{E \hat{E}}{\eta} \varepsilon \quad (3.31)$$

Somit reduziert sich die Differentialgleichung 3.27 des DREIPARAMETER-MAXWELL-Modells auf

$$\dot{\sigma} = (E + \hat{E}) \dot{\varepsilon} \quad (3.32)$$

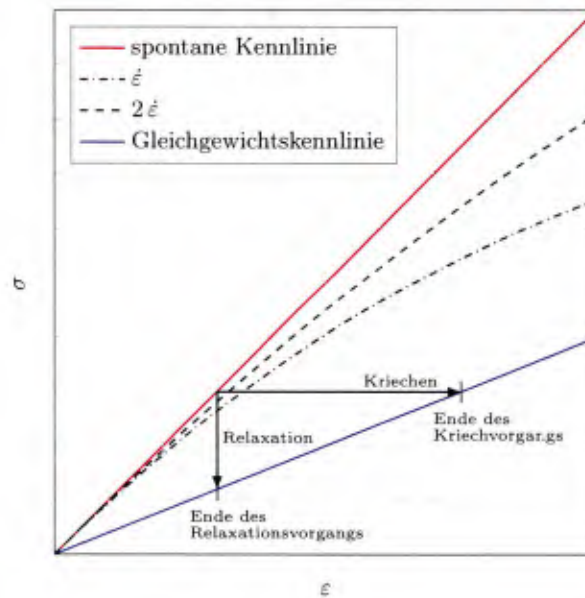


Bild 3.7: Grenzwertrichtung am DREIPARAMETER-MAXWELL-Modell

Die Integration nach der Zeit führt mit den Anfangsbedingungen $\sigma(0) = 0$ und $\varepsilon(0) = 0$ auf die in Bild 3.7 in rot dargestellte spontane Kennlinie.

$$\sigma = (E + \hat{E}) \varepsilon \quad (3.33)$$

Betrachtet man einen Relaxationsversuch am Dreiparametermodell, so lässt sich feststellen, dass aufgrund der gegenüber dem in Kapitel 3.2 einfachen MAXWELL-Modell eingefügten zusätzlichen Feder die normierte Spannungsantwort auf eine sprunghafte aufgebrachte Verzerrung nicht mehr asymptotisch gegen null, sondern gegen den Wert E läuft, wie in Bild 3.8 dargestellt ist. Analog zur Vorgehensweise in Kapitel 3.2 lässt sich die Relaxationsfunktion $R(t)$ für das Dreiparametermodell wie folgt angeben.

$$\frac{\sigma(t)}{\varepsilon_0} = E + \hat{E} e^{-\frac{t}{\tau}} = R(t) \quad \text{mit} \quad \tau = \frac{\eta}{\hat{E}} \quad (3.34)$$

Berechnet man nun wieder die allgemeine Spannungsantwort $\sigma(t)$ für eine beliebige Verzerrungsgeschichte $\varepsilon(t)$, lässt sich analog zur zuvor beschriebenen Vorgehensweise das sog. Gedächtnisintegral angeben.

$$\sigma(t) = \int_0^t \left[E + \hat{E} e^{-\frac{\hat{E}}{\eta}(t-s)} \right] \frac{d\varepsilon}{ds} ds = \int_0^t R(t-s) \frac{d\varepsilon}{ds} ds \quad (3.35)$$

3.2.4 Generalisiertes Maxwell-Modell zur Beschreibung viskoelastischen Materialverhaltens

Das in Kapitel 3.2.3 beschriebene dreiparametrische MAXWELL-Modell reicht zur Abbildung komplexeren viskoelastischen Materialverhaltens meist nicht aus. Hierzu wird es erforderlich

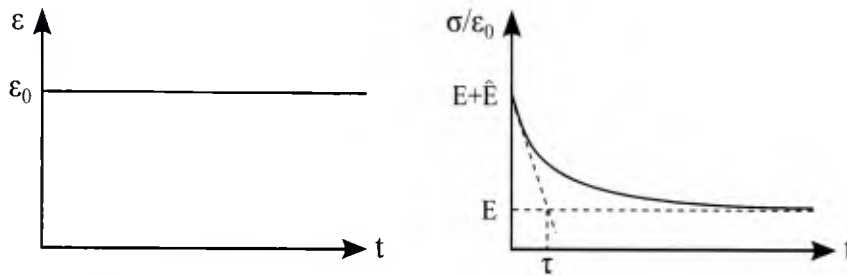


Bild 3.8: Aufgebrachte Verzerrung und zugehörige normierte Spannungsantwort des Dreiparametermodells im Relaxationsversuch

weitere Feder-Dämpfer-Kombinationen zuzuschalten und somit das MAXWELL-Modell um beliebig viele Elemente zu erweitern, wie in Bild 3.9 dargestellt ist. Die in Kapitel 3.2.3 angegebenen Beziehungen für das dreiparametrische Modell gelten bei beliebiger Elementanzahl analog.

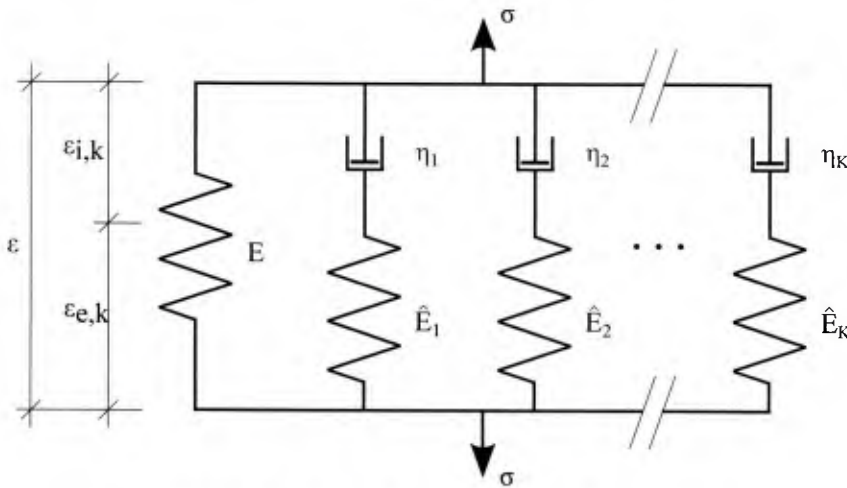


Bild 3.9: Generalisiertes Maxwell-Modell

Die Verzerrungen in jedem MAXWELL-Element lassen sich dementsprechend durch die Addition der elastischen und inelastischen Verzerrungsanteile berechnen.

$$\varepsilon = \varepsilon_{e,k} + \varepsilon_{i,k} \quad (3.36)$$

Des Weiteren herrscht Spannungsgleichheit in den Feder- und Dämpferelementen der MAXWELL-Elemente. Für den Anteil der linear-elastischen Federn gilt Gleichung 3.21 weiterhin:

$$\sigma_{eq} = E \varepsilon \quad (3.37)$$

Der in Kapitel 3.2.3 eingeführte Nichtgleichgewichtsanteil der Spannung σ_{neq} errechnet sich aus der Summe der Nichtgleichgewichtsspannungen der K MAXWELL-Elemente:

$$\sigma_{neq} = \sum_{k=1}^K \sigma_{neq,k} \quad (3.38)$$

Somit ergibt sich die gesamte im Generalisierten MAXWELL-Modell wirkende Spannung zu

$$\sigma = \sigma_{eq} + \sum_{k=1}^K \sigma_{neq,k} \quad (3.39)$$

Eliminiert man die inelastischen Verzerrungen, die aus den viskosen Dämpfungsanteilen herrühren, so erhält man für den Nichtgleichgewichtsanteil der Spannungen zunächst:

$$\sum_{k=1}^K \dot{\sigma}_{neq,k} = \sum_{k=1}^K \left[\hat{E}_k \dot{\varepsilon} - \frac{1}{\tau_k} \sigma_{neq,k} \right] \quad \text{mit} \quad \tau_k = \frac{\eta_k}{\hat{E}_k} \quad (3.40)$$

Darin stellt τ_k die Relaxationszeit des k -ten Dämpfungselements dar. Nach Umformung und Integration über der Zeit t lässt sich für Gleichung 3.40 analog der bereits im Zusammenhang mit dem einfachen MAXWELL-Modell beschriebenen Vorgehensweise das Gedächtnisintegral für den zeitlichen Verlauf der Spannung anschreiben.

$$\sigma(t) = \int_0^t \left[E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k e^{-\frac{\hat{E}_k}{\eta_k}(t-s)} \right] \frac{d\varepsilon}{ds} ds \quad (3.41)$$

Die darin enthaltene Relaxationsfunktion hat die Form:

$$E(t) = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k e^{-\frac{t}{\tau_k}} \quad (3.42)$$

Gleichung 3.42 wird auch als PRONY-Reihe bezeichnet und beschreibt mit $2k - 1$ Parametern den zeitlichen Verlauf des E-Moduls und ist somit in der Lage auch komplexes viskoelastisches Materialverhalten wiederzugeben. In vielen Fällen ist es sinnvoll die Prony-Reihe in dimensionsloser Form anzugeben, was durch Division von Gleichung 3.42 mit dem initialen E-Modul $E_0 = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k$ erreicht wird.

$$r(t) = \frac{E(t)}{E_0} = \frac{E}{E_0} + \sum_{k=1}^K \frac{\hat{E}_k}{E_0} e^{-\frac{t}{\tau_k}} = r + \sum_{k=1}^K r_k e^{-\frac{t}{\tau_k}} = 1 - \sum_{k=1}^K r_k \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_k}} \right) \quad (3.43)$$

Es ist anzumerken, dass ein MAXWELL-Element innerhalb von zwei Zeitdekaden nahezu vollständig relaxiert, wie in Bild 3.10 ersichtlich ist. Des Weiteren geht aus Bild 3.10 hervor, welchen Beitrag die einzelnen Summanden zur Prony-Reihe leisten.

3.3 Superpositionsprinzip nach Boltzmann

Aufgrund der Zeitabhängigkeit linear-viskoelastischen Materialverhaltens wird der Spannungswert zu einem betrachteten Zeitpunkt bedingt durch die gesamte Dehnungsvorgeschichte und vice versa. Da in der linearen Viskoelastizität das BOLTZMANN'sche Superpositionsprinzip gilt, können zwei jeweils einander zugeordnete Spannungs- und Verzerrungsverläufe überlagert wer-

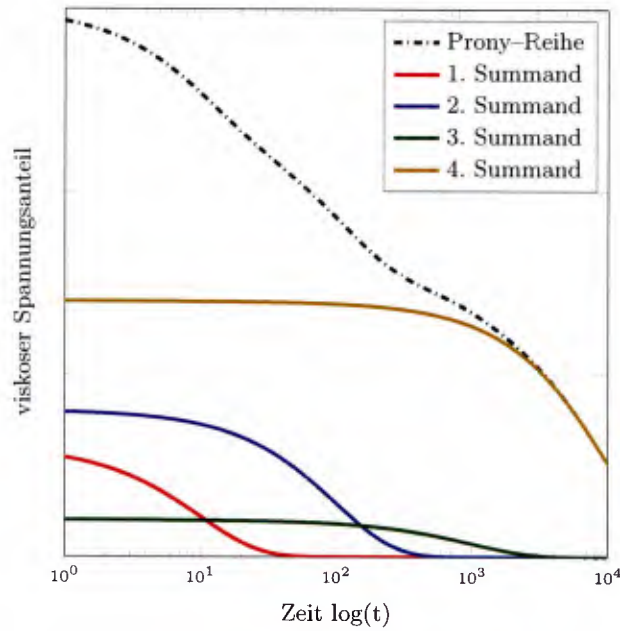


Bild 3.10: Relaxationsverhalten und Summation einer Prony-Reihe [52]

den [18], wie aus Gleichung 3.44 hervorgeht.

$$\sigma_1(t) + \sigma_2(t) \rightarrow \varepsilon_1(t) + \varepsilon_2(t) \quad \text{für} \quad \begin{cases} \sigma_1(t) \rightarrow \varepsilon_1(t) \\ \text{und} \\ \sigma_2(t) \rightarrow \varepsilon_2(t) \end{cases} \quad (3.44)$$

Diesem Superpositionsprinzip zufolge kann die Materialantwort für eine beliebige Belastungsgeschichte als Summe von konstanten Belastungszinkrementen verursachten Materialantworten berechnet werden [30], wie in Bild 3.11 dargestellt ist.

$$\sigma(t) = \sum_{k=1}^K \Delta\sigma_k(t) = \sum_{k=1}^K R(t - s_k) \dot{\varepsilon}(s_k) \Delta s \quad (3.45)$$

Für den Grenzübergang $\Delta s \rightarrow 0$ erhält man das bereits bekannte Gedächtnisintegral:

$$\sigma(t) = \lim_{\Delta s \rightarrow 0} \sum_{k=1}^K \Delta\sigma_k(t) = \int_0^t R(t - s) \frac{d\varepsilon}{ds} ds \quad (3.46)$$

3.4 Temperaturabhängigkeit viskoelastischen Materialverhaltens

Wie bereits in Kapitel 3.1 beschrieben, ist das Verhalten viskoelastischer Materialien stark temperaturabhängig. Ein Temperaturanstieg bewirkt bei gleichbleibender Belastungsgeschwindigkeit eine Steifigkeitsverringern und vice versa. Durch die Temperaturänderung wird hauptsächlich das Relaxationsverhalten beeinflusst [85], was zur Folge hat, dass sich die Relaxa-

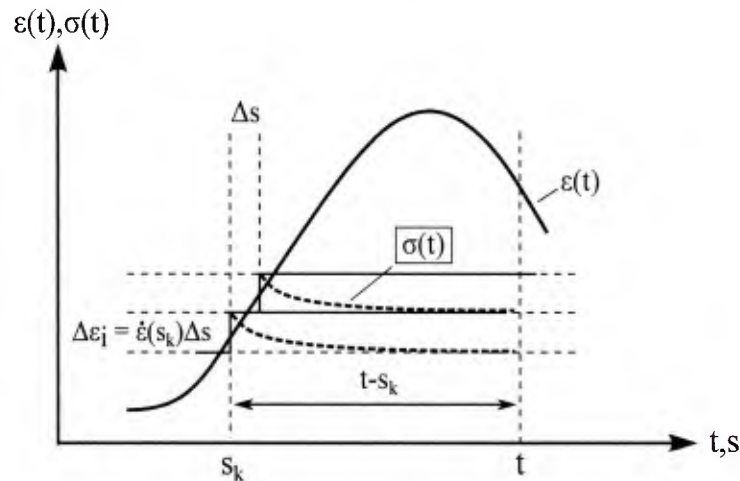


Bild 3.11: Approximation der Lasthistorie nach dem Boltzmann'schen Superpositionsprinzip [52]

tionszeiten verändern. Mit steigender Temperatur sinken die Relaxationszeiten und umgekehrt. Die spontan elastische Reaktion und das elastische Verhalten für $t \rightarrow \infty$ werden von einer Temperaturänderung i.d.R. nicht beeinflusst.

Führt man einen Relaxationsversuch am gleichen Ausgangsmaterial für verschiedene Temperaturen durch, so lässt sich feststellen, dass in einer logarithmischen Darstellung der Relaxationskurven über der Zeit die einzelnen Kurven für verschiedene Temperaturen durch horizontales Verschieben (shift) auseinander hervorgehen, wie in Bild 3.12 dargestellt ist. Es ist zu erkennen, dass die durchgehende Relaxationskurve aus einzelnen, für verschiedene Temperaturen (in Bild 3.12 gilt $T_1 < T_{ref} < T_3 < T_4$) im gleichen Zeitbereich gemessenen Kurven, die um den sog. shift-Faktor a_T auf der Zeitachse verschoben sind, zusammengesetzt ist. Dieser Zusammenhang wird als ZEIT-TEMPERATUR-VERSCHIEBUNGSPRINZIP (kurz: ZTV, engl. time-temperature-superposition-principle, kurz: TTSP) bezeichnet. Voraussetzung für die Anwendbarkeit dieses Prinzips ist, dass das untersuchte Material thermorheologische Einfachheit (engl. thermorheological simplicity, TRS) aufweist. Nach [48] ist dies der Fall, wenn der Verlust- über dem Speichermodul (Erläuterung siehe Kapitel 3.5) aufgetragen einen stetigen Kurvenverlauf aufweist. Das ZTV-Prinzip kann jedoch auch auf thermorheologisch komplexe Materialien angewendet werden. Hierfür ist es jedoch erforderlich neben dem horizontalen Verschieben einen vertikalen shift-Faktor und unter Umständen eine Rotation der Einzelkurven anzuwenden [64].

Versuchstechnisch kann man sich das ZTV-Prinzip zu Nutze machen, indem man Relaxationsversuche bei verschiedenen Temperaturen in einer begrenzten Versuchszeit durchführt und die so gewonnenen Relaxationsverläufe auf der Zeitskala in der Form horizontal verschiebt, sodass die Einzelkurven das vollständige Relaxationsverhalten für die gewählte Referenztemperatur wiedergeben. Die auf diese Art und Weise konstruierte Kurve wird als MASTERKURVE bezeichnet. In Kapitel 3.2.4 wurde bereits erläutert, dass das Relaxationsverhalten viskoelastischer Materialien für eine bestimmte Temperatur mit den sich in Abhängigkeit der Temperatur ändernden Relaxationszeiten τ_j mittels der in Gleichung 3.42 angegebenen Prony-Reihe modelliert werden kann. Unter der Annahme, dass sich alle Relaxationszeiten τ_j bei der Temperatur T bezogen auf die Relaxationszeiten $\tau_{j,T_{ref}}$ bei einer Referenztemperatur auf die gleiche Weise skalieren lassen,

gilt folgender Zusammenhang

$$\tau_k(T) = \tau_{k,Tref} \cdot a_T(T), \quad (3.47)$$

der eingesetzt in Gleichung 3.42 auf den nachfolgenden Ansatz für die Prony-Reihe führt, worin $\xi = \frac{t}{a_T(T)}$ die sog. reduzierte Zeit darstellt.

$$E(t) = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k e^{-\frac{t}{a_T(T)\tau_{k,Tref}}} = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k e^{-\frac{\xi}{\tau_{k,Tref}}} \quad (3.48)$$

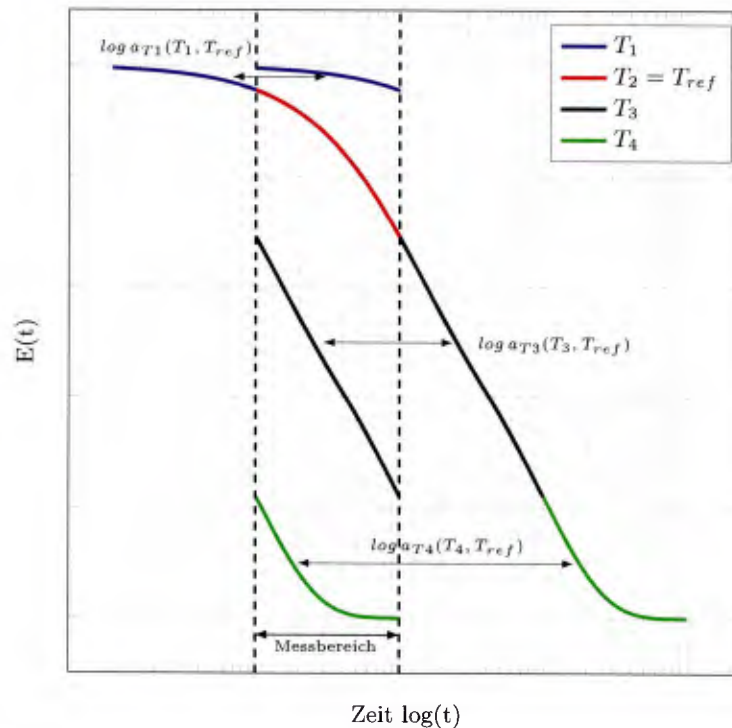


Bild 3.12: Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip (ZTV) [52]

Die Darstellung der Relaxationskurven für die Temperatur T über der reduzierten Zeit ξ führt somit immer auf die gleiche Kurve. Durch ein horizontales Verschieben der gemessenen Kurven über einer logarithmischen Zeitskala erhält man so die Masterkurve. Für die reduzierte Zeit ξ gilt dann

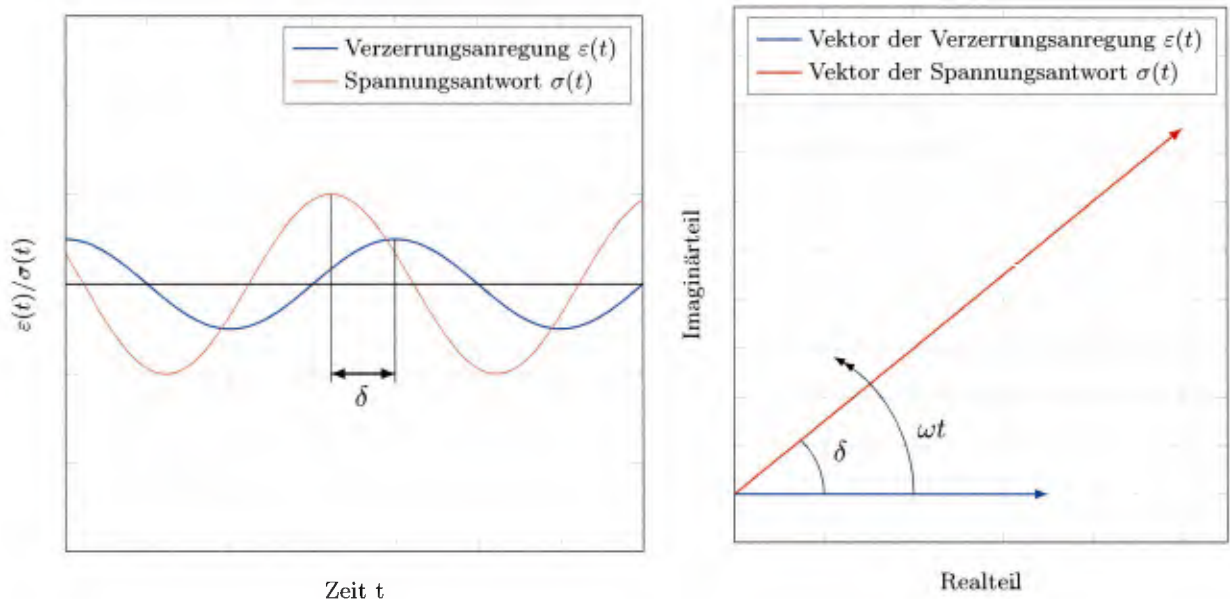
$$\log_{10}(\xi) = \log_{10}\left(\frac{t}{a_T}\right) = \log_{10}(t) - \log_{10}(a_T) \quad (3.49)$$

Zur mathematischen Beschreibung des shift-Faktors a_T bzw. $\log_{10}(a_T)$ finden sich in der Fachliteratur verschiedene empirische Verschiebungsansätze [85], wie beispielsweise die Ansätze nach WILLIAM-LANDEL-FERRY (WLF), ARRHENIUS oder TOOL-NARAYANASWAMY (TN), die je nach zu untersuchendem Material und Temperaturbereich mehr oder weniger zutreffend sind. Aufgrund der Tatsache, dass die bekannten Verschiebungsansätze die experimentell ermittelten shift-Faktoren meist nur in Teilbereichen sinnvoll wiedergeben können und letztlich nur Regressionsfunktionen darstellen, werden die genannten Ansätze hier nicht weiter erläutert.

3.5 Untersuchung viskoelastischer Materialien mithilfe Dynamisch–Mechanischer Analyse (DMA)

Für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften viskoelastischer Materialien ist die Dynamisch–Mechanische Analyse (DMA) eine gebräuchliche und insbesondere im Bereich der Automobilindustrie und der Luft– und Raumfahrttechnik weit verbreitete Untersuchungsmethode. Das Verfahren der DMA (oft auch als Dynamisch–Mechanisch–Thermische Analyse, DMTA bezeichnet) wird angewendet, um die zeit– bzw. frequenz– und temperaturabhängigen Werkstoffeigenschaften im Bereich kleiner Verzerrungen zu ermitteln [56]. Hierzu wird der Probekörper mit einer harmonischen weg– oder kraftgesteuerten Anregung beansprucht und die Materialantwort gemessen, um auf die Steifigkeit und das Dämpfungsverhalten des Materials schließen zu können [6, 10, 66]. Das Ziel der DMA–Untersuchung ist üblicherweise die Ermittlung von Parametern zur Beschreibung des Materialverhaltens mittels der in Gleichung 3.42 bzw. 3.43 angegebenen Prony–Reihe. Nachfolgend werden die für die DMA–Messung essentiellen mathematischen Zusammenhänge erläutert. Für die Funktionsweise und das Messprinzip der für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Prüfmaschine siehe Kapitel 5.2.

Das Aufbringen einer harmonischen Verzerrungsanregung auf einen viskoelastischen Körper führt zu einer harmonischen Spannungsantwort mit gleicher Frequenz, die zeitlich um den Phasenwinkel δ versetzt ist, wie in Bild 3.13a dargestellt ist.



(a) Phasenverschiebung zwischen Verzerrungsanregung und Spannungsantwort

(b) Zusammenhang zwischen Verzerrungsanregung und Spannungsantwort in der Gaußschen Zahlenebene

Bild 3.13: Phasenverschiebung und Zusammenhang in der Gaußschen Zahlenebene zwischen Verzerrungsanregung und Spannungsantwort [52]

Dies gilt jedoch streng genommen nur, wenn die durch den Einschwingvorgang bedingten Effekte abgeklungen sind. Die Abklingzeit die hierfür benötigt wird ist wiederum abhängig

von den viskoelastischen Eigenschaften des betrachteten Materials. Für den Fall, dass der Koordinatenursprung der Zeitachse mit dem Maximum der Verzerrung zusammenfällt, kann für die Verzerrungsanregung Gleichung 3.50 angeschrieben werden. Unter oben beschriebener Voraussetzung, dass der Einschwingvorgang keine Auswirkungen hat, kann die Spannungsantwort nach Gleichung 3.51 berechnet werden.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \cos(\omega t) \quad (3.50)$$

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cos(\omega t + \delta) \quad (3.51)$$

Wird eine zeitabhängige Verzerrungsanregung vorgegeben, so lässt sich diese, wie es bei Schwingungsvorgängen üblich ist, in komplexer Schreibweise darstellen:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 (\cos(\omega t) + i \sin(\omega t)). \quad (3.52)$$

Der Zusammenhang zwischen Verzerrungsanregung und Spannungsantwort in der komplexen Zahlenebene ist in Bild 3.13b dargestellt. In Gleichung 3.52 ist ε_0 die Verzerrungsamplitude und $\omega = 2\pi f$ die Kreisfrequenz der Anregung. Unter Zuhilfenahme der EULERSchen Beziehung für komplexe Zahlen

$$e^{i\omega t} = \cos(\omega t) + i \sin(\omega t) \quad (3.53)$$

lässt sich die Gleichung anschaulicher anschreiben:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 e^{i\omega t} \quad (3.54)$$

In gleicher Weise kann für die Spannungsantwort

$$\sigma(t) = \sigma_0 e^{i\omega t - \delta} \quad (3.55)$$

angegeben werden.

Zur Untersuchung des Werkstoffverhaltens, dessen Relaxationsverhalten durch eine Prony-Reihe beschreibbar ist, wird zunächst das Antwortverhalten eines MAXWELL-Elements mittels der in Gleichung 3.8 angegebenen Differentialgleichung unter Einbeziehung der Relaxationszeit $\tau = \frac{\eta}{E}$ im Frequenzbereich bestimmt.

$$\dot{\sigma} + \frac{1}{\tau} \sigma = E \dot{\varepsilon} \quad (3.56)$$

Mit den komplexen Ausdrücken für Verzerrungsanregung und Spannungsantwort wird aus Gleichung 3.56

$$i\omega\sigma_0 e^{i(\omega t - \delta)} + \frac{1}{\tau} \sigma_0 e^{i(\omega t - \delta)} = E i\omega \dot{\varepsilon}_0 e^{i\omega t} \quad (3.57)$$

Durch Partialbruchzerlegung von Gleichung 3.57 erhält man folgenden Ausdruck für die Spannungsantwort:

$$\sigma_0 = E \varepsilon_0 \left(\frac{\omega^2 \tau^2}{1 + \omega^2 \tau^2} + i \frac{\omega \tau}{1 + \omega^2 \tau^2} \right) e^{-i(\omega t - \delta)} \quad (3.58)$$

Es wird ersichtlich, dass die Spannungsantwort des MAXWELL-Modells im Wesentlichen von der Kreisfrequenz ω der Anregung und der Relaxationszeit τ des Dämpfungselements abhängt.

Dabei ist

$$E^* = E e^{-i\delta} \left(\frac{\omega^2 \tau^2}{1 + \omega^2 \tau^2} + i \frac{\omega \tau}{1 + \omega^2 \tau^2} \right) \quad (3.59)$$

der komplexe Modul, der die Antwort des MAXWELL-Elements auf eine harmonische Anregung beschreibt. Der darin enthaltene Realteil wird als Speichermodul E' und der Imaginärteil als Verlustmodul E'' bezeichnet. In der Gaußschen Zahlenebene dargestellt, beschreiben Speicher- und Verlustmodul die Katheten eines rechtwinkligen Dreiecks, dessen Hypotenuse durch den komplexen Modul gebildet wird, wie in Bild 3.14 ersichtlich wird. Der im Bild mit δ gekennzeichnete Winkel gibt den Phasenversatz der Spannungsantwort gegenüber der Verzerungsanregung wieder. Der Speichermodul $E'(\omega)$ beschreibt den elastischen Anteil viskoelastischen Materialverhaltens, wohingegen der Verlustmodul $E''(\omega)$ das Materialdämpfungsverhalten charakterisiert.

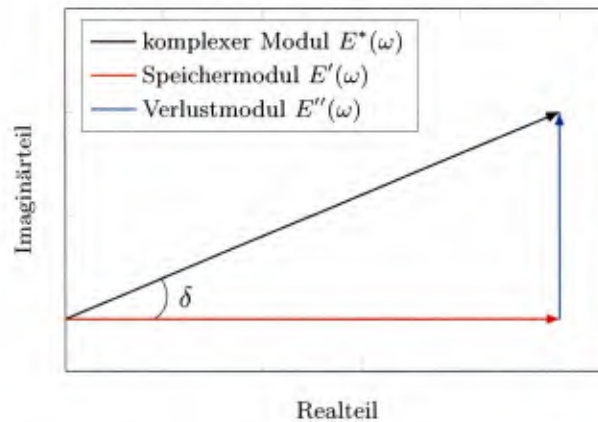


Bild 3.14: Zusammenhang zwischen Speicher- und Verlustmodul

Wendet man die für das einfache MAXWELL-Element beschriebene Vorgehensweise auf das in Kapitel 3.2.4 erläuterte Generalisierte MAXWELL-Modell an, so lässt sich unter Zuhilfenahme der in Gleichung 3.42 angegebenen Prony-Reihe folgender Zusammenhang für den Speicher- und Verlustmodul darstellen [85, 86]:

$$E(\omega) = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{\omega^2 \tau_k^2}{1 + \omega^2 \tau_k^2} + i \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{\omega \tau_k}{1 + \omega^2 \tau_k^2} \quad (3.60)$$

mit

$$E' = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{\omega^2 \tau_k^2}{1 + \omega^2 \tau_k^2} \quad (3.61)$$

als Speichermodul und

$$E'' = \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{\omega \tau_k}{1 + \omega^2 \tau_k^2} \quad (3.62)$$

als Verlustmodul.

Analog zu den Erläuterungen für die im Zeitbereich geltende Prony-Reihe in Gleichung 3.42

lassen sich die Module auch im Frequenzbereich auf die spontan elastische Reaktion normieren:

$$\frac{E'}{E_0} = r + \sum_{k=1}^K r_k \frac{\omega^2 \tau_k^2}{1 + \omega^2 \tau_k^2} \quad \text{mit} \quad r = \frac{E}{E_0} \quad \text{und} \quad r_k = \frac{E_k}{E_0} \quad (3.63)$$

$$\frac{E''}{E_0} = \sum_{k=1}^K r_k \frac{\omega \tau_k}{1 + \omega^2 \tau_k^2} \quad (3.64)$$

Somit stehen zur experimentellen Identifikation der zur Beschreibung der Prony-Reihe notwendigen Parameter zwei unterschiedliche Versuchstechniken zur Verfügung. Im Zeitbereich lassen sich die Reihenparameter durch Relaxations- und im Frequenzbereich durch DMA-Versuche bestimmen. Dabei zeichnet sich die Methode der DMA durch eine höhere Effizienz hinsichtlich der Versuchsdauer gegenüber experimentellen Untersuchungen im Zeitbereich aus.

Unter der Annahme der in Kapitel 3.4 eingeführten thermorheologischen Einfachheit kann analog zu den Betrachtungen im Zeitbereich auch im Frequenzbereich das Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip (ZTV) angewendet werden. Mit Gleichung 3.47 lässt sich demnach für Speicher- und Verlustmodul unter Einbeziehung des Temperaturverhaltens folgender Zusammenhang angeben

$$E(\omega) = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{a_T(T)^2 \omega^2 \tau_{k,Tref}^2}{1 + a_T(T)^2 \omega^2 \tau_{k,Tref}^2} + i \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{a_T(T) \omega \tau_{k,Tref}}{1 + a_T(T)^2 \omega^2 \tau_{k,Tref}^2} \quad (3.65)$$

Unter Einführung der sog. reduzierten Frequenz $\zeta = \omega \cdot a_T(T)$ lässt sich Gleichung 3.65 wie folgt zusammenfassen:

$$E(\omega) = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{\zeta^2 (\tau_{k,Tref})^2}{1 + \zeta^2 (\tau_{k,Tref})^2} + i \sum_{k=1}^K \hat{E}_k \frac{\zeta \tau_{k,Tref}}{1 + \zeta^2 (\tau_{k,Tref})^2} \quad (3.66)$$

Stellt man Speicher- und Verlustmodul für die Temperatur T über der reduzierten Frequenz dar, erhält man somit immer die gleiche Kurve. Durch ein horizontales Verschieben der gemessenen Kurven über eine logarithmische Frequenzskala erhält man analog zu den Ausführungen in Kapitel 3.4 die Masterkurve im Frequenzraum. Für die reduzierte Frequenz gilt dann:

$$\log_{10}(\zeta) = \log_{10}(\omega a_T(T)) = \log_{10}(\omega) + \log_{10}(a_T(T)). \quad (3.67)$$

4 Konzept der experimentellen Untersuchungen

4.1 Allgemeines

Im Rahmen dieser Arbeit wurden experimentelle Untersuchungen an sekundärbeschichteten, textilen Carbonbewehrungen und damit bewehrten Dehnkörpern im Labor des INSTITUTS FÜR KONSTRUKTIVEN INGENIEURBAU der UNIVERSITÄT DER BUNDESWEHR MÜNCHEN durchgeführt. In diesem Kapitel wird ein Überblick über das Versuchsprogramm einschließlich der verwendeten Nomenklatur gegeben. Zudem werden die für die Versuche verwendeten Materialien sowie deren Eigenschaften vorgestellt.

4.2 Versuchsprogramm

Um das Zugtragverhalten von mit beschichteten Carbongelegen bewehrten Dehnkörpern unter zyklischen Belastungen zu erforschen, wurde ein zweiteiliges Versuchskonzept erstellt, das sowohl Untersuchungen am reinen Bewehrungsmaterial (Kapitel 5) als auch an bewehrten Dehnkörpern (Kapitel 7) beinhaltet.

Da zu erwarten war, dass die viskoelastischen Eigenschaften der Beschichtungen der textilen Gelege (siehe Kapitel 2.2.2) wesentlichen Einfluss auf das zyklische Zugtragverhalten des Verbundbaustoffs haben (siehe Kapitel 2.5), wurden zur Ermittlung des frequenz- und temperaturabhängigen Verhaltens dynamisch-mechanische Analysen, welche eine Standardversuchsmethode aus dem Bereich der Luft- und Raumfahrttechnik sowie dem Automobilbau darstellen, an Materialkleinproben durchgeführt.

Wie in Kapitel 5.2 beschrieben, können DMA-Versuche je nach Zielrichtung mit der selben Prüfmaschine in verschiedensten Konfigurationen bewerkstelligt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei verschiedene Versuchsarten gewählt. Zum einen waren statische Versuche (sog. STATISCHE SWEEPS) vorgesehen mit der Zielrichtung

- den optimalen Belastungsmodus (Zug- oder Dreipunktbiegung) zu bestimmen, da hinsichtlich der Durchführung von dynamisch-mechanischen Analysen an textiler Carbonbewehrung keinerlei Erfahrungswerte vorlagen,
- Kenntnis über das Last-Verformungsverhalten der Gelege zu erlangen, um das Lastniveau für die nachfolgend beschriebenen DMA-Versuche zur Ermittlung des frequenz- und temperaturabhängigen Materialverhaltens sinnvoll wählen zu können,
- den statischen E-Modul der untersuchten Bewehrungsgelege zu erfassen.

Eine Übersicht über die statischen Versuche ist in Tabelle 4.1 wiedergegeben.

Tabelle 4.1: Statische Versuche am Bewehrungsmaterial

Belastungsmodus	T01	T02	T03
Zug	3	3	3
Dreipunktbiegung	4	3	3

Zum anderen wurden aufbauend auf den Erkenntnissen der statischen Untersuchungen die dynamisch-mechanischen Analysen als sog. TEMPERATUR-FREQUENZ-SWEEPS durchgeführt. Diese Versuche verfolgten das Ziel das frequenz- bzw. zeit- sowie temperaturabhängige Materialverhalten von mit Styrol-Butadien und Epoxidharz beschichteten Carbongelegen zu erforschen. Hierzu wurden Untersuchungen mit verschiedenen Anregungsfrequenzen zwischen $0,2\text{ Hz}$ und 20 Hz in Temperaturbereichen von -80°C bis $+180^\circ\text{C}$ unternommen, um den baupraktisch relevanten Bereich abzudecken sowie Aussagen über den Glasübergangsprozess treffen zu können. Zunächst wurden für alle Gelege Versuche mit Temperaturen von $+30^\circ\text{C}$ bis $+180^\circ\text{C}$ durchgeführt, da zum Erreichen tieferer Temperaturen flüssiger Stickstoff bereitgestellt werden musste (siehe Kapitel 5.2), was entsprechend aufwendig und kostenintensiv ist. Auf Grundlage der daraus hinsichtlich des Temperaturverhaltens gewonnenen Erkenntnisse wurde der negative Temperaturbereich auf -40°C bzw. -80°C entsprechend erweitert. Zusätzlich waren ausgewählte DMA-Versuche zur Untersuchung des Einflusses des gewählten Lastniveaus vorgesehen.

Eine Übersicht über die Versuche mittels dynamisch-mechanischer Analyse ist in Tabelle 4.2 angegeben.

Tabelle 4.2: Versuche mittels Dynamisch-Mechanische-Analyse

Versuchsparameter	T01	T02	T03	Versuchsnummer
Temperaturbereich $+30^\circ\text{C}$ bis $+180^\circ\text{C}$	3	3	3	01 bis 03
Temperaturbereich -40°C bis $+180^\circ\text{C}$	-	1	1	04
Temperaturbereich -80°C bis $+180^\circ\text{C}$	1	-	-	04
höheres Lastniveau	-	-	3	05 bis 07

Das zyklische Zugtragverhalten des Verbundbaustoffs wurde mithilfe von Dehnkörperversuchen erforscht. Der wesentliche zu variierende Versuchsparameter war dabei die Höhe der Schwingbreite bei konstanter Unterlast bzw. -spannung. Zur Wahl der drei unterschiedlichen Belastungsniveaus siehe Kapitel 7.6.2. Neben den zyklischen Versuchen wurden zu Vergleichszwecken statische Referenzversuche durchgeführt. Da u.a. die Steifigkeit im Zustand des abgeschlossenen Rissbildes betrachtet werden sollte, wurden aufgrund des zu erwartenden verzerrungsratenabhängigen Verhaltens viskoelastischer Materialien (siehe Bild 3.1) zusätzlich Zugversuche mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt.

Die durchgeführten Dehnkörperversuche sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst.

Tabelle 4.3: Versuche an bewehrten Dehnkörpern

Belastungsart		T01	T02	T03
statisch	2 mm/min	5	4	4
	10 mm/min	3	4	4
	20 mm/min	3	4	4
zyklisch, $f = 10 \text{ Hz}$	$\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$	3	3	3
	$\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$	3	3	3
	$\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$	3	2 ¹	3

¹Aufgrund eines Ausfalls der Prüfmaschine mussten die Ergebnisse eines von ursprünglich drei geplanten Versuchen verworfen werden

Für die experimentellen Untersuchungen wurde zur Bezeichnung der Probekörper nachfolgend angegebene Nomenklatur verwendet. Aus ihr geht die jeweilige Versuchsart (DMA oder Dehnkörper), die Belastungsart, das untersuchte Bewehrungsgelege sowie die Versuchsnummer hervor.

⟨ Versuchsart ⟩-⟨ Belastungsart ⟩-⟨ Gelege ⟩-⟨ Versuchsnummer ⟩

Bei den statischen DMA-Versuchen wurde zusätzlich der verwendete Belastungsmodus (Zug: Z oder Dreipunktbiegung: 3P) auf die Belastungsart folgend mit in die Bezeichnung aufgenommen.

4.3 Verwendete Materialien

4.3.1 Feinbeton

Aufgrund der speziellen Anforderungen an die Betonmatrix für den Einsatz bei textilbewehrten Bauteilen [44, 54, 58, 78] unterscheiden sich die hierfür verwendeten Rezepturen deutlich von den im üblichen Stahlbetonbau eingesetzten Mischungen. Wegen der sehr geringen Größtkorndurchmesser von meist weniger als 1 mm spricht man von Feinbetonen. Die Zusammensetzung der Betonmixturen muss eng auf die mechanischen Eigenschaften des Kompositwerkstoffs, die Herstellungsmethode und die Eigenschaften der textilen Bewehrung abgestimmt sein. Es finden sich deshalb in der Fachliteratur eine Reihe unterschiedlicher Rezepturen, wie z. B. [12, 40, 44, 55], deren Frischbetonkonsistenzen von fließfähig bis weich bzw. plastisch reichen. Die bekannten Feinbetone weisen eine Druckfestigkeit im Bereich hochfester Betone bei gleichzeitig höherer Bruchdehnung auf [13], haben aber aufgrund der vergleichsweise hohen Bindemittelgehalte geringere E-Moduli als Normalbeton [40].

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen an textilbewehrten Dehnkörpern wurde die in Tabelle 4.4 angegebene einheitliche Feinbetonrezeptur verwendet, um eine Vergleichbarkeit der einzelnen Versuche untereinander sicherzustellen.

Hinsichtlich der Herstellung der für die Versuche benötigten Dehnkörper ergaben sich einige

Randbedingungen, die die Betonmischung erfüllen sollte. Eines der untersuchten textilen Gelege (siehe Kapitel 4.3.2) besitzt einen minimalen lichten Abstand von ca. 8 mm, weswegen das Größtkorn der verwendeten Feinbetonmischung entsprechend klein sein musste, um eine ausreichende Durchdringung der Bewehrung sicherzustellen. Zudem erfolgte die Herstellung der Dehnkörper in einer stehenden Schalung, in die der Beton von oben eingefüllt wurde. Aus diesem Grund musste der gewählte Feinbeton ausreichend fließfähig sein, ohne sich beim Hineinfließen in die Schalung zu entmischen. Weiterhin war es herstellungsbedingt erforderlich, dass der Beton selbstverdichtend ist, um möglichst homogene und luftporenfreie Probekörper herstellen zu können. Die Wahl der Betonrezeptur fiel aufgrund der genannten Anforderungen auf die im SFB 532 entwickelte und als Standardfeinbeton verwendete Mischung PZ-0899-01 [11]. Um eine auf die Zwecke in dieser Arbeit bestmöglich abgestimmte Feinbetonrezeptur zu erhalten, wurde diese Mischung in Vorversuchen etwas modifiziert und der Fließmittelgehalt entsprechend reduziert.

Tabelle 4.4: Rezeptur der verwendeten Feinbetonmischung

Material		Einheit	Menge
Zement CEM I 52,5 N	z		490
Steinkohleflugasche	f		175
Silikastaub (Emulsion)	s	kg/m ³	35
Quarzmehl 0 – 0,25 mm			500
Zuschlag 0,2 – 0,6 mm			714
Wasser	w		280
Fließmittel BASF Melflux 2510 L/45 % N.D.		M.-% v. Bindemittelgehalt	0,57
Entschäumer BASF Melflux DF 93			0,03
w/z –Wert			0,57
w/(z + 0,4 · f + s) –Wert			0,47

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Feinbetonmischung wurden Festigkeitsprüfungen nach DIN EN 196-1 [20] durchgeführt. Hierzu wurden begleitend zu jeder Dehnkörpercharge jeweils 6 Prismen mit den Abmessungen 40 mm x 40 mm x 160 mm betoniert, von denen jeweils 3 Stück für die Prüfung der Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$ bei einem Betonalter von 28 Tagen und 90 Tagen verwendet wurden. Die dabei entstehenden Prismenhälften wurden zur Ermittlung der Druckfestigkeit f_{cm} verwendet. Somit wurde die Druckfestigkeit an jeweils 6 Probekörpern bei einem Betonalter von 28 und 90 Tagen bestimmt. Im Gegensatz zur Biegezug- und Druckfestigkeit wurde die zentrische Zugfestigkeit f_{ctm} nicht experimentell geprüft, sondern gemäß den Angaben im MODEL CODE 2010 [69] nach Gleichung 4.1 aus der Biegezugfestigkeit abgeleitet. Die Mittelwerte der mechanischen Eigenschaften aus allen Chargen sind in Tabelle 4.5 und die Mittelwerte aus den Einzelchargen in Anhang C.4 zusammengefasst. Die der Vollständigkeit halber aufgeführten Angaben zum Elastizitätsmodul und zur Bruchdehnung in Tabelle 4.5 wurden der Arbeit von BROCKMANN [12] entnommen.

$$f_{ctm} = \alpha_{fl} \cdot f_{ctm,fl} = \frac{0,06 \cdot h_b^{0,7}}{1 + 0,06 \cdot h_b^{0,7}} \cdot f_{ctm,fl} \quad (4.1)$$

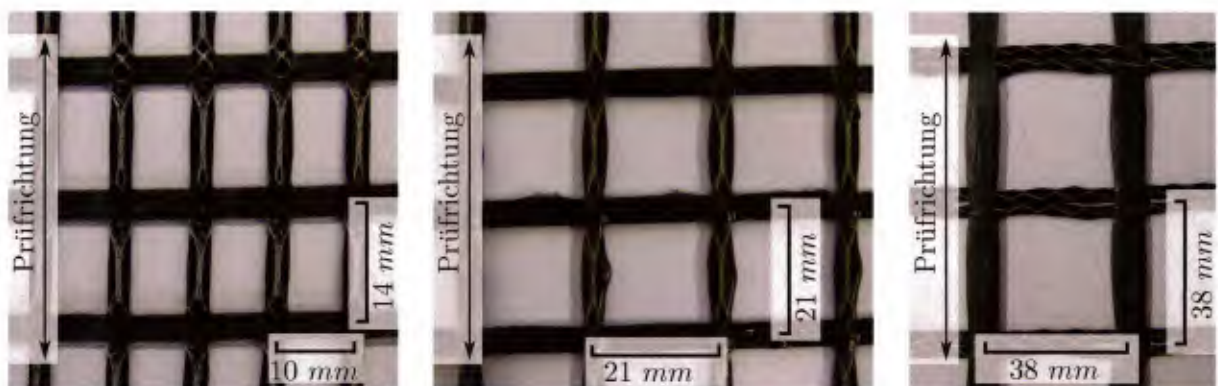
In Gleichung 4.1 stellt α_{fl} den Umrechnungsfaktor zwischen zentrischer und Biegezugfestigkeit und h_b die Prismenhöhe dar. Die Lagerung der Feinbetonprismen bis zur Festigkeitsprüfung erfolgte in gleicher Weise, wie die der Dehnkörper (siehe Kapitel 7.3).

Tabelle 4.5: Mechanische Eigenschaften des Feinbetons (Mittelwert aus allen Chargen)

Kennwert	Betonalter	Einheit	Standardabw.	
Druckfestigkeit $f_{cm,28d}$		N/mm ²	85,0	2,37
Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl,28d}$		N/mm ²	10,4	1,16
zentrische Zugfestigkeit $f_{ctm,28d}$	28 Tage	N/mm ²	4,6	C,51
Elastizitätsmodul [12]		N/mm ²	30400	1200
Bruchdehnung [12]		‰	5,30	C,54
Druckfestigkeit $f_{cm,90d}$		N/mm ²	88,4	1,52
Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl,90d}$	90 Tage	N/mm ²	11,4	1,20
zentrische Zugfestigkeit $f_{ctm,90d}$		N/mm ²	5,0	C,55

4.3.2 Carbonbewehrung

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche standen drei unterschiedliche textile Bewehrungen zur Verfügung, die mit T01 bis T03 bezeichnet werden. Bei den drei untersuchten Gelegen handelt es sich um getränkte, aus Carbonfasern hergestellte Textilbewehrungen. Die Gelege T02 und T03 stammen vom selben Hersteller. Die Bewehrungen sind in Bild 4.1 unter Angabe der für alle Versuche verwendeten Prüfrichtung dargestellt.



a) Gelege T01

b) Gelege T02

c) Gelege T03

Bild 4.1: Verwendete Carbonbelege

Das Textil T01 besteht in Kett- (= Prüfrichtung) als auch in Schussrichtung aus Carbonfilamenten mit einer Feinheit von 3300 *tex*. Die Einzelfilamente besitzen eine Zugfestigkeit von 4000 N/mm^2 bei einer Bruchdehnung von 17 ‰. Festigkeitsangaben des Herstellers für das Gelege lagen nicht vor. Der E-Modul der Fasern beträgt 240.000 N/mm^2 . Das biaxiale Gelege weist Rovingabstände von 10 *mm* bei einer Querschnittsfläche von 170 mm^2/m in Kettrichtung und 14 *mm* bei einer Fläche von 102 mm^2/m in Schussrichtung auf. Das Gelege T01 besitzt somit den größten Faserquerschnitt bei gleichzeitig kleinsten Rovingabständen aller drei untersuchten Bewehrungen. Als Tränkungsmaterial wurde Styrol-Butadien-Kautschuk mit einem Anteil von 15 M.-% verwendet, um eine Beteiligung der inneren Filamente am Lastabtrag sicherzustellen.

Die Gelege T02 und T03 wurden im Gegensatz zu T01 mit einem Epoxidharz getränkt, was dazu führt, dass diese aufgrund des gegenüber Styrol-Butadien höheren E-Moduls wesentlich formstabiler und steifer sind als die mit T01 bezeichnete Textilbewehrung.

Die Filamente des Geleges T02 weisen mit 3200 *tex* eine zu T01 vergleichbare Feinheit auf, wohingegen T03 mit 9600 *tex* die mit Abstand größte lineare Dichte besitzt. Der Faser-E-Modul variiert zwischen 200.000 N/mm^2 und 250.000 N/mm^2 . Die Zugfestigkeiten des Geleges T02 betragen 3300 N/mm^2 in Kett- und 3550 N/mm^2 in Schussrichtung. Das Gelege T03 weist eine Zugfestigkeit von 2500 N/mm^2 in Kett- und 2800 N/mm^2 in Schussrichtung auf. Die Querschnittsfläche des Geleges T02 beträgt in beide Richtungen 90 mm^2/m bei einem Achsabstand der Rovings von je 21 *mm*. Das Gelege T03 besitzt eine Querschnittsfläche von 140 mm^2/m bei einem Achsabstand von je 38 *mm* und stellt somit diejenige Bewehrung mit der größten Maschenweite der Rovings dar. Im Gegensatz zu T02 ist der Aufbau von Kett- und Schussrichtung bei T03 unterschiedlich. In Kettrichtung wird die Querschnittsfläche durch zwei nebeneinanderliegende Rovings mit einer vergleichsweise kompakten Querschnittsform gebildet. In Schussrichtung hingegen ist lediglich ein Roving mit einer sehr flachen elliptischen Querschnittsform angeordnet.

Eine Zusammenfassung der wesentlichen Eigenschaften der untersuchten Carbongelege findet sich in Tabelle 4.6.

Tabelle 4.6: Eigenschaften der untersuchten Carbongelege (Mittelwerte)

Kennwert	Einheit	Gelege T01	Gelege T02	Gelege T03
Filamentfeinheit	<i>tex</i>	3300	3200	9600
Zugfestigkeit Filament	N/mm^2	4000	k.A.	k.A.
Zugfestigkeit Gelege in				
- Kettrichtung	N/mm^2	k.A.	3300	2500
- Schussrichtung	N/mm^2	k.A.	3550	2800
			200.000	200.000
E-Modul	N/mm^2	240.000	bis	bis
			250.000	250.000
Tränkungsmaterial	-	SBR	EP	EP
Rovingabstände (Achismaß)				
	<i>mm</i>	10,0	21	38
	<i>mm</i>	14,0	21	38
Querschnittsfläche Gelege in				
- Kettrichtung	mm^2/m	170	85	142
- Schussrichtung	mm^2/m	102	85	142
Querschnittsfläche Roving in				
- Kettrichtung	mm^2	1,70	1,81	5,42
- Schussrichtung	mm^2	1,02	1,81	5,42

5 Dynamisch–Mechanische Analysen an beschichteter textiler Carbonbewehrung

5.1 Allgemeines

Mithilfe der Dynamisch-Mechanischen–Analyse (im Folgenden mit DMA abgekürzt) ist es möglich, verschiedene mechanische Eigenschaften von polymerbasierten Werkstoffen in Abhängigkeit von Frequenz und Temperatur zu bestimmen. Das dynamisch-mechanische Werkstoffverhalten wird dabei als Antwort des Materials auf eine sich zeitlich ändernde sinusförmige Beanspruchung der Probe bei konstanter Temperatur und unterschiedlichen Frequenzen gemessen. Die Verzerrungen und Spannungen werden durch die Probekörperverformung bzw. eine Änderung der Kraft ermittelt und stehen im Allgemeinen in den in Kapitel 3.5 angegebenen Beziehungen zueinander.

Der wesentliche Materialparameter, der mithilfe der DMA–Untersuchung ermittelt wird, ist der komplexe Modul E^* , dessen Realteil durch den Speichermodul E' und der Imaginärteil durch den Verlustmodul E'' gebildet wird (vgl. Bild 3.14). Wie in Kapitel 3 bereits eingehend erläutert wurde, stellt der Speichermodul denjenigen Anteil der Spannungsantwort dar, welcher in Phase mit der Anregung steht und analog dazu handelt es sich beim Verlustmodul um den gegenphasigen Anteil. Der Speichermodul E' ist somit ein Maß für die dynamisch-elastischen Materialeigenschaften und beschreibt den Teil der mechanischen Energie, welcher im System gespeichert wird. Hingegen werden mit dem Verlustmodul E'' die Dämpfungseigenschaften des Material verbunden, weshalb dieser ein Maß für die vom Material in Wärme umgewandelte Energie ist.

Die nachfolgenden Ausführungen zur Funktionsweise und zum Messprinzip der DMA sind ebenfalls in [52] zu finden.

5.2 Funktionsweise und Messprinzip der DMA

Das Verhalten polymerer Werkstoffe wird mit dem komplexen Elastizitätsmodul E^* charakterisiert und ausgewertet. Sowohl der Speicher- als auch der Verlustmodul werden bei der Durchführung der dynamisch-mechanischen Analyse in Abhängigkeit der oszillierenden Anregung und des Dämpfungsfaktors bei konstanter Temperatur über die Frequenz aufgetragen und bestimmt.

Bei der Untersuchung polymerer Werkstoffe mittels DMA ist es üblich zunächst einen sog. AMPLITUDENSWEEP durchzuführen, der dazu dient, die Belastungsgrenzen, innerhalb derer die Theorie der linearen Viskoelastizität Gültigkeit besitzt, zu bestimmen [56]. Hierfür wird bei

konstanter Frequenz und Temperatur die Amplitude der Anregung schrittweise gesteigert und der komplexe Modul gemessen. Anhand der Messwerte des komplexen Moduls kann ein u.U. vorhandener nichtlinearer Zusammenhang zwischen Spannung und Verzerrung erfasst werden. Aufgrund der Tatsache, dass textile Carbonbewehrungen einen meist nur schwach ausgeprägten Nichtlinearitätsbereich zu Beginn der Spannungs–Dehnungs–Beziehung besitzen (vgl. Kapitel 2), wurden anstelle von Amplitudensweeps sog. STATISCHE SWEEPS zur Identifizierung des Proportionalitätsbereichs durchgeführt. Diese Untersuchungen werden in Kapitel 5.5 näher erläutert. Die eigentlichen dynamisch–mechanischen Analysen fanden als sog. TEMPERATUR–FREQUENZ–SWEEPS statt, die dazu dienen, bei gleichzeitigem Durchfahren mehrerer Anregungsfrequenzen und linearer Erhöhung der Temperatur die frequenz– und temperaturabhängigen Materialeigenschaften beschichteter Carbonbewehrungen zu bestimmen. Hierauf wird in Kapitel 5.6 eingegangen.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche zur dynamisch-mechanischen Analyse fanden an der in Bild 5.1 dargestellten Prüfmaschine der Firma Netzsch-GABO statt, wobei es sich hier um ein Prüfsystem der Modellreihe EPLEXOR-2000N handelt. Die Proben können unter Vorgabe der Temperatur in der Klimakammer im Bereich von -150°C bis $+500^{\circ}\text{C}$ und unter Vorgabe der Belastungsfrequenz im Bereich von $0,1\text{ Hz}$ bis 100 Hz dynamisch und auch statisch im Dreipunktbiege– oder einaxialen Zugversuch belastet werden. Eine Abkühlung der Klimakammer erfolgt über flüssigen Stickstoff, der in dem in Bild 5.1 links zu erkennenden Kryogentank aufbewahrt wird, während eine Erwärmung über einen in der Klimakammer verbauten Heizlüfter (siehe Bild 5.3) erreicht wird.

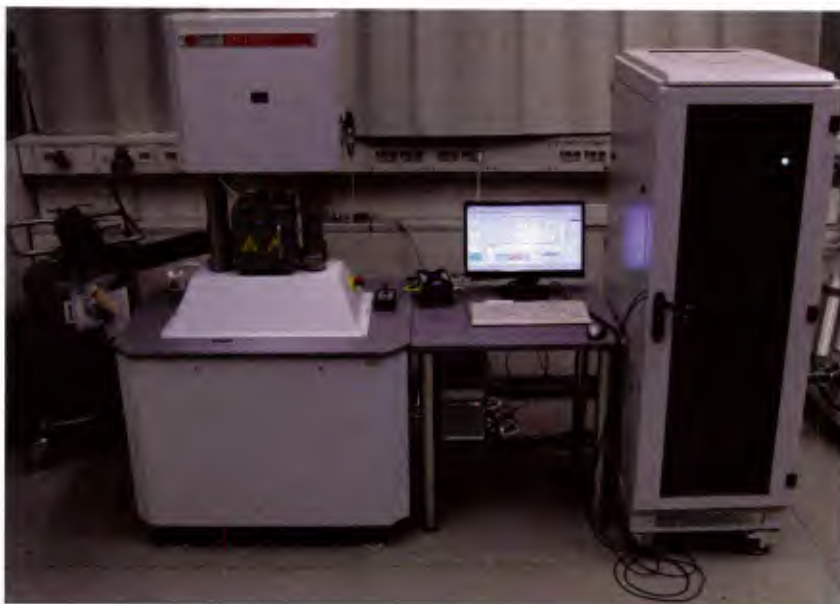


Bild 5.1: Prüfmaschine zur dynamisch–mechanischen Analyse der Firma Netzsch-GABO, Typ EPLEXOR 2000N

In Bild 5.2 ist das Messprinzip des Gerätes zur dynamisch-mechanischen Analyse der Firma Netzsch-GABO dargestellt. Das Spindelhubgetriebe, der statische Wegaufnehmer und die statische Belastungseinheit ermöglichen das Aufbringen der statischen Deformation bzw. Last und befinden sich im oberen Teil der Maschine. Die dynamische Belastung wird über den

dynamischen Wegaufnehmer, den elektro-dynamischen Antrieb und die Blattfedern im unteren Bereich des Prüfsystems realisiert. Die Blattfedern entkoppeln die statische und dynamische Krafterzeugung, wobei einerseits Stahlfedern für größere und Carbonfedern für niedrige Kräfte verwendet werden. Über dem Probenhalter mit der Materialprobe ist ein s-förmiger Kraftaufnehmer angeordnet, welcher bei Verformung des Messkopfes die Messbrücke unsymmetrisch verformt. Dadurch kommt es zur Erzeugung einer zur Verformung proportionalen elektrischen Ausgangsspannung, die im Arbeitsbereich direkt im Verhältnis zur aufgetragenen Kraft steht.

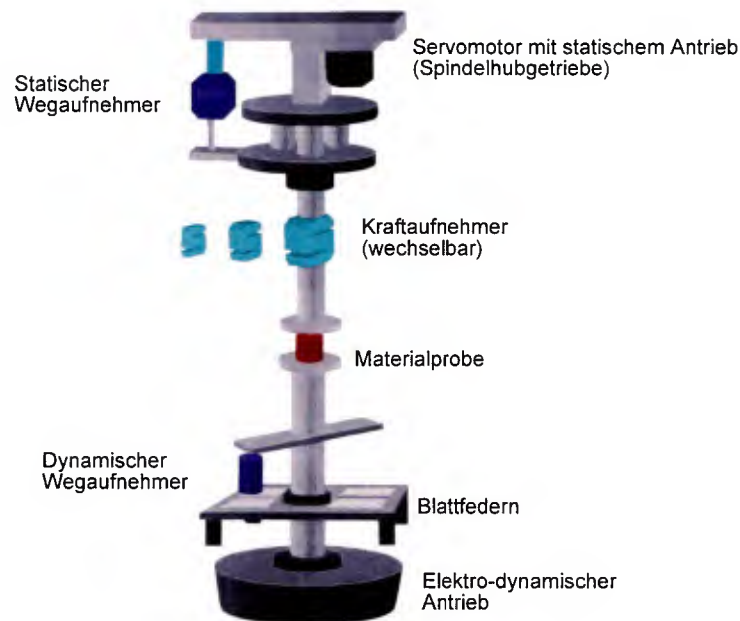


Bild 5.2: Messprinzip der Prüfmachine zur dynamisch-mechanischen Analyse der Firma Netzsch-GABO [35]

5.3 Untersuchte Belastungsmodi

Grundsätzlich sind bei der Durchführung von DMA-Versuchen verschiedene Arten der Probekörperbelastung möglich. Neben Dreipunktbiegeversuchen mit unterschiedlichen Stützweiten von 20 mm bis 40 mm können Zug-, Druck- und Scherversuche durchgeführt werden. Darüber hinaus gibt es noch Sonderformen der zur Verfügung stehenden Spannklemmen z.B. für den Dual-Cantileverversuch oder den asymmetrischen Dreipunktbiegeversuch.

Aufgrund der Tatsache, dass hinsichtlich experimenteller Untersuchungen mittels DMA-Versuchen an beschichteter textiler Carbonbewehrung im Bauwesen keine Erfahrungswerte vorliegen, ist es notwendig, zunächst die möglichen Belastungsarten auf ihre Anwendbarkeit und Tauglichkeit zu untersuchen. Hierfür wurden die in Kapitel 5.5 beschriebenen statischen Sweeps durchgeführt. Da Carbonfasern und daraus hergestellte Rovings eine ausgeprägte Richtungsabhängigkeit im Tragverhalten aufweisen und deshalb v.a. mit Zugspannungen in Faserrichtung

beansprucht werden sollten, scheiden der Druck– und der Scherversuch als zu untersuchende Belastungsmodi von vorneherein aus. Es liegt nahe, für als Zugbewehrung vorgesehene Carbonrovings uniaxiale Zugversuche durchzuführen. Da das Steifigkeitsverhältnis zwischen Probekörper und Spannklemmen der Prüfmaschine bei DMA–Versuchen von essentieller Bedeutung für die Qualität der Ergebnisse ist, kann jedoch ohne Weiteres nicht sicher davon ausgegangen werden, dass der uniaxiale Zugversuch in Anbetracht der hohen Dehnsteifigkeiten der Bewehrungen T02 und T03 zu ausreichend genauen Versuchsergebnissen führt. Aus diesem Grund wurden im Rahmen dieser Arbeit neben Zugversuchen auch Dreipunktbiegeversuche durchgeführt, um die Tauglichkeit der Versuchskonfiguration zu untersuchen. Ein Vergleich sowie die Bewertung der verwendeten Belastungsmodi finden sich in Kapitel 5.5.4.

Die Dreipunktbiegeversuche an der Bewehrung T01 wurden mit einer Stützweite von 20 mm und an den Gelegen T02 und T03 mit einer Stützweite von 40 mm durchgeführt. Eine Fixierung der Materialproben ist bei diesen Versuchen nicht notwendig, wohingegen bei den Zugversuchen die Halterung aus jeweils zwei Klemmbacken besteht, zwischen die die Probekörper geklemmt werden. In Bild 5.3 sind die verwendeten Probekörperhalterungen für die Zug– und Dreipunktbiegeversuche innerhalb der Klimakammer zu erkennen.



(a) Zug



(b) Dreipunktbiegung mit 40 mm Stützweite

Bild 5.3: Verwendete Probekörperhalterungen für DMA–Versuche

5.4 Modellvorstellung zur Interaktion zwischen Carbonfasern und Beschichtung innerhalb des Rovingquerschnitts

Die Dehnungs– und Zugspannungsverteilung innerhalb des Rovingquerschnitts wird maßgeblich vom Zusammenwirken zwischen Carbonfasern und Beschichtung beeinflusst. Da nur die Randfilamente im direkten Kontakt zur umgebenden Betonmatrix stehen, müssen die inneren Filamente (Kernfilamente) über in der Beschichtung wirkende Verbundspannungen aktiviert

werden. Die Beteiligung der Kernfilamente am Lastabtrag ist somit stark vom Beschichtungsanteil innerhalb des Rovingquerschnitts abhängig [15].

Aufgrund der innerhalb des Rovingquerschnitts auftretenden Verbundspannungen kann die Beschichtung modellhaft als zwischen den Carbonfasern angeordnete Schubkopplung aufgefasst werden, wie in Bild 5.4 dargestellt ist. Die über den Verbund zwischen Randfilamenten und Beton in den Rovingquerschnitt eingeleiteten Zugspannungen werden daher in Abhängigkeit der Steifigkeit des Beschichtungsmaterials auf die innen liegenden Carbonfasern verteilt. In der Modellvorstellung in Bild 5.4 wird dies durch die Federn ausgedrückt. Bedingt durch die viskoelastischen Eigenschaften der Beschichtungsmaterialien kann davon ausgegangen werden, dass die Spannungsverteilung innerhalb des Bewehrungsquerschnitts zudem vom Relaxationsverhalten der gedachten Schubkopplungen abhängt und deshalb zeit- bzw. frequenz- und temperaturabhängig ist. Dieser Sachverhalt wird durch die in Bild 5.4 dargestellten Dämpfer beschrieben.

Die angestellten Überlegungen zur Interaktion zwischen Carbonfasern und Beschichtung sind für die Interpretation der als Zug- und insbesondere Dreipunktbiegeversuche durchgeführten DMA-Untersuchungen von besonderer Bedeutung, da davon auszugehen ist, dass die Last im Zugversuch durch die in Bild 5.3a gezeigte Klemmkonstruktion direkt und näherungsweise gleichmäßig in die Carbonfilamente eingeleitet wird und deshalb keine Schubspannungen in der Beschichtung zur Aktivierung der Fasern notwendig sind. Im Dreipunktbiegeversuch sind Schubspannungen in der Beschichtung hingegen zur Erzeugung eines Gleichgewichtszustands zwingend erforderlich. Es kann daher vermutet werden, dass der Dreipunktbiegeversuch den sich im einbetonierten Zustand einstellenden Spannungs- und Dehnungszustand innerhalb des Bewehrungsquerschnitts realistischer simulieren kann, als das im Zugversuch der Fall wäre. Hierauf wird im nachfolgenden Kapitel 5.5 näher eingegangen.

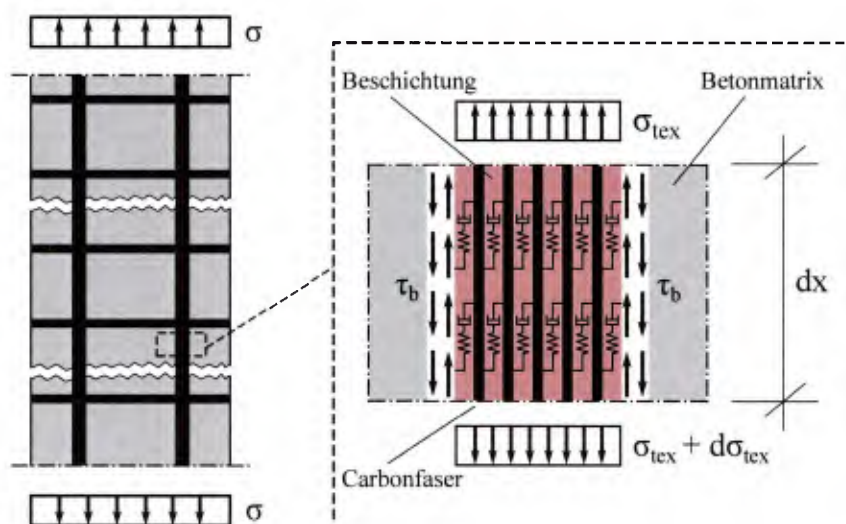


Bild 5.4: Modellvorstellung zur Interaktion zwischen Carbonfasern und Beschichtung innerhalb eines textilbewehrten Dehnkörpers

5.5 Statische Versuche – Statische Sweeps

Die statischen Versuche wurden, wie zuvor beschrieben, als statische Sweeps in Form von Zug- und Dreipunktbiegeversuchen durchgeführt. Vorrangiges Ziel der Untersuchungen ist die Ermittlung des statischen E-Moduls. Daneben dienen die Versuche dazu, den Linearitätsbereich bzw. den Übergang zwischen Anfangsnichtlinearitätsbereich und Proportionalitätsbereich im Kraft–Verformungs–Diagramm zu identifizieren, um das Mittellastniveau für die Temperatur–Frequenz–Sweeps im linearen Lastbereich wählen zu können. Zudem wurden die statischen Versuche mit zwei unterschiedlichen Belastungsmodi durchgeführt, um deren Tauglichkeit für die Anwendung zur experimentellen Untersuchung von getränkter textiler Bewehrung überprüfen zu können, wie im vorangegangenen Kapitel bereits erläutert wurde.

5.5.1 Versuchsablauf

Sowohl für die Zug- als auch für die Dreipunktbiegeversuche wurden vor dem Einbau in die jeweiligen Spannklemmen (siehe Bild 5.3) zunächst die Materialproben aus den Kettrovings der zu untersuchenden Gelege durch Herausschneiden extrahiert. Im Anschluss an den Einbau der Probekörper wurde vor Versuchsbeginn eine sehr geringe statische Haltekraft (die sog. Kontaktkraft) von wenigen Newton angefahren, die je nach zu prüfendem Gelege und Belastungsmodus variierte. Anschließend erfolgte der statische Sweep, bei dem der Probekörper mit dem in Bild 5.5 dargestellten Belastungsverlauf beansprucht wird. Bei einem herkömmlichen statischen Versuch wird die Belastung mit konstanter Geschwindigkeit bis zum Erreichen der Bruchlast aufgebracht, wohingegen bei einem statischen Sweep ein Lastniveau angefahren wird, um dann eine sinusförmige Belastung mit geringer Amplitude aufzubringen. Nach 30 Lastwechseln wird das nächste Lastniveau angesteuert und die Prozedur wiederholt. Die von der Prüfmaschine aufgezeichneten Messwerte stellen Mittelwerte über die bei den jeweiligen Lastniveaus aufgebrachten schwingenden Belastungsphasen dar.

Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen wurde die Amplitude der zyklischen Belastung zu null gesetzt. Die angesteuerten Lastniveaus wurden dementsprechend für 3 Sekunden konstant gehalten und dabei Messwerte zur Mittelwertbildung erfasst. Die Schrittweite der anzusteuernenden Lastniveaus wurde mit 1 *N* relativ gering gewählt, weswegen die durchgeführten statischen Sweeps einem herkömmlichen statischen Versuch mit konstanter Belastungsgeschwindigkeit sehr nahe kommen. Aufgrund der geringen Kapazität einer DMA–Prüfmaschine konnten die Proben insbesondere in den Zugversuchen i.d.R. nicht bis zum Erreichen der Bruchlast beansprucht werden.

5.5.2 Zugversuche

Für die untersuchten Carbongelege wurden je 3 statische Sweeps durchgeführt, wie in Tabelle 4.1 angegeben. Die Versuche erfolgten bei einer konstanten Temperatur von $T = 24^{\circ}\text{C}$ innerhalb der Klimakammer.

Im Gegensatz zum komplexen Modul wird der statische E–Modul E nicht automatisch von

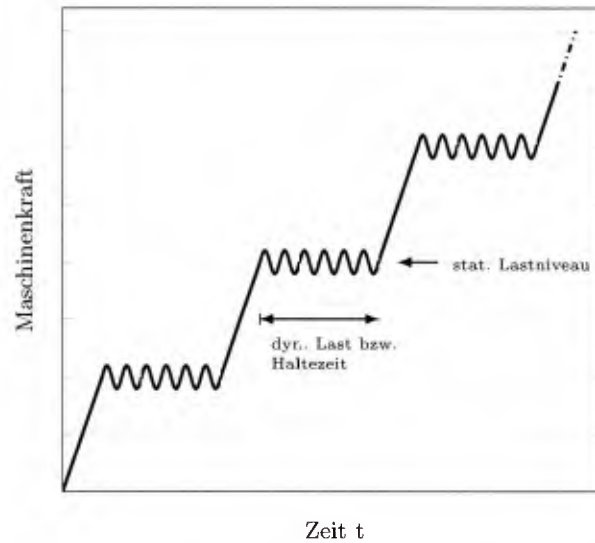


Bild 5.5: Belastungsverlauf während eines statischen Sweeps

der DMA-Prüfmaschine ermittelt und ausgegeben. Aus diesem Grund erfolgt die Bestimmung des E-Moduls anhand der aus Maschinenkraft und Probekörperverformung gewonnenen Zugspannungs-Dehnungs-Beziehung. Die Probekörperverformung wird von der Prüfmaschine anhand des Abstands der Zugklemmen L_m bestimmt. Mit dem anfänglichen Abstand L_o der Klemmen, der automatisch bei angelegter Haltekraft ermittelt wird, lassen sich die Dehnungen des Probekörpers mithilfe Gleichung 5.1 berechnen.

$$\varepsilon_{tex} = \frac{L_m - L_o}{L_o} \quad (5.1)$$

Es wird dabei davon ausgegangen, dass sich aufgrund der Klemmung des Rovings im Lasteinleitungsbereich alle Filamente in gleicher Weise am Lastabtrag beteiligen und deshalb gleiche Dehnungen erfahren. Die in Bild 5.4 erläuterte Modellvorstellung zur Aktivierung der Carbonfasern über in der Beschichtung wirkende Schubspannungen besitzt daher für den DMA-Zugversuch keine Gültigkeit. Es ist somit nicht möglich im Zugversuch die gleichen Spannungszustände im Rovingquerschnitt zu erzeugen, wie sie im einbetonierten Zustand in der textilen Bewehrung auftreten.

Die Rovingspannungen ergeben sich aus dem Quotienten aus gemessener Kraft F und Querschnittsfläche des Rovings A_{tex} (siehe Tabelle 4.6).

$$\sigma_{tex} = \frac{F}{A_{tex}} \quad (5.2)$$

Die Probekörperlänge betrug bei allen Versuchen 60 mm . Damit ergaben sich Klemmlängen von je 10 mm und freie Längen von 40 mm . Beim Einbau der Materialproben in die Zugspannklemmen wurde darauf geachtet, dass die freie Länge von 40 mm möglichst genau eingehalten wurde, um Einflüsse aus der Textilwelligkeit auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten in gleicher Größenordnung zu erfassen. Aufgrund der sehr beengten Platzverhältnisse innerhalb der Klimakammer war dies jedoch nur bedingt möglich, weswegen es zu Abweichungen der freien Länge

von max. 1 bis 2 mm kam, was aber augenscheinlich keinen nennenswerten Einfluss auf die Versuchsergebnisse hatte.

Aufgrund der sehr hohen Dehnsteifigkeiten der Gelege T02 und T03 war es der Prüfmaschine nicht möglich, zu Versuchsbeginn die Kontaktkraft präzise anzusteuern, weswegen es zu ungewollten Druckbeanspruchungen der Materialproben und fehlerhaften Messwerten der Probekörperverformungen kam. Der in Kapitel 5.5.1 beschriebene Versuchsablauf musste deshalb für Rovings dieser Gelege angepasst werden, um aussagekräftige Versuchsergebnisse erzielen zu können. Hierfür wurde die Kontaktkraft von 0,50 N bei Gelege T01 auf 30 N für die Gelege T02 und T03 erhöht. Gleichzeitig wurde die Schrittweite, mit der die Prüfkraft gesteigert wurde, aufgrund des größeren zu erwartenden Kraftbereichs in Versuchen an den Gelegen T02 und T03 von 1,0 N auf 50 N erhöht.

In Bild 5.6 sind die Resultate der statischen Zugversuche an Rovings der Gelege T01 bis T03 als Spannungs–Dehnungs–Diagramme dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich die Dehnungen aller drei Gelege anfänglich proportional zu den aufgetragenen Zugspannungen verhalten. Ab einer Dehnung von 1,0 bis 2,0 ‰ kommt es beim Carbongelege T01 zu einer überproportionalen Zunahme der Verformungen bzw. der Dehnungen. Bei den Gelegen T02 und T03 ist dies bereits ab einer Dehnung von ca. 0,50 ‰ der Fall. Der Grund für das beobachtete Verhalten ist ein Herausrutschen der Probekörper aus den Zugspannklemmen der Prüfmaschine, welches bereits schon bei geringen Zugkräften bzw. –spannungen auftritt. Ein Anspannen der Zugklemmen mit einer höheren Kraft führte bereits vor Versuchsbeginn aufgrund der Querdruckempfindlichkeit der Carbonfasern zu Beschädigungen der Probekörper und konnte somit die Relativverschiebungen innerhalb der Klemmung nicht verhindern.

Der von KULAS [55] beschriebene anfängliche nichtlineare Verlauf der Spannungs–Dehnungs–Linie im Bereich geringer Spannungen konnte in keinem der durchgeführten Versuche beobachtet werden. Die zu Beginn auftretende Nichtlinearität erklärt KULAS mit dem Geradeziehen und Ausrichten im unbelasteten Zustand nicht vollständig gestreckter Filamente. Da dieser Effekt mit zunehmender Prüfkörperlänge an Einfluss auf das Dehnungsverhalten gewinnt, kann davon ausgegangen werden, dass aufgrund der im Vergleich zu den in [55] verwendeten, wesentlich geringeren Messlängen die Ausprägung der Anfangsnichtlinearität vernachlässigbar klein ist. Die von KULAS [55] verwendete Messlänge betrug 100 mm.

Der in den statischen Sweeps gemessene anfängliche lineare Bereich der Spannungs–Dehnungs–Beziehung kann dazu genutzt werden, die Anfangssteifigkeit und somit den statischen E-Modul E_{tex} der untersuchten Gelege zu bestimmen. In Bild 5.6a bis 5.6c sind die Mittelwerte der aus den Versuchen bestimmten E-Moduli dargestellt und in Tabelle 5.1 zusammengestellt. Für die Gelege T02 und T03 werden in den Versuchen Werte von ca. 213.000 N/mm² und 217.000 N/mm² erreicht, welche sehr gut mit den Herstellerangaben der Gelege übereinstimmen (siehe Tabelle 4.6). Für das Gelege T01 hingegen wurde lediglich ein mittlerer E-Modul von $E_{tex} = 10410$ N/mm² ermittelt. Da der Elastizitätsmodul getränkter textiler Carbongelege im Wesentlichen vom Fasermaterial und nicht von der Sekundärbeschichtung abhängig ist [55], muss davon ausgegangen werden, dass der E-Modul für diesen Bewehrungstyp in den statischen Sweeps zu niedrig bestimmt wurde.

Die für das Gelege T01 verwendete Styrol–Butadien–Beschichtung besitzt nur eine sehr geringe Steifigkeit, weswegen sich die in der DMA–Prüfmaschine getesteten Rovings beim Einspannen

in die Zugklemmen aufgrund des aufgetragenen Querdrucks bereits deutlich verformten. Es liegt deshalb nahe, dass dieser Bewehrungstyp bereits zu Beginn des statischen Sweeps anfangs aus der Klemmung zu rutschen und dadurch die Verformung bzw. die Dehnungen zu groß ermittelt wurden. Für einen in den Messungen zu gering bestimmten E-Modul sprechen auch die Ergebnisse aus den Dehnkörperversuchen mit diesem Bewehrungstypen, welche in Kapitel 7 eingehend erläutert werden.

Tabelle 5.1: Mittlere E-Moduli aus den Zugversuchen

	T01	T02	T03
$E_{tex,Z,m}$ in $\frac{N}{mm^2}$	10.410	212.987	216.636
Standardabweichung in $\frac{N}{mm^2}$	2179	30.551	47.515

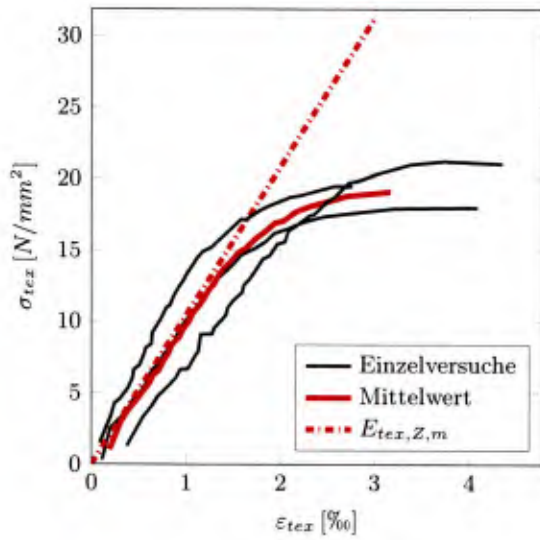
5.5.3 Dreipunktbiegeversuche

Analog zu den Zugversuchen wurden bei den Dreipunktbiegeuntersuchungen je 3 Versuche für die jeweiligen Gelege durchgeführt. Eine Ausnahme bildet das Carbongelege T01, für das 4 Versuche vorgesehen waren, siehe Tabelle 4.1. Der Versuchsaufbau ist in Bild 5.3b dargestellt.

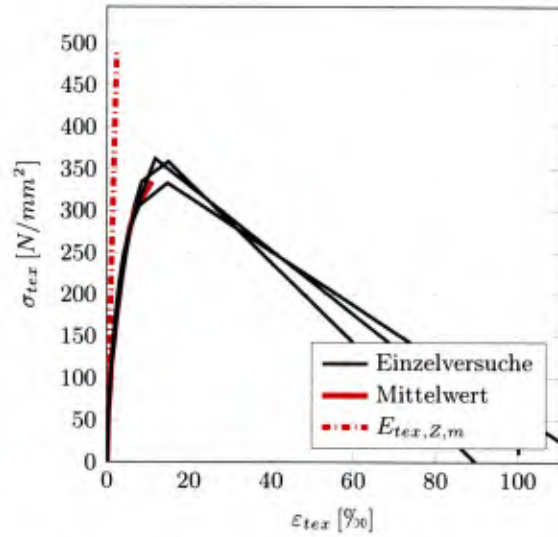
In Bild 5.7 sind die Kraft–Durchbiegungs–Kurven der statischen Sweeps als Dreipunktbiegeversuche der drei untersuchten Carbongelege dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Gelege T02 und T03 zu Beginn der Versuche bis zu einer Durchbiegung von $u = 0,2 \text{ mm}$ (Gelege T02) bzw. $u = 0,1 \text{ mm}$ (Gelege T03) ein schwach ausgeprägtes nichtlineares Kraft–Verformungs–Verhalten aufweisen. Im Anschluss daran verhalten sich die Durchbiegungen u bis zum Erreichen der im Versuch angestrebten Maximalkraft proportional zur aufgetragenen Kraft F . Die textile Bewehrung T01 hingegen zeigt einen deutlich ausgeprägteren Anfangsnichtlinearitätsbereich als die Gelege T02 und T03, dem ein vergleichsweise kurzer Proportionalitätsbereich im Bereich von ca. $u = 0,4 \text{ mm}$ bis $u = 0,8 \text{ mm}$ Durchbiegung folgt, der jedoch nicht bei allen Probekörpern zu beobachten ist. Ab einer Verformung von $0,8 \text{ mm}$ verhält sich die Kraft erneut nichtlinear zur Durchbiegung. Die Streuung zwischen den Einzelversuchen ist beim Gelege T01 ebenfalls deutlich ausgeprägter als bei T02 und T03.

Der anfänglich nichtlineare Bereich der Kraft–Durchbiegungs–Kurven aller untersuchten Gelege lässt sich durch das Geradeziehen nicht gestreckter Carbonfasern erklären [55]. Sobald die Fasern vollständig gerade gezogen wurden, verhält sich das Material linear elastisch. Das nichtlineare Verhalten des Geleges T01 zu Versuchsende hin wird durch die dabei auftretenden großen Verformungen bedingt. Bei Prüfkraften von ca. $F = 6$ bis 7 N kommt es zu einem Abknicken der Probekörper an der Lasteinleitungsstelle aufgrund seitlich ausweichender Carbonfasern.

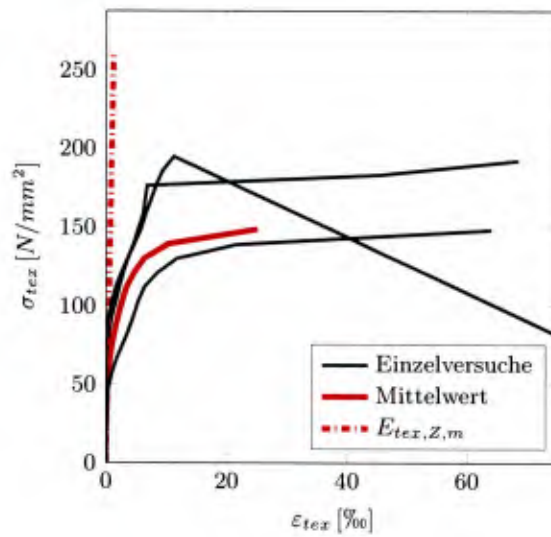
Die Bestimmung des Elastizitätsmoduls in den Dreipunktbiegeversuchen erfolgt maschinenintern unter der Annahme linear-elastischen Materialverhaltens und Gültigkeit der BERNOULLI-Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte durch Ermittlung der maximalen Biegespannungen sowie der zugehörigen Randfaserdehnungen. Die Biegespannungen lassen sich für einen Einfeldträger mit mittiger Einzellast unter Zuhilfenahme nachfolgender Gleichung 5.3 bestimmen.



(a) DMA-S-Z-T01



(b) DMA-S-Z-T02



(c) DMA-S-Z-T03

Bild 5.6: Spannungs–Dehnungs–Beziehung der statischen Sweeps als Zugversuche

Das Widerstandsmoment W wird dabei, wie auch bei den zuvor beschriebenen Zugversuchen, für einen Rechteck-Vollquerschnitt berechnet.

$$\sigma_R = \frac{M}{W} = \frac{3}{2} \frac{F l}{b h^2} \quad (5.3)$$

Die Randfaserdehnung ε_R wird über

$$\varepsilon_R = \frac{\sigma_{tex}}{E_{lin}} \quad (5.4)$$

ermittelt. Da der E-Modul die aus den Messungen zu bestimmende Größe und a priori nicht bekannt ist, muss dieser zunächst aus Gleichung 5.4 eliminiert werden. Zu diesem Zweck wird die zur Berechnung der max. Durchbiegung w dienliche Gleichung 5.5 herangezogen und nach dem E-Modul E_{lin} aufgelöst.

$$w = \frac{F l^3}{48 E_{lin} I} \Rightarrow E_{lin} = \frac{F l^3}{48 I w} \quad (5.5)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen 5.3 und 5.5 in Gleichung 5.4 erhält man nachfolgenden Ausdruck für die Randfaserdehnung, der lediglich aus den geometrischen Größen Spannweite l , Querschnittshöhe des Rechteckquerschnitts h und der Durchbiegung w besteht.

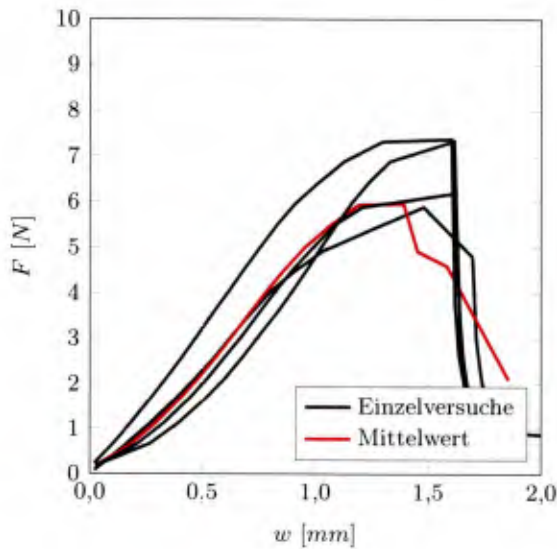
$$\varepsilon_R = \frac{6 h w}{l^2} \quad (5.6)$$

Problematisch an der Zugrundelegung eines Rechteckquerschnitts zur Auswertung der Dreipunktbiegeversuche ist die Tatsache, dass die E-Moduli der getesteten Carbonrovings deutlich zu gering ermittelt werden. Die Annahme eines Rechteck-Vollquerschnitts führt zu Flächenträgheitsmomenten, die für den in Bild 5.8a links dargestellten schematischen Rovingquerschnitt, bestehend aus Fasern, Matrix bzw. Beschichtung und Fehlstellen, deutlich zu groß berechnet werden. Mithilfe dieser Werte werden wiederum zu kleine E-Moduli bestimmt, was ein Vergleich des im Versuch DMA-S-3P-T03-03 ermittelten E-Moduls von $E_{tex,lin} = 53.755 \text{ N/mm}^2$ mit dem Mittelwert des aus den Zugversuchen für das Gelege T03 ermittelten E-Modul von $E_{tex,Z} = 216.636 \text{ N/mm}^2$ zeigt.

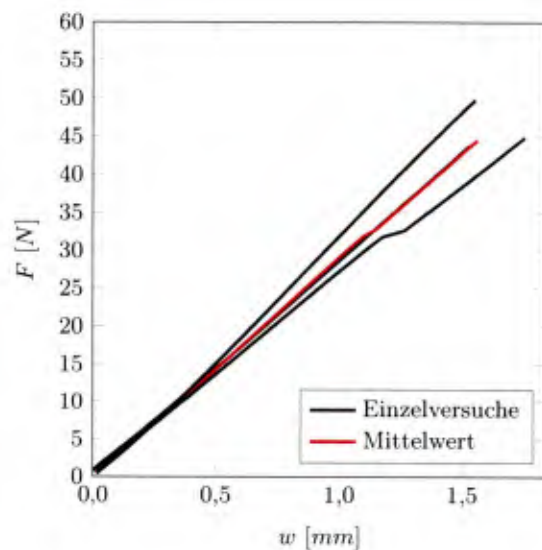
Zudem erscheint die Annahme, dass das HOOKE'sche Gesetz und die BERNOULLI-Hypothese, und die damit verbundene lineare Dehnungs- und Spannungsverteilung im Querschnitt (siehe Bild 5.8b links), Gültigkeit besitzt, für einen inhomogenen Textilquerschnitt, der aus Carbonfilamenten und Beschichtungsmatrix besteht, nicht gerechtfertigt. Es wird somit ersichtlich, dass die aus den Dreipunktbiegeversuchen stammenden Messergebnisse entsprechend anderweitig interpretiert werden müssen, um sinnvolle Werte für die E-Moduli und die aus den in Kapitel 5.6 beschriebenen DMA-Experimenten gewonnenen Speicher- und Verlustmoduli zu erhalten.

Legt man dem Dreipunktbiegeversuch die in Bild 5.4 dargestellte Modellvorstellung zur Interaktion zwischen Carbonfilamenten und Beschichtungsmatrix zugrunde und interpretiert den Rovingquerschnitt als Schichtquerschnitt, in dem sich jeweils Carbonfasern und Beschichtung zugeordnete Schichten mit konstanten Dicken abwechseln, so wird sich eine im Vergleich zur linearen Hypothese realistischere Spannungs- und Dehnungsverteilung einstellen. Für das in Bild 5.8a dargestellte infinitesimale Balkenelement mit Schichtquerschnitt erhält man die ebenfalls im Bild gezeigte Biege- sowie Schubspannungsverteilung für den Dreipunktbiegeversuch. Die Spannungs-

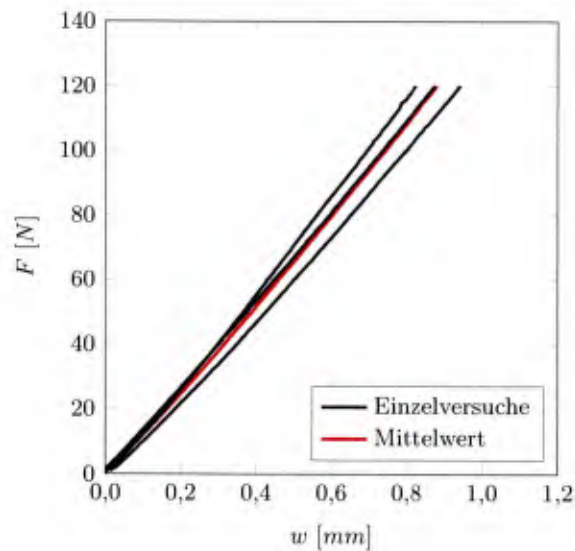
gen σ und τ am Verbundquerschnitt ergeben sich dabei aus den Eigen- und Steineranteilen der durch die angenommenen Einzelschichten definierten Teilquerschnitte. In Bild 5.8a wurde die äußerste, den Querschnitt umgebende Beschichtungsschicht vernachlässigt und dementsprechend nicht dargestellt, da diese sich nur in sehr geringem Maße an der Biegetragwirkung des Rovings beteiligt.



(a) DMA-S-3P-T01



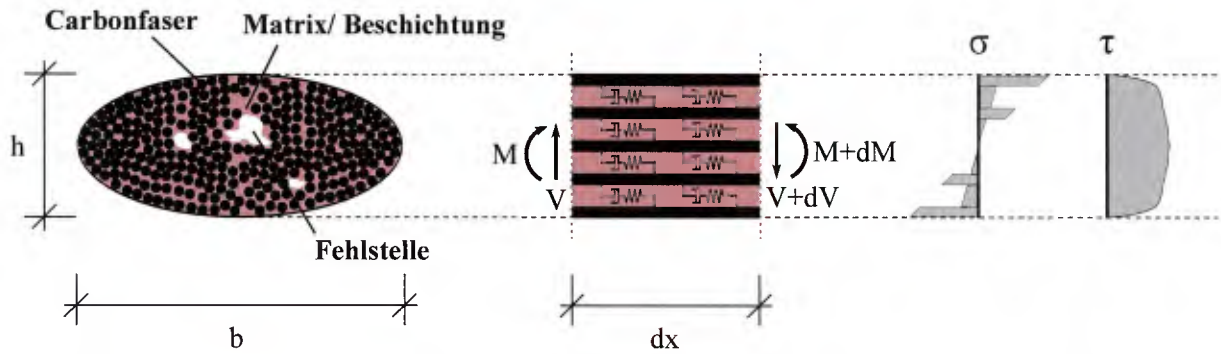
(b) DMA-S-3PT02



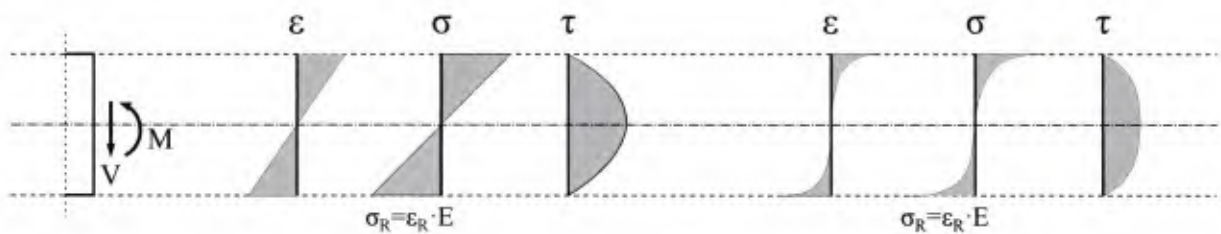
(c) DMA-S-3P-T03

Bild 5.7: Kraft-Durchbiegungs-Kurven der statischen Sweeps als Dreipunktbiegeversuche

Die beschriebene Modellvorstellung des Rovings als Biegebalken mit Schichtquerschnitt stellt eine plausible Beschreibung des Spannungs- und Dehnungsverhaltens von textiler, beschichteter Carbonbewehrung unter Biegebeanspruchung dar. Sie ist jedoch für die Interpretation der Er-



(a) Schematische Darstellung eines Rovingquerschnitts, infinitesimales Balkenelement mit Schichtquerschnitt sowie zugehörige Biege- und Schubspannungsverteilungen



(b) Lineare und nichtlineare Dehnungs- mit korrespondierenden Biege- und Schubspannungsverteilungen

Bild 5.8: Idealisierung des Rovings als Schichtquerschnitt sowie Zusammenstellung möglicher Dehnungs- und Spannungsverteilungen im Dreipunktbiegeversuch

gebnisse aus den als Dreipunktbiegeversuche durchgeführten, statischen Sweeps ungeeignet, da die am Verbundquerschnitt wirkenden Spannungen und daraus abgeleitete Dehnsteifigkeiten des Rovings direkt von der angenommenen Verteilung der Carbon- und Matrixschichten abhängen. Eine weitere mögliche Verteilung der Spannungen und Dehnungen innerhalb des Rovingquerschnitts ist in Bild 5.8b rechts dargestellt. In diesem Fall konzentrieren sich die Normalspannungen an den Querschnittsrändern und weisen einen stark nichtlinearen Verlauf über die Querschnittshöhe auf. Zu diesem Spannungsverlauf korrespondiert ein ebenfalls nichtlinearer Dehnungsverlauf. Im Grenzfall, welchem ein in weiten Teilen des Querschnitts konstant verlaufender Schubspannungszustand zugeordnet ist, konzentrieren sich die Biegespannungen auf einen infinitesimalen Randbereich und streben gegen unendlich [81]. Eine Normalspannungsverteilung, wie sie in Bild 5.8b rechts dargestellt ist, erhält man unabhängig von den im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Faserquerschnitten auch für linear-elastische, isotrope Werkstoffe mit homogenem Querschnitt, wenn man der Berechnung eine „verfeinerte“ Balkentheorie zugrunde legt, wie sie von HOFMANN [41] entwickelt wurde. Darin werden die Schubverzerrungen konsistent durch Berücksichtigung der Querschnittsverwölbung erfasst. Im Gegensatz zur TIMOSHENKO-Balkentheorie wird dabei die durch die Schubverformung hervorgerufene Gleitung des Querschnitts nicht als konstant angenommen. Zudem kann in der „verfeinerten“ Balkentheorie die Annahme der freien Verwölbungsfähigkeit der Querschnittsfläche infolge Schubspannungen entfallen, was insbesondere für einen mit einer Einzellast in Feldmitte belasteten Einfeldträger (Dreipunktbiegeversuch) von Bedeutung ist. Aufgrund des konstanten Querkraftverlaufs muss

die Schubspannung τ und damit auch die Querschnittsverwölbung ebenfalls konstant sein und gleichzeitig ist an der Lasteinleitungsstelle aus Symmetriegründen keine Verwölbung möglich, was einen Widerspruch darstellt [41].

Aufgrund der beschriebenen Zusammenhänge kann die in Bild 5.8b rechts dargestellte Spannungsverteilung, bei der sich die Biegespannungen am Querschnittsrand konzentrieren, für die schubweichen Carbonbewehrungen als realistisch betrachtet werden. Zur Interpretation der Dreipunktbiegeversuche wird deshalb die in Bild 5.8b rechts dargestellte Spannungsverteilung näherungsweise durch eine Idealisierung des Rovings als Zweipunktquerschnitt, bei dem die Biegezug- und -druckzone über eine nachgiebige Schubkopplung miteinander verbunden sind, erfasst. Die vorgenommene Idealisierung einschließlich der sich dafür einstellenden Dehnungs- sowie Biege- und Schubspannungsverteilungen sind in Bild 5.9 dargestellt.

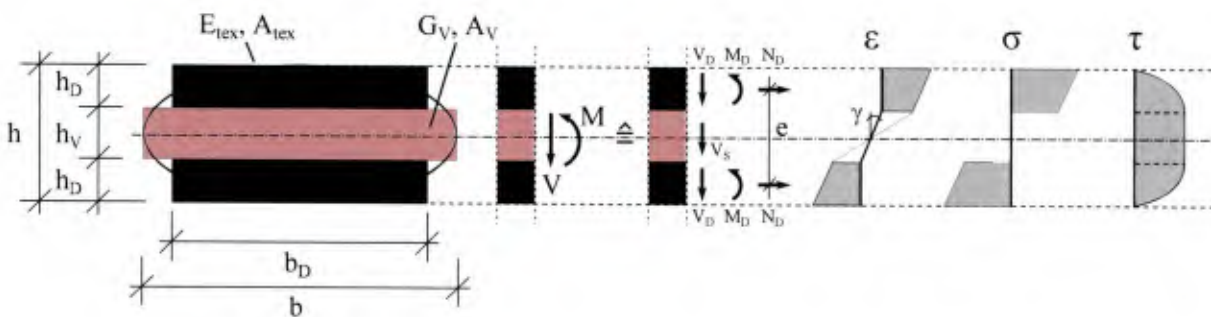


Bild 5.9: Idealisierung des Carbonrovings als Zweipunktquerschnitt mit zugehöriger Schnittkraftaufteilung auf die Einzelschichten sowie Dehnungs- und Spannungsverteilung

Zur Bestimmung des E-Moduls E_{tex} aus den DMA-Biegeversuchen anhand des idealisierten Zweipunktquerschnitts wird das von MÖHLER [67] beschriebene und von WÖLFEL [89] erweiterte Näherungsverfahren zur Berechnung von Verbundtragwerken mit zwei biegesteifen Deckschichten und einer nachgiebigen Verbundschicht verwendet und auf die Zwecke in dieser Arbeit modifiziert. Für ein Verbundtragwerk bestehend aus zwei zug- und drucksteifen Deckschichten mit den Dehnsteifigkeiten $E_1 A_1$ und $E_2 A_2$ und einer Zwischenschicht mit der Schubsteifigkeit S_V können nach [89] die Verformungen für einen Einfeldträger nach dem Prinzip der virtuellen Arbeiten wie folgt berechnet werden.

$$\delta = \frac{1}{B_S} \int M \bar{M} dx + \frac{1}{S_V} \int V \bar{V} dx \quad (5.7)$$

Darin ist

$$B_S = \frac{E_1 A_1 E_2 A_2 e^2}{E_1 A_1 E_2 A_2} \quad (5.8)$$

die Biegesteifigkeit des Verbundquerschnitts unter Vernachlässigung der Biegesteifigkeiten der Deckschichten und

$$S_V = \frac{G b e^2}{h_V} \quad (5.9)$$

die Schubsteifigkeit der Zwischenschicht. Gleichung 5.7 lässt sich mithilfe der dimensionslosen Größe k , die das Verhältnis zwischen Querkraft- und Momentenverformung in Abhängigkeit der

Lastanordnung beschreibt, auch wie folgt darstellen.

$$\delta = \frac{1+k}{B_S} \int M \overline{M} dx \quad (5.10)$$

Der Beiwert k ergibt sich darin für einen Einfeldträger mit mittiger Einzellast zu

$$k = \frac{B_S}{S_V l^2} \frac{\int V \overline{V} dx}{\int M \overline{M} dx} = 12 \frac{B_S}{S_V l^2} \quad (5.11)$$

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass k in [89] für eine Einzellast von $2 \cdot P$ hergeleitet wurde.

Zur Berücksichtigung der Biegesteifigkeiten der Deckschichten wird in [89] näherungsweise mit einer Ersatzbiegesteifigkeit \overline{B}_S der Verbundschicht gerechnet:

$$\overline{B}_S = \frac{1}{1+k} B_S \quad (5.12)$$

Der auf die zwei Deckschichten entfallene Anteil des auf den Verbundquerschnitt wirkenden Biegemoments ist damit

$$M_D = \beta_0 \cdot M \quad (5.13)$$

Darin ist der Beiwert β_0 definiert durch:

$$\beta_0 = \frac{B_D}{B_D + \overline{B}_S} = \frac{B_D}{B_D + \frac{B_S}{1+k}} \quad (5.14)$$

worin

$$B_D = B_1 + B_2 = E_1 I_1 + E_2 I_2 \quad (5.15)$$

die Summe der Biegesteifigkeiten der einzelnen Deckschichten darstellt.

Mit den beschriebenen Zusammenhängen kann die Durchbiegung eines Einfeldträgers unter einer Einzellast in Feldmitte mithilfe der nachfolgenden Gleichung berechnet werden, die der Ausgangspunkt für die Auswertung der Dreipunktbiegeversuche ist.

$$w = \frac{(1+k)(1-\beta_0) M l^2}{12 B_S} \quad (5.16)$$

Zur Ermittlung des E-Moduls der Carbonrovings aus den Dreipunktbiegeversuchen wird Gleichung 5.16 nach dem E-Modul der Deckschichten, der dem Faser-E-Modul E_{tex} der Carbonfibrillen entspricht, aufgelöst.

$$\frac{B_S}{(1+k)(1-\beta_0) M} = \frac{l^2}{12 w} \quad (5.17)$$

Der E-Modul der Deckschichten ist in Gleichung 5.17 in der Biegesteifigkeit B_S und in den Beiwerten k sowie β_0 enthalten.

Als Eingangsgrößen für die Auswertung werden aus den Versuchen lediglich die auf den Probekörper aufgebrauchte Kraft F bzw. das durch die Einzellast hervorgerufene Biegemoment $M = \frac{F l}{4}$ und die gemessene Durchbiegung w in Feldmitte benötigt. Bezüglich der Idealisierung des Rovingquerschnitts als Zweipunktquerschnitt, wie er in Bild 5.9 dargestellt

ist, werden dabei folgende Annahmen getroffen:

- Der elliptische Rovingquerschnitt wird durch zwei zug- und drucksteife, jeweils rechteckige Schichten und eine nachgiebige Verbundschicht angenähert, vgl. Bild 5.9.
- Der oberen und unteren Deckschicht (in Bild 5.9 in Schwarz dargestellt) wird der volle Faserquerschnitt A_{tex} jeweils zur Hälfte zugeordnet, da davon ausgegangen wird, dass
- Fehlstellen, d.h. z.B. Hohlräume, die nicht mit Beschichtungsmatrix durchtränkt werden, in der Mitte des Rovingsquerschnitts angeordnet sind und daher in diesem Bereich keine oder nur in geringer Anzahl zur Biegesteifigkeit des Gesamtquerschnitts beitragende Carbonfasern liegen.
- Den Deckschichten wird deshalb die Dehnsteifigkeit des Fasermaterials zugeordnet

$$E_1 A_1 = E_2 A_2 = \frac{1}{2} E_{tex} A_{tex} = \frac{\Phi}{2} E_{tex} A \quad (5.18)$$

- und der Verbundschicht mit der Fläche A_V die Schubsteifigkeit des Beschichtungsmaterials

$$S_V = \frac{G b e^2}{h_V} = \frac{E_{SBR/EP}}{2(1+\nu)} \cdot \frac{e^2 b}{h_V} \quad (5.19)$$

mit dem Schubmodul:

$$G_V = \frac{E_{SBR/EP}}{2(1+\nu)} \quad (5.20)$$

- Für den E-Modul einer Styrol–Butadien–Beschichtung wird $E_{SBR} = 20 \frac{N}{mm^2}$ und für eine Epoxid–Beschichtung $E_{EP} = 3000 \frac{N}{mm^2}$ angenommen. Die Querverformung wird für beide Beschichtungen mit $\nu = 0,35$ berücksichtigt.
- Für die Carbonfasern und für das Beschichtungsmaterial wird jeweils von linear-elastischem Werkstoffverhalten ausgegangen.

In Gleichung 5.18 beschreibt der Füllfaktor

$$\Phi = \frac{A_{tex}}{A} \quad (5.21)$$

den Anteil der Faserquerschnittsfläche an der Gesamtfläche des Ellipsenquerschnitts $A = \frac{1}{4} \pi b h$. Die Fläche der Schubschicht ergibt sich somit zu

$$A_V = A - A_{tex} \quad (5.22)$$

mit der Breite b und der Höhe

$$h_V = \frac{A_V}{b} \quad (5.23)$$

Die Höhe und Breite der Deckschichten ist damit durch

$$h_D = \frac{1}{2} (h - h_V) \quad (5.24)$$

und

$$b_D = \frac{A_{tex}}{h_D} \quad (5.25)$$

ebenfalls vorgegeben. Der innere Hebelarm der Zug- und Drucknormalkräfte in den Deckschichten beträgt

$$e = h - h_D \quad (5.26)$$

Die in Gleichung 5.8 eingeführte Biegesteifigkeit B_S kann unter Berücksichtigung der beschriebenen Annahmen und Zusammenhänge für den idealisierten Rovingquerschnitt wie folgt angegeben werden:

$$B_S = \frac{E_1 A_1 E_2 A_2 e^2}{E_1 A_1 E_2 A_2} = E_{tex} \frac{\Phi A e^2}{4} \quad (5.27)$$

Der in Gleichung 5.11 beschriebene Beiwert k lässt sich mithilfe von Gleichung 5.27 und der Schubsteifigkeit S_V der Verbundschicht aus Gleichung 5.19 für die Idealisierung wie nachfolgend angegeben berechnen:

$$k = 12 \frac{B_S}{S_V l^2} = E_{tex} \frac{6 \Phi A h_V (1 + \nu)}{E_{SBR/EP} b l^2} \quad (5.28)$$

Der Beiwert β_0 aus Gleichung 5.14 wird zu:

$$\beta_0 = \frac{B_D}{B_D + \frac{B_S}{1+k}} = \frac{E_{tex} \frac{b_D h_D^3}{6}}{E_{tex} \frac{b_D h_D^3}{6} + \frac{E_{tex} \frac{\Phi A e^2}{4}}{1 + E_{tex} \frac{6 \Phi A h_V (1 + \nu)}{E_{SBR/EP} b l^2}}} \quad (5.29)$$

Darin ist

$$B_D = E_{tex} \frac{b_D h_D^3}{6} \quad (5.30)$$

die Summe der Biegesteifigkeiten der idealisierten Deckschichten gemäß Gleichung 5.15.

Einsetzen von Gleichung 5.27 bis 5.29 in Gleichung 5.17 und Umformen führt schließlich auf die Bestimmungsgleichung für den E-Modul E_{tex} :

$$\frac{E_{tex} \frac{\Phi A e^2}{4}}{\left(1 + E_{tex} \frac{6 \Phi A h_V (1 + \nu)}{E_{SBR/EP} b l^2}\right) \cdot \left(1 - \frac{E_{tex} \frac{b_D h_D^3}{6}}{E_{tex} \frac{b_D h_D^3}{6} + \frac{E_{tex} \frac{\Phi A e^2}{4}}{1 + E_{tex} \frac{6 \Phi A h_V (1 + \nu)}{E_{SBR/EP} b l^2}}}\right)} \cdot M - \frac{l^2}{12 \cdot w} = 0 \quad (5.31)$$

Die Lösung der impliziten Gleichung 5.31 nach E_{tex} erfolgte mit dem Programmsystem WOLFRAM MATHEMATICA. Man erhält hierfür zwei Lösungen, wobei diejenige mit dem Minuszeichen vor dem Wurzelausdruck in Gleichung 5.32 unphysikalische negative Werte für den E-Modul liefert.

$$E_{tex} = \frac{a_2 \cdot M l^2 - 12 a_1 \cdot w - 12 a_3 \cdot w \pm \sqrt{48 a_2 a_3 \cdot M l^2 w + (-a_2 \cdot M l^2 + 12 a_1 \cdot w + 12 a_3 \cdot w)^2}}{24 a_2 a_3 \cdot w} \quad (5.32)$$

Für eine bessere Übersichtlichkeit von Gleichung 5.32 wurden nachfolgende Hilfsgrößen ein-

geführt:

$$\begin{aligned}
 a_1 &= \frac{\Phi A e^2}{4} \\
 a_2 &= \frac{6 \Phi A h_V (1 + \nu)}{E_{SBR/EP} b l^2} \\
 a_3 &= \frac{b_D h_D^3}{6}
 \end{aligned}
 \tag{5.33}$$

Das beschriebene Verfahren zur Ermittlung von E_{tex} liefert anhand der Messwerte für Kraft F und Durchbiegung w aus den Dreipunktbiegeversuchen für das Carbongelege T03 einen Mittelwert von $E_{tex,m} = 208.497 \frac{N}{mm^2}$, welcher eine realistische Größenordnung für den Faser–E–Modul besitzt. Im Vergleich hierzu erhält man aus der Prüfmaschine, die eine lineare Spannungs– und Dehnungsverteilung (siehe Bild 5.8) unterstellt, einen mittleren E–Modul von $E_{tex,lin,m} = 56.283 \frac{N}{mm^2}$. Für die Gelege T01 und T02 wird der E–Modul mithilfe der Idealisierung des Rovings als Zweipunktquerschnitt mit $E_{tex,m} = 20.532 \frac{N}{mm^2}$ und $E_{tex,m} = 126.061 \frac{N}{mm^2}$ unterschätzt. Gegenüber dem E–Modul, der unter der Annahme einer linearen Spannungs– und Dehnungsverteilung bestimmt wurde, stellt dies jedoch eine deutliche Verbesserung dar. Eine Zusammenstellung der E–Moduli findet sich in Tabelle 5.3. Die sich aus den Versuchsreihen ergebenden mittleren Füllfaktoren Φ , die das Verhältnis von Faserquerschnittsfläche A_{tex} zur Gesamtquerschnittsfläche A beschreiben, sowie die Querschnittsabmessungen gemäß Bild 5.9 sind in nachfolgender Tabelle 5.2 zusammengefasst.

Tabelle 5.2: Mittelwert der Füllfaktoren und Querschnittswerte

	T01	T02	T03
Φ gemäß Gleichung 5.21 in [–]	0,45	0,38	0,50
h_D gemäß Gleichung 5.24 in [mm]	0,46	0,42	0,51
b_D gemäß Gleichung 5.25 in [mm]	1,24	1,39	4,91
h_V gemäß Gleichung 5.23 in [mm]	0,71	0,78	0,67
b gemäß Messung in [mm]	3,00	3,73	8,30
h gemäß Messung in [mm]	1,63	1,62	1,69

In Bild 5.10 wurde der Einfluss des Verhältnisses zwischen Querkraft– und Momentenverformung, das durch den Beiwert k (siehe Gleichung 5.28) ausgedrückt wird, auf die Aufteilung der Traganteile, die auf die idealisierten Schub– und Deckschichten in Abhängigkeit des Füllfaktors Φ entfallen, untersucht. Eine Verringerung der Schubsteifigkeit, d.h. ein zunehmendes k , führt zu einer Verringerung des Anteils, mit dem sich die Verbundschicht an der Gesamttragwirkung beteiligt. Zudem geht aus dem Bild hervor, dass ein abnehmender Füllfaktor Φ , d.h. ein kleiner werdender Anteil der Filamentquerschnittsfläche, an der Gesamtquerschnittsfläche in einer Erhöhung des Traganteils der Schubschicht resultiert.

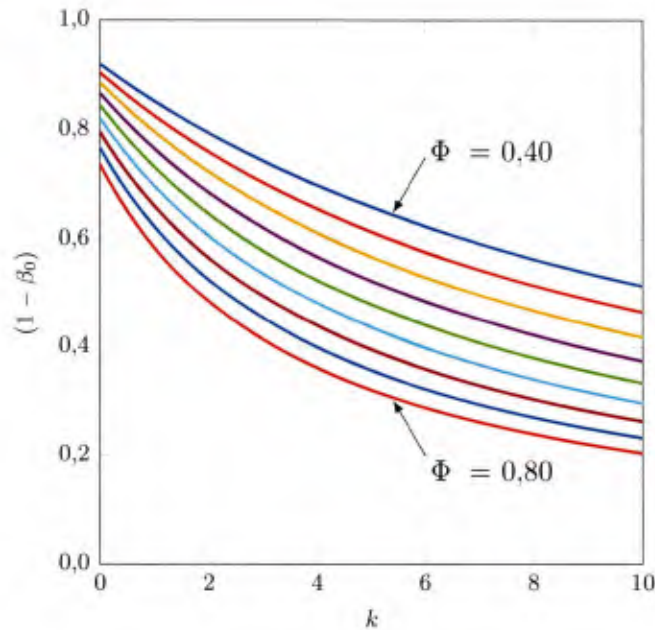


Bild 5.10: Traganteil der Schubschicht in Abhängigkeit des Verhältnisses von Querkraft– zur Momentenverformung und des Füllfaktors Φ

Abschließend kann festgehalten werden, dass das entwickelte Näherungsverfahren zur Auswertung von DMA–Dreipunktbiegeversuchen für biegesteife Carbonbewehrungen wie z.B. das Gelege T03 eine sehr gute Näherung für den sich innerhalb des Rovingquerschnitts einstellenden Spannungs– und Dehnungszustand liefert und daraus sinnvolle Werte für den E–Modul E_{tex} abgeleitet werden können. Bei den biegeweichen Gelegen T01 und T02 führt das Verfahren zu einer deutlichen Unterschätzung des E–Moduls E_{tex} , was durch die mit der Biegeweichheit deutlich zunehmenden Verformungen insbesondere beim Gelege T01 begründet werden kann.

Aufgrund der Tatsache, dass den aus der Prüfmaschine ausgegebenen Messwerten für die statischen E–Moduli, Speicher– und Verlustmoduli die Gültigkeit des Hooke’schen Gesetzes sowie der Bernoulli–Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte zugrunde gelegt werden, ist eine Korrektur der Versuchsdaten zwingend erforderlich, da andernfalls die Steifigkeitseigenschaften der Carbongelege deutlich unterschätzt werden. Angesichts der umfangreichen Annahmen, auf denen das entwickelte Näherungsverfahren basiert und der Tatsache, dass die E–Moduli E_{tex} der biegeweichen Gelege T01 und T02 zu gering ermittelt werden, wurde für die weiteren im Rahmen dieser Arbeit getätigten Untersuchungen ein empirischer Erhöhungsfaktor α_E eingeführt, mit dem die für einen maschinenintern verwendeten Rechteckquerschnitt gemessenen Werte modifiziert werden können.

$$\alpha_E = \frac{E_m}{E_{tex,lin,m}} \quad (5.34)$$

Der Erhöhungsfaktor wurde derart bestimmt, dass der unter Zugrundelegung eines Rechteckquerschnitts aus den Dreipunktbiegeversuchen bestimmte, mittlere E–Modul $E_{tex,lin,m}$ dem aus den Zugversuchen stammenden mittleren E–Modul E_m entspricht. Zur Erhöhung der Grundgesamtheit wurden neben den in den DMA–Zugversuchen gemessenen E–Modul: $E_{tex,Z}$ die aus den statischen Dehnkörperreferenzversuchen (siehe Kapitel 7 und Anhang C.3.1) stammenden

Steifigkeiten im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung E_{II} zur Mittelwertbildung herangezogen. Eine Ausnahme hiervon bildet das Gelege T01, da die DMA–Zugversuche ebenfalls deutlich zu geringe Werte lieferten. Für diese Bewehrung wurden deshalb zur Bestimmung des Erhöhungsfaktors nur die Dehnkörperversuche verwendet. Die ermittelten Erhöhungsfaktoren für die untersuchten Carbongelege sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst.

Für zukünftige Untersuchungen wäre es zur Verbesserung der Versuchsinterpretation und zur Ermittlung des Spannungs– und Dehnungszustands von Carbonrovings sinnvoll, die Faserverteilung innerhalb des Querschnitts durch systematische Durchführung von Rasterelektronenmikroskopaufnahmen eingehender zu untersuchen. Hieraus könnte ein statistisch abgeleiteter Korrekturfaktor zur Ermittlung einer realitätsnahen Steifigkeit der Carbonrovings bestimmt werden.

Tabelle 5.3: E-Moduli aus den Dreipunktbiegeversuchen

	T01	T02	T03
E–Moduli aus Messergebnissen: $E_{tex,lin,m}$ in $\frac{N}{mm^2}$	1.009	32.725	56.283
aus Idealisierung berechnete E–Moduli: $E_{tex,m}$ in $\frac{N}{mm^2}$	20.532	126.061	208.497
mittlere E–Moduli aus Zugversuchen: E_m in $\frac{N}{mm^2}$	249.616	196.573	231.171
festgelegter Korrekturfaktor α_E	247,4	6,00	4,11
aus Korrekturfaktor bestimmte E–Moduli: $E_{tex,3P,m}$ in $\frac{N}{mm^2}$	244.925	196.573	228.481

5.5.4 Vergleich und Bewertung der Belastungsmodi

Es liegt nahe, die Materialeigenschaften eines als Zugbewehrung vorgesehenen Materials in Zugversuchen zu untersuchen. Da jedoch, wie in Kapitel 5.3 beschrieben, hinsichtlich dynamisch–mechanischer Analysen an textiler Carbonbewehrung keine Erfahrungswerte vorliegen, ist es sinnvoll, den geeigneten Belastungsmodus durch vergleichende Versuche zu bestimmen. Hierfür wurden die zuvor erläuterten statischen Sweeps als Zug– und Dreipunktbiegeversuche durchgeführt.

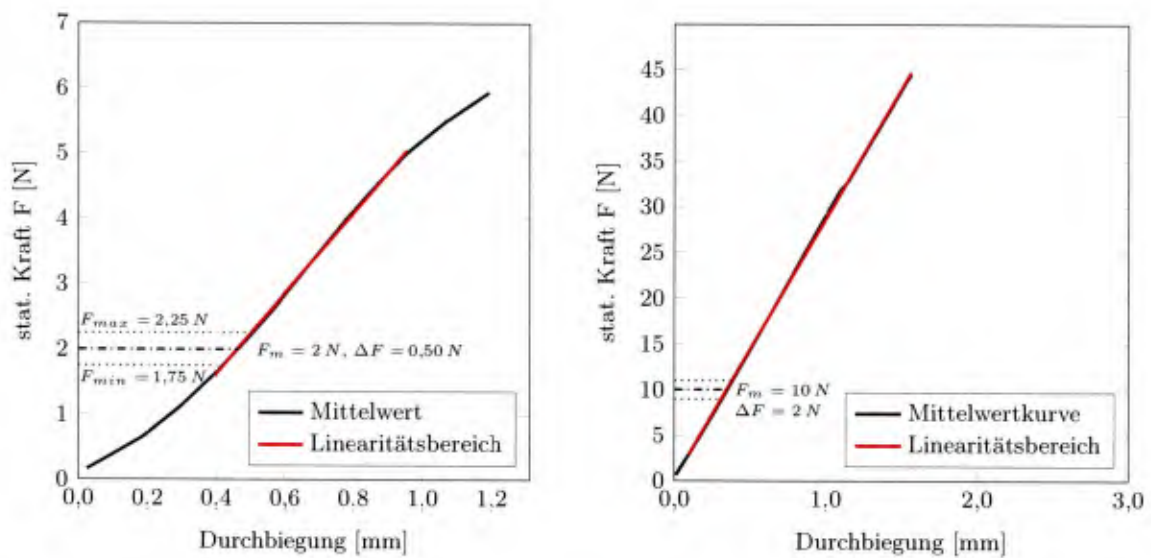
Hinsichtlich der Zugversuche traten einige versuchstechnische Schwierigkeiten auf. Aufgrund der hohen Dehnsteifigkeit der Gelege T02 und T03 war die Prüfmaschine nicht in der Lage, die geringe Haltekraft zu Versuchsbeginn einzuregulieren. Hierdurch kam es zu unplanmäßigen Druckbeanspruchungen der Probekörper, weswegen diese Versuchsergebnisse unbrauchbar waren. Durch eine deutliche Erhöhung der Haltekraft konnte das Ansteuern des Anfangslastniveaus verbessert und für diese Gelege sinnvolle Messergebnisse produziert werden. Nachteilig an dieser Vorgehensweise ist jedoch, dass für die anfängliche Belastung bis zum Erreichen der Haltekraft keine Messdatenaufzeichnung erfolgt. Des Weiteren kam es bei den Carbongelegen T02 und T03 bei geringen Zugkräften zu einem Herausrutschen der Probekörper aus den Spannklemmen. Bis zu diesem Zeitpunkt konnten jedoch sinnvolle Messergebnisse erzielt und die E–Moduli der Rovings realistisch erfasst werden. Ein weiteres Problem bestand darin, dass ein Anspannen der Klemmungen mit einer zu hohen Kraft aufgrund der Querdruckempfindlichkeit zu einer Beschädigung der Rovings führte. Für Rovings des Geleges T01 liegt die Vermutung nahe, dass die Probekörper

aufgrund großer Querverformung im Klemmbereich bereits zu Beginn des Versuchs aus der Halterung glitten, da zu geringe Zugspannungen und E-Moduli gemessen wurden. Aufgrund der Versuchsbeobachtungen war zu erwarten, dass dieser Effekt bei der in den Temperatur-Frequenz-Sweeps angestrebten Probekörpererwärmung verstärkt auftreten wird.

Neben den versuchstechnischen Schwierigkeiten ist ein wesentlicher Kritikpunkt an den Zugversuchen, dass ein Beanspruchungszustand innerhalb des Rovingquerschnitts, wie er der in Kapitel 5.4 beschriebenen Modellvorstellung zur Interaktion zwischen Carbonfilamenten und Beschichtungsmatrix innerhalb eines uniaxial-zugbeanspruchten Textilbetonkörpers entspricht, nicht zu bewerkstelligen ist, da durch die Klemmung der Probekörper die Lasten direkt in die Carbonfasern eingeleitet werden. Zusammenfassend kann deshalb festgestellt werden, dass Zugversuche für DMA-Untersuchungen an beschichteter, textiler Carbonbewehrung ungeeignet sind. Im Vergleich zu den Zugversuchen bereitete die Durchführung der Dreipunktbiegeversuche deutlich weniger Schwierigkeiten und sie lieferten eindeutiger und stabilere Messergebnisse. Die Probekörperbelastung konnte auch bei höheren Lasten problemlos aufgebracht werden, ohne dass es dabei zu einem Verrutschen der Versuchskörper auf den Auflagern kam. Es konnte deshalb erwartet werden, dass es bei den Temperatur-Frequenz-Sweeps zu keinerlei, durch die Erwärmung in der Klimakammer bedingten Einflüssen aus der Lasteinleitung und insbesondere aus der Fixierung der Materialprobe auf die Messwerte kommt.

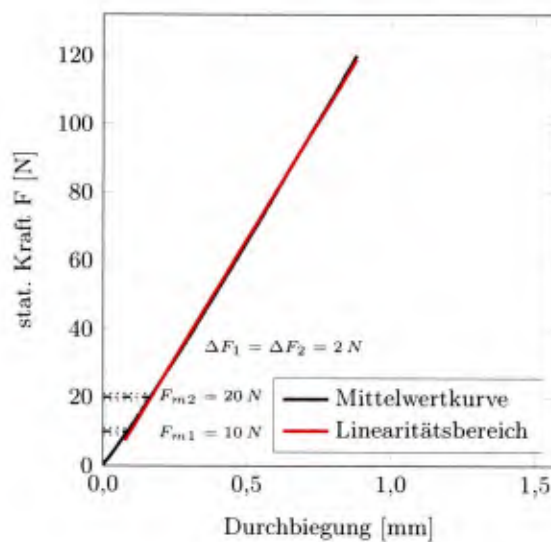
Die Auswertung der Dreipunktbiegeversuche hingegen gestaltete sich im Vergleich zu denen unter einaxialer Zugbeanspruchung deutlich komplexer, da die realistische Ermittlung des Spannungs- und Dehnungszustands wesentlichen Einfluss auf die im Versuch bestimmten E-Moduli hat. Dies konnte jedoch durch den in Kapitel 5.5.3 beschriebenen Erhöhungsfaktor gelöst werden.

Zur Durchführung von dynamisch-mechanischen Analysen empfiehlt es sich demzufolge einen Dreipunktbiegeversuch zu wählen. Dies ist insbesondere der Fall, wenn vergleichsweise steife textile Bewehrungen, die z.B. mit Epoxidharz getränkt sind, zu untersuchen sind. Bei biegeweicheren Materialien, wie das beispielsweise bei dem untersuchten Gelege T01 der Fall ist, können im Vergleich zur Querschnittshöhe sehr große Verformungen auftreten, weswegen nur ein kleiner Linearitätsbereich beobachtbar ist. Für derartige Materialien ist es wichtig, den Kraftbereich für Temperatur-Frequenz-Sweeps sorgfältig zu wählen. Hinsichtlich der Festlegung der Lastniveaus besteht ein gewisser Zielkonflikt. Die mittlere Prüfkraft sollte möglichst gering gewählt werden, um zu vermeiden, dass Schädigungen des Probekörpers und damit irreversible Verformungen auftreten. Dem gegenüber steht der für textile Gelege typische Nichtlinearitätsbereich im Bereich kleiner Lasten. Bei der Wahl der Mittellast der schwingenden Beanspruchungen in den Temperatur-Frequenz-Sweeps wurde versucht diesem Umstand zu entsprechen und die Last möglichst so zu wählen, dass sie innerhalb des linearen Bereichs der Kraft-Durchbiegungs-Linie liegt und gleichzeitig möglichst gering ist. In Bild 5.11 sind die gewählten Lastniveaus für die untersuchten Gelege T01, T02 und T03 dargestellt. Für die Carbonbewehrung T03 wurden Versuche mit zwei unterschiedlichen Lastniveaus durchgeführt, um den Einfluss des gewählten Mittellastniveaus beurteilen zu können.



(a) DMA-S-3P-T01

(b) DMA-S-3P-T02



(c) DMA-S-3P-T03

Bild 5.11: Festlegung der Lastniveaus für die Temperatur–Frequenz–Sweeps

5.6 Dynamisch–Mechanische Analysen als Temperatur–Frequenz–Sweeps

Das frequenz– bzw. zeit– und temperaturabhängige Materialverhalten wurde im Rahmen dieser Arbeit mithilfe der Dynamisch–Mechanischen Analyse (DMA) in sog. Temperatur–Frequenz–Sweeps (TFS) erforscht. Da in den zuvor beschriebenen Untersuchungen festgestellt wurde, dass der uniaxiale Zugversuch für DMA–Experimente an getränkter, textiler Carbonbewehrung ungeeignet ist, wurden die Temperatur–Frequenz–Sweeps als Dreipunktbiegeversuche ausgeführt. Die mathematischen und theoretischen Grundlagen zu dieser Untersuchungsmethode sind in

Kapitel 3 und die Funktionsweise sowie das Messprinzip der Prüfmaschine in Kapitel 5.2 und in [52, 73] erläutert.

Die Mehrzahl der durchgeführten DMA–Versuche erfolgte innerhalb eines Temperaturbereiches von $+30^{\circ}\text{C}$ bis $+180^{\circ}\text{C}$, da hierzu keine aufwendige Bereitstellung von flüssigem Stickstoff zur Kühlung der Klimakammer (siehe Kapitel 5.2) erforderlich war. Zur Erweiterung des Temperaturfensters auf den baupraktisch relevanten Bereich und zur Identifizierung des Glasübergangs (Erläuterung siehe Kapitel 5.6.2) wurden zudem vereinzelte Untersuchungen mit $T = -80^{\circ}\text{C}$ bis $+180^{\circ}\text{C}$ für Rovings des Geleges T01 sowie $T = -40^{\circ}\text{C}$ bis $+180^{\circ}\text{C}$ für die Carbonbelege T02 und T03 durchgeführt. Innerhalb der einzelnen Versuche wurde als weiterer Parameter die Frequenz der oszillierenden Kraftanregung variiert. Detaillierte Erläuterungen hierzu finden sich im nachfolgenden Unterkapitel 5.6.1. Für Rovings des Geleges T03 wurde zudem der Einfluss des Mittellastniveaus auf das Materialverhalten untersucht, siehe auch Bild 5.11. Eine Übersicht über alle durchgeführten DMA–Versuche ist in Tabelle 4.2 zu finden.

Nachfolgend werden der Versuchsablauf und die wesentlichen Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zusammengefasst. Im Anschluss daran wird in Kapitel 6 die zur Extrapolation des gemessenen Frequenzbereichs und damit zur Erstellung der Masterkurven (siehe Kapitel 3.4) für textile Carbonbewehrungen entwickelte Methode vorgestellt. Anhand der aus den Versuchen ermittelten Masterkurven wurden viskoelastische Materialmodelle für die betrachteten Carbonbelege abgeleitet, die ebenfalls in Kapitel 6 dargestellt werden.

5.6.1 Versuchsablauf

Die Versuchskonfiguration der Temperatur–Frequenz–Sweeps entspricht dem in Bild 5.3b gezeigten Aufbau für die statischen Sweeps. Die Probearbeitung ist ebenfalls identisch zu dem in Kapitel 5.5.1 beschriebenen Vorgehen. Nach Einbau des Probekörpers wurde die Klimakammer auf die entsprechende Anfangstemperatur temperiert, die zunächst für 5 min konstant gehalten wurde, um eine gleichmäßige Temperaturverteilung über den Probenquerschnitt zu erreichen. Danach erfolgte die Einregelung der Kontaktkraft von 1 N für das Gelege T01 und 2 N für die Gelege T02 und T03, die für wenige Sekunden konstant gehalten wurde. Im Anschluss daran begann die eigentliche Messung mit Ansteuerung der jeweiligen Mittellast und der oszillierenden Belastung gemäß Bild 5.11.

Zur Ermittlung des frequenzabhängigen Materialverhaltens getränkter, textiler Carbonbewehrungen erfolgte die schwingende Belastung mit 6 verschiedenen, zwischen $0,2\text{ Hz}$ und 20 Hz logarithmisch gleichverteilten Frequenzen. Für jede Frequenz erfolgten jeweils 30 Schwingenspiele, über die maschinenintern eine Mittelung der Messwerte vorgenommen wurde. Während der zyklischen Belastungsphase wurde die Temperatur konstant gehalten, um isotherme Bedingungen während der Messung der durch die Oszillation verursachten Materialreaktion sicherzustellen. Nach Abschluss der mit 20 Hz erzeugten Anregung wurde die Temperatur um 2°C mit einer Heizrate von $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ linear gesteigert. Bevor die schwingende Belastungsphase für die nächste konstante Temperatur wiederholt wurde, wurde eine Entlastung bis zur Kontaktkraft zur Vermeidung von temperaturinduzierten Zwängungen und damit einhergehender Verfälschung der Messwerte und erneuter Belastung auf die Mittellast durchgeführt.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Temperaturmessung innerhalb der Klima-

kammer wenige Zentimeter vom Probekörper entfernt stattfindet mit der Folge, dass die in dieser Arbeit nachfolgend angegebenen Temperaturen streng genommen die Umgebungstemperaturen und nicht die im Material vorherrschenden Temperaturen darstellen. Demnach kann es bei den im Kapitel 5.6.2 beschriebenen Temperaturabhängigkeiten sein, dass diese um wenige Kelvin verschoben sind, die qualitativen Zusammenhänge sind davon aber unberührt.

5.6.2 Versuchsergebnisse

In den Bildern 5.12 bis 5.14 sind die Versuchsergebnisse der Temperatur–Frequenz–Sweeps an den Gelegen T01 bis T03 dargestellt. Die Bilder zeigen jeweils die Verläufe der Speichermoduli E' , Verlustmoduli E'' sowie des Verlustfaktors $\tan(\delta)$ aufgetragen über die Versuchstemperatur T für diejenigen Versuche, für die die größten Temperaturbereiche durchfahren wurden. Unter Verwendung des in Kapitel 5.5.3 ermittelten Erhöhungsfaktors zur Berücksichtigung der versuchsbedingten Unterschätzung der Biegesteifigkeit wurden bei den Versuchen an Rovings des Geleges T01 für die Speicher– und Verlustmoduli Werte erfasst, die um einen Faktor 10 zu groß waren, weswegen die Auswertung der Versuche DMA-TFS-T01 mit einem angepassten Erhöhungsfaktor von $\alpha_{E,T01} = 24,74$ erfolgte.

In Bild 5.12a ist der Speichermodul in Abhängigkeit der Prüftemperatur von $T = -80^\circ\text{C}$ bis $+180^\circ\text{C}$ für das Gelege T01 zu erkennen. Im Bereich sehr tiefer Temperaturen von $T = -80^\circ\text{C}$ bis ca. -20°C verhält sich der Versuchskörper extrem steif und weist einen mehr oder weniger konstanten Verlauf des Speichermoduls mit maximalen Werten von in etwa $E'_{T=-80,-20^\circ\text{C}} = 5,30 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$ auf. Zudem ist in diesem Temperaturbereich kein signifikanter Unterschied zwischen den sich auf die verschiedenen Anregungsfrequenzen einstellenden, elastischen Materialantworten zu erkennen. Dieser erste Abschnitt auf der Temperaturachse kennzeichnet somit den sog. energieelastischen Bereich (siehe Kapitel 2.2.2). Ab einer Grenztemperatur T_{Grenz} von ca. -20°C kommt es zu einer Aufweitung zwischen den einzelnen Speichermodulverläufen der gemessenen Frequenzen bei gleichzeitig stattfindendem, drastischem Abfall aller Kurven, welcher den Glasübergangsbereich einleitet. Innerhalb des Glasübergangs wird das Gelege T01 zunehmend weicher bzw. gummiartiger und der Speichermodul weist eine starke Abhängigkeit von der Frequenz der oszillierenden Anregung auf. Bei einer Temperatur von 23°C (entspricht in etwa der Umgebungstemperatur der in Kapitel 7 beschriebenen Dehnkörperversuche) beträgt das Minimum des Speichermoduls $E'_{0,2\text{Hz}/23^\circ\text{C}} = 166.456 \text{ N/mm}^2$, welches für eine Frequenz von $f = 0,2 \text{ Hz}$ gemessen wurde und das Maximum $E'_{20\text{Hz}/23^\circ\text{C}} = 302.992 \text{ N/mm}^2$ für eine Frequenz von $f = 20 \text{ Hz}$. Anhand des sich hieraus ergebenden Unterschieds von $\Delta E'_{23^\circ\text{C}} = 136.536 \text{ N/mm}^2$ wird deutlich, wie sensitiv die elastische Materialantwort im Bereich des Glasübergangs auf die Höhe der Anregungsfrequenz reagiert.

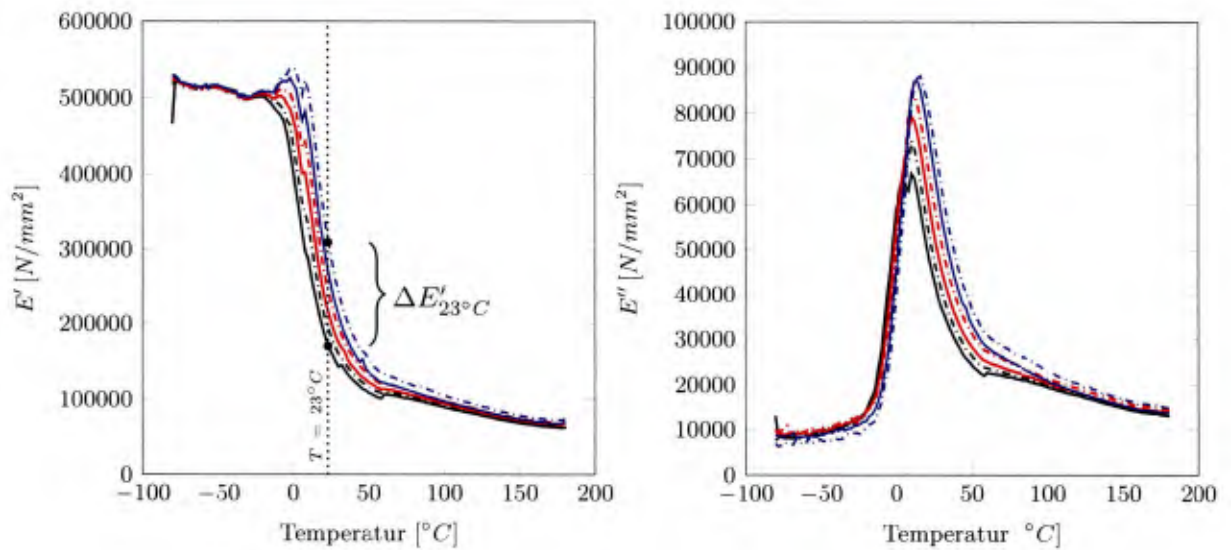
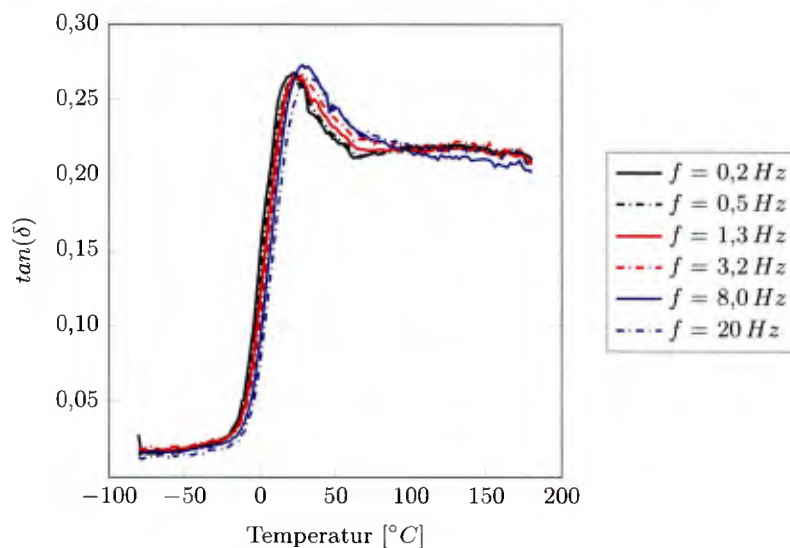
(a) E' - T -Diagramm(b) E'' - T -Diagramm(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild 5.12: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T01-04

Ab einer Temperatur von ca. $T = 60^\circ\text{C}$ nimmt die Frequenzabhängigkeit des Speichermoduls deutlich ab und die Kurven scheinen sich bis zur maximalen Versuchstemperatur asymptotisch einem Grenzwert anzunähern. Dieser Temperaturbereich kennzeichnet den entropieelastischen Bereich.

In Bild 5.12b ist der über die Versuchstemperatur aufgetragene Verlustmodul E'' , der die temperatur- und frequenzabhängigen Dämpfungseigenschaften des Geleges T01 beschreibt, dargestellt. Bis zu einer Temperatur von $T = -20^\circ\text{C}$ verhält sich der Verlustmodul für alle

gemessenen Frequenzen mehr oder weniger konstant und weist dabei vergleichsweise geringe Werte von ca. $E'_{T=-80,-20^{\circ}C} = 1,00 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$ auf. Im energieelastischen bzw. glasartigen Zustand sind die Dämpfungseigenschaften des Geleges T01 dementsprechend nur gering ausgeprägt.

Mit dem Eintritt in den Glasübergangsbereich steigt der Verlustmodul stark an und erreicht seine frequenzabhängigen Maxima bei Temperaturen zwischen $10^{\circ}C$ und $16^{\circ}C$. Mit ansteigender Frequenz verschiebt sich das Maximum zu geringfügig höheren Temperaturen. In diesem schmalen Temperaturbereich ist die Frequenzabhängigkeit des Dämpfungsverhaltens am deutlichsten ausgeprägt. Bis zum Erreichen des entropieelastischen Zustands bei ca. $T = 60^{\circ}C$ bleibt die Frequenzabhängigkeit des Verlustmoduls erhalten, während die Kurven aufgrund der temperaturbedingten, fortschreitenden Materialdegradation stark abfallen. Im Anschluss daran scheint sich der Verlustmodul im gummiartigen Zustand asymptotisch einem Grenzwert anzunähern, wie es auch beim Speichermodul zu beobachten ist.

In Bild 5.12c sind die Temperaturkurven des Verlustfaktors $\tan(\delta)$ für die verschiedenen Anregefrequenzen dargestellt. Da der $\tan(\delta)$ das Verhältnis zwischen Verlustmodul E'' und Speichermodul E' beschreibt (siehe Bild 3.14), ist der Verlustfaktor im energieelastischen Bereich aufgrund des geringen Verlustmoduls bis zu einer Temperatur von $T = -20^{\circ}C$ vergleichsweise gering. Im Glasübergangsbereich sinkt der Speichermodul bei gleichzeitig anwachsendem Verlustmodul, was zu einem deutlichen Anstieg von $\tan(\delta)$ führt. Dieser erreicht seine frequenzabhängigen Maxima bei Temperaturen zwischen $22^{\circ}C$ und $32^{\circ}C$. Im Vergleich zu den Temperaturen, bei denen der Verlustmodul seine Maxima erreicht, treten diejenigen des Verlustfaktors somit bei höheren Temperaturen auf. Analog zum Verlustmodul bewirken ansteigende Frequenzen auch beim $\tan(\delta)$ eine Verschiebung der Maxima zu höheren Temperaturen.

Bis zum Ende des Glasübergangs bei ca. $T = 60^{\circ}C$ fällt der Verlustfaktor, um dann im entropieelastischen Bereich bis zum Erreichen der maximalen Versuchstemperatur einen konstanten Wert anzunehmen.

In den Bildern 5.13 und 5.14 sind Speichermodul, Verlustmodul und Verlustfaktor der Versuche DMA-TFS-T02-04 und DMA-TFS-T03-04 dargestellt. Die Gelege T02 und T03 sind mit einer Sekundärbeschichtung aus Epoxidharz versehen, für die davon auszugehen ist, dass die chemische Zusammensetzung und damit auch die mechanischen Eigenschaften identisch sind, da beide Gelege vom gleichen Hersteller stammen. Dennoch sind hinsichtlich des frequenz- und temperaturabhängigen Materialverhaltens gewisse, durch den textilen Aufbau der Gelege bedingte Unterschiede zwischen den beiden Gelegetypen zu beobachten, die nachfolgend erläutert werden sollen.

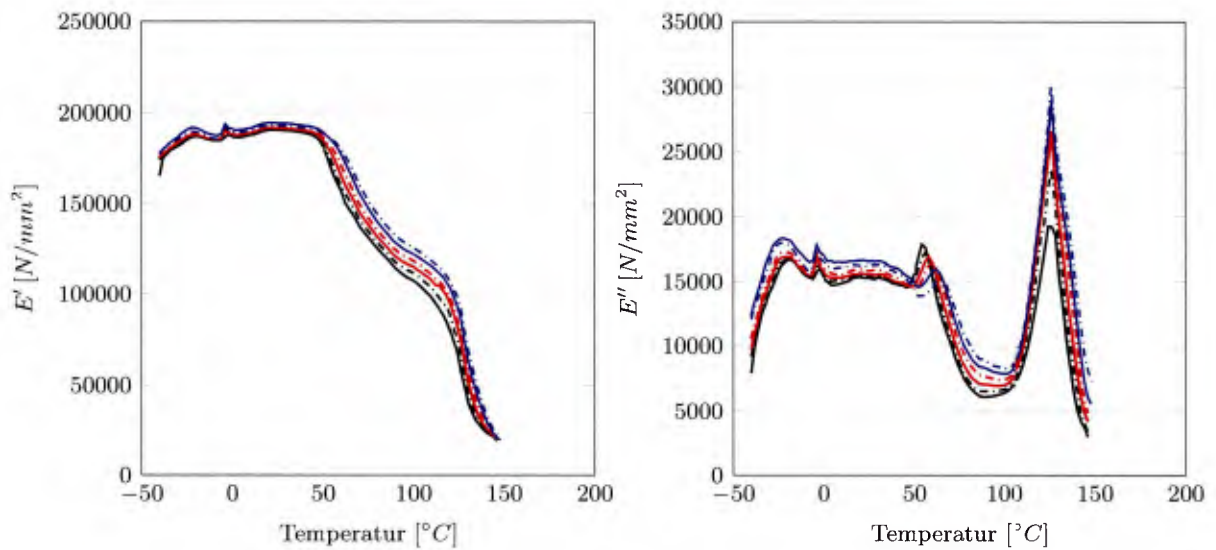
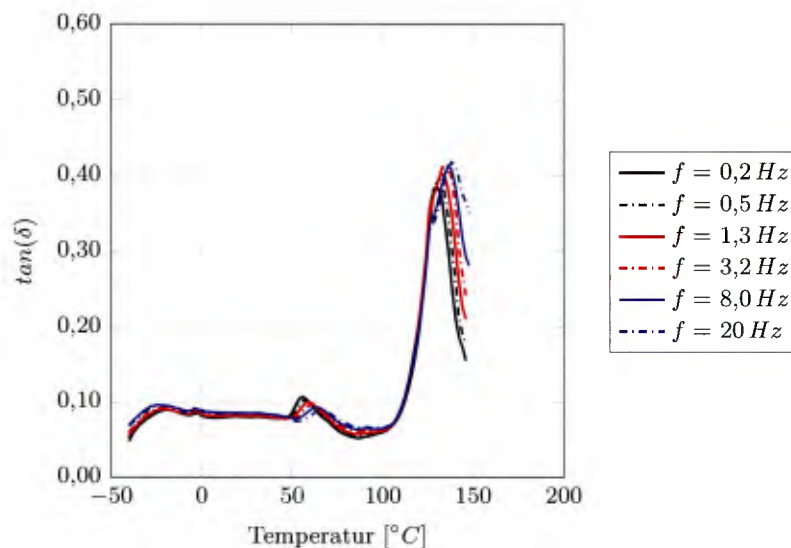
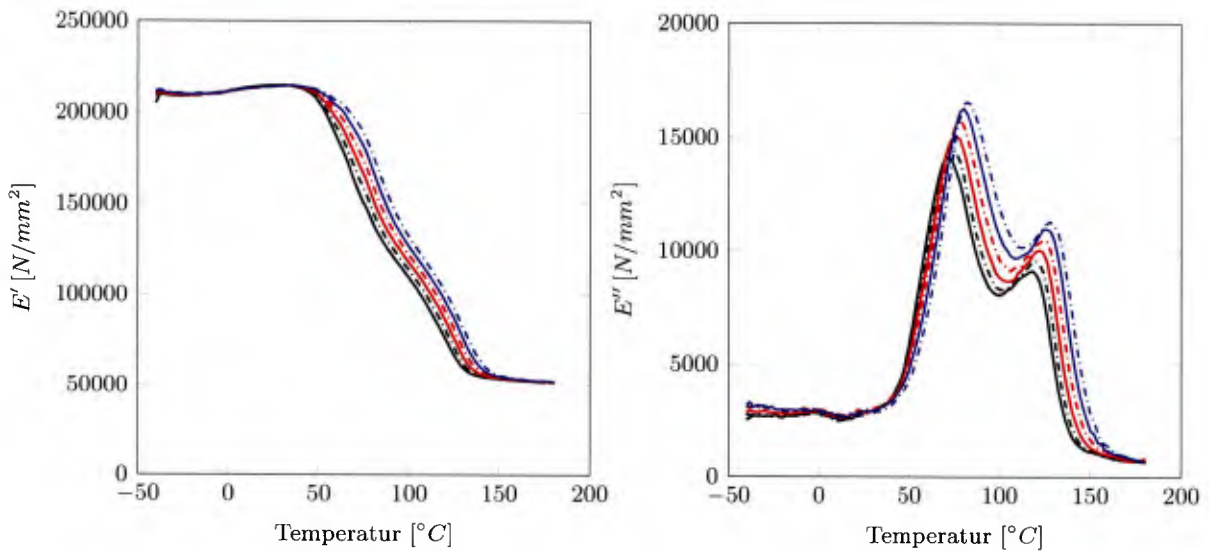
(a) E' - T -Diagramm(b) E'' - T -Diagramm(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild 5.13: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T02-04

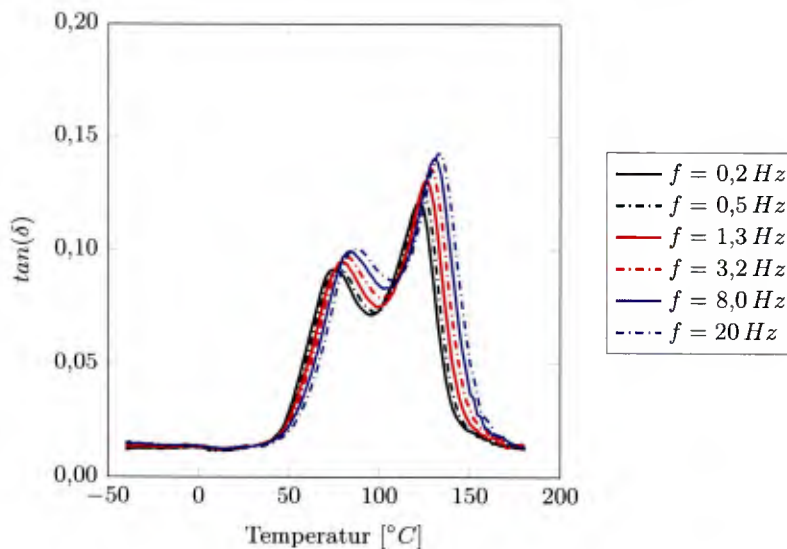
Im Gegensatz zum Gelege T01 verlaufen die Speichermoduli von T02 (Bild 5.13a) und T03 (Bild 5.14a) bis zu einer Temperatur von ca. $T = +35^\circ\text{C}$ nahezu konstant, was auf einen bei deutlich höheren Temperaturen einsetzenden Glasübergang hindeutet. Der Speichermodul des Probekörpers DMA-TFS-T02-04 zeigt dabei im energieelastischen Bereich einen unregelmäßigeren Verlauf als DMA-TFS-T03-04, was auf den Einfluss des Gelegeaufbaus bzw. der -geometrie zurückzuführen ist. Wie in Bild 4.1 ersichtlich wird, beträgt der Abstand der Querrovings des Geleges T03 38 mm, was ungefähr dem Auflagerabstand des

Dreipunktbiegeversuchs entspricht. Somit wiesen die Probekörper dieser textilen Bewehrung im DMA-Versuch einen in etwa konstanten Querschnitt auf. Der Abstand der Querrovings des Geleges T02 hingegen beträgt lediglich 21 mm, was dazu führt, dass zwei Querrovings innerhalb der Prüflänge auf beiden Seiten des Lasteinleitungsstempels zu liegen kommen, siehe Bild 5.3b. An den Knotenpunkten, an denen Kett- und Schussrovings miteinander verbunden sind, ist der Kettroving (= Prüfrichtung) stark komprimiert und daher sehr flach.



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild 5.14: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-04

Dies führt zu einer punktuell wesentlich geringeren Biegesteifigkeit, was der Grund für die im Vergleich zum Gelege T03 unregelmäßigeren Messwerte ist. An diesen Stellen kommt es bei nahezu allen Temperatur–Frequenz–Sweeps am Gelege T02 trotz des sehr geringen Lastniveaus zu einem Biegeversagen der Probekörper bei ca. $T = 150^{\circ}\text{C}$, weswegen die Kurven von Speichermodul, Verlustmodul und Verlustfaktor bei dieser Temperatur abgeschnitten wurden. Für zukünftige Versuche wäre es daher ratsam, die Spannweite des Dreipunktbiegeversuches von 40 mm auf 20 mm zu reduzieren.

Ab einer Temperatur von ca. 35°C setzt bei den Gelegen T02 und T03 der Glasübergangsprozess ein, der mit einem starken Abfall der Speichermodulkurven verbunden ist. In diesem Bereich zeigen die Probekörper hinsichtlich der Materialantwort eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Anregungsfrequenz. Bei ca. 150°C ist der Glasübergang abgeschlossen und der entropieelastische Bereich beginnt, in dem sich die Speichermoduli bis zum Erreichen der maximalen Versuchstemperatur einem konstanten Endwert anzunähern scheinen.

Die Speichermodulkurven der Gelegen T02 und T03 weisen innerhalb des Glasübergangsbereich im Vergleich zur textilen Bewehrung T01 keinen stetigen Verlauf auf. Insbesondere in den Kurven des Probekörpers DMA-TFS-T02-04 sind zwei Wendepunkte zu erkennen. Dieser Sachverhalt spiegelt sich auch in den Verlustmoduli (Bild 5.13b und 5.14b) und den Verlustfaktor $\tan(\delta)$ (Bild 5.13c und 5.14c) wider. Insbesondere beim Gelege T03 sind hier zwei deutlich ausgeprägte lokale Maxima zu erkennen. Im Gegensatz zum Gelege T01 mit nur einem globalen Maximum deuten zwei lokale Maxima im Verlustmodul innerhalb des Glasübergangsbereichs nach [90] auf zwei bei unterschiedlichen Temperaturen ablaufende Relaxationsprozesse innerhalb der Epoxidharzbeschichtung hin. Der bei niedrigeren Temperaturen ablaufende Relaxationsprozess wird α -Prozess und bei höheren Temperaturen β -Prozess genannt [90]. Beim Probekörper DMA-TFS-T03-04 ist der α -Prozess im Verlustmodul bei Temperaturen zwischen 72°C und 82°C zu erkennen. In diesem Temperaturbereich liegt auch das globale Maximum des Verlustmodul. Somit wird hier die größte Energie durch die Materialdämpfung dissipiert. Der β -Prozess findet bei Temperaturen zwischen 118°C und 128°C statt. Wie oben beschrieben, bewirken höhere Frequenzen eine Verlagerung des Verlustmodulmaximums (lokal und global) hin zu höheren Temperaturen.

Die Lage der Peaks im Verlustfaktor $\tan(\delta)$ ist, wie auch beim Gelege T01, gegenüber dem Verlustmodul zu geringfügig höheren Temperaturen verschoben. Zudem sind lokales und globales Maximum des $\tan(\delta)$ im Vergleich zu E'' vertauscht. Während das lokale Maximum bei Temperaturen zwischen 74°C und 86°C auftritt, kommt das globale Maximum bei Temperaturen im Bereich von 122°C und 134°C zu liegen.

Eine wesentliche Kenngröße zur Charakterisierung des temperaturabhängigen Materialverhaltens ist die Glasübergangstemperatur T_g , d.h. diejenige Temperatur, bei der der Glasübergangsprozess beginnt bzw. stattfindet. Zur Festlegung der Glasübergangstemperatur gibt es verschiedene Definitionen [56], wie aus Bild 5.15 hervorgeht. Aus diesem Grund kann kein fester Zahlenwert für die Glasübergangstemperatur angegeben werden. Die Interpretation des Glasübergangsbereichs ist jedoch, insbesondere wenn er mit dem baupraktisch relevanten Temperaturbereich zusammenfällt von essentieller Bedeutung, da dieser Prozess mit einer signifikanten Änderung der Steifigkeit und des Dämpfungsverhaltens des Materials verbunden ist, wie anhand der Versuchsergebnisse der drei untersuchten Gelegen ersichtlich wird.

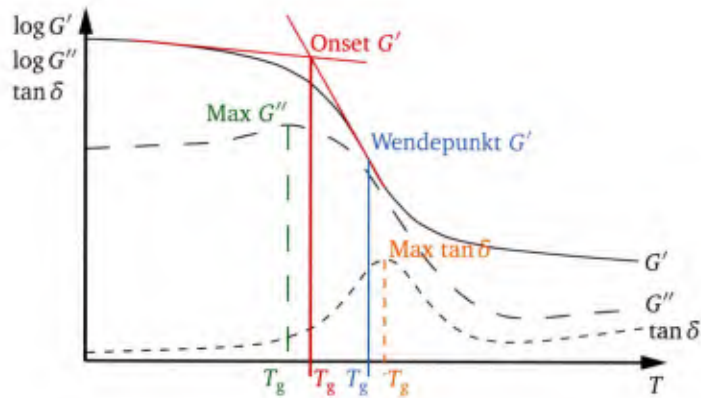


Bild 5.15: Definitionen zur Festlegung der Glasübergangstemperatur [56]

In Bild 5.16 sind die Glasübergangstemperaturen der Gelege T01 bis T03 für die verschiedenen, in Bild 5.15 angegebenen Definitionen für T_g zusammengefasst. Da die Speichermoduli der Probekörper DMA-TFS-T02-04 und DMA-TFS-T03-04 innerhalb des Glasübergangsbereichs zwei Wendepunkte aufweisen, konnte für diese Definition die Glasübergangstemperatur nicht eindeutig festgelegt werden.

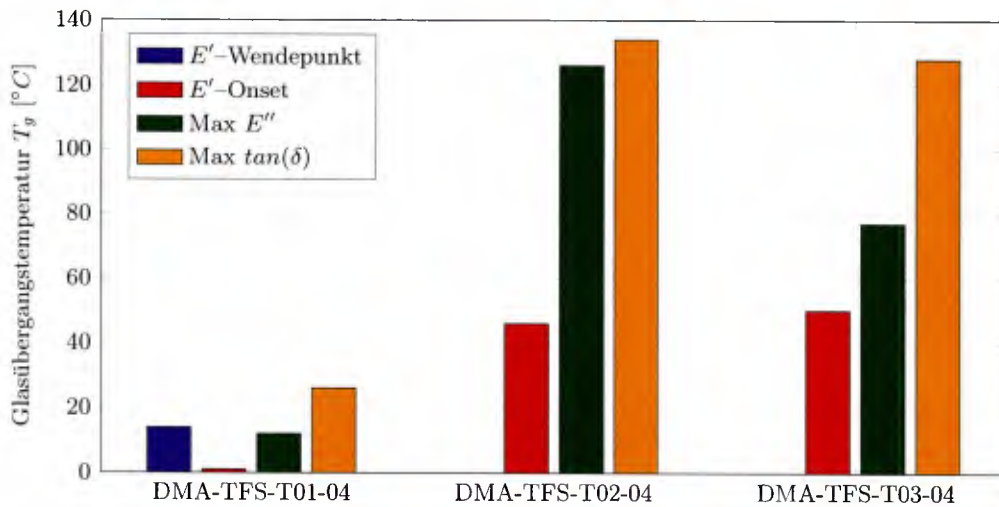


Bild 5.16: Auswertung der Glasübergangstemperaturen der Gelege T01 bis T03

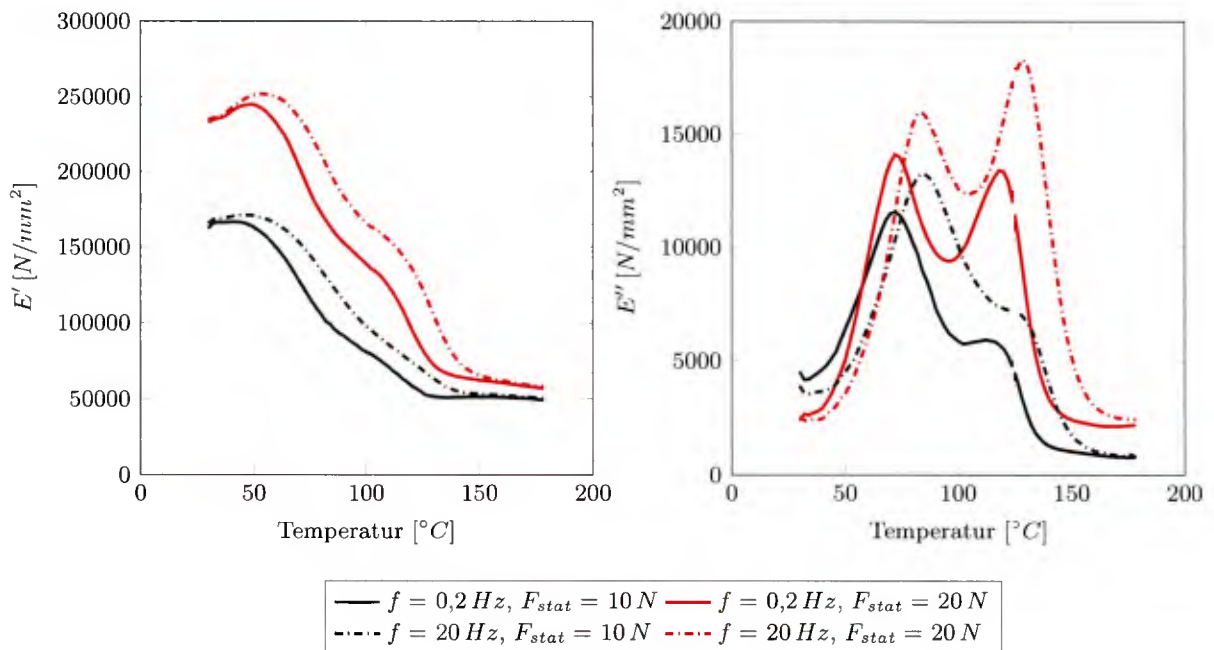
Anhand der Auswertung wird deutlich, dass die Definitionswahl, wie die Glasübergangstemperatur festgelegt wird, großen Einfluss auf das Ergebnis hat. Für das Gelege T01 ergeben sich Werte für T_g , die zwischen 1°C und 26°C liegen und für das Gelege T03 stellen sich Glasübergangstemperaturen von 50°C bis 128°C ein.

Die Auswertung der Glasübergangstemperatur anhand des Tangentenschnittpunkts (Onset) der Speichermodulkurven und des Maximalwerts des Verlustfaktors $\tan(\delta)$ liefert für die Gelege T02 und T03 jeweils in etwa die gleichen Werte, da beide Gelege mit einem Epoxidharz getränkt sind. Lediglich die anhand des maximalen Verlustmoduls bestimmten Temperaturen weichen deutlich voneinander ab, was an der oben beschriebenen fortschreitenden Schädigung des Geleges T02 an den Verbindungen der Kett- und Schussrovings und der damit verbundenen

zunehmenden Materialdämpfung bei höheren Temperaturen liegt.

Ausgehend von den dargestellten Versuchsergebnissen (Bild 5.12 bis 5.14 und 5.16) wird für die baupraktische Beurteilung des temperaturabhängigen Materialverhaltens von beschichteter, textiler Carbonbewehrung empfohlen zur Angabe der Glasübergangstemperatur den Tangentenschnittpunkt (Onset) des Speichermoduls zu verwenden, da ab diesem Punkt auf der Temperaturachse die rasche Abnahme der Materialsteifigkeit einsetzt. Es ergeben sich somit Glasübergangstemperaturen von $T_g = 1^\circ\text{C}$ für das Gelege T01 (SBR-Beschichtung), $T_g = 46^\circ\text{C}$ für das Gelege T02 (Epoxidbeschichtung) und $T_g = 50^\circ\text{C}$ (Epoxidbeschichtung) für die textile Bewehrung T03. Es wird deutlich, welchen signifikanten Einfluss das für die Sekundärbeschichtung verwendete Material auf die mechanischen Eigenschaften der Textilbewehrung hat.

Wie in Kapitel 4.2 und 5.5.4 beschrieben, wurden zur Untersuchung des Einflusses der Mittellast auf das frequenz- und temperaturabhängige Materialverhalten Versuche am Gelege T03 mit zwei unterschiedlichen Lastniveaus durchgeführt. Für die Versuche DMA-TFS-T03-01 bis 04 wurde jeweils eine Mittellast von $F_m = 10\text{ N}$ und für DMA-TFS-T03-05 bis 07 eine Last von $F_m = 20\text{ N}$ gewählt. Im nachfolgenden Bild 5.17 sind die mittleren Speicher- und Verlustmoduli der gewählten Lastniveaus für Anregungsfrequenzen von $f = 0,2\text{ Hz}$ und $f = 20\text{ Hz}$ dargestellt. Für die Auswertung zum Mittellasteinfluss wurde der Versuch DMA-TFS-T03-04 aufgrund des größeren Temperaturbereichs ausgeschlossen.



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm

Bild 5.17: Vergleich der mittleren Speicher- und Verlustmoduli der Versuche mit einer Mittellast von 10 N und 20 N

Anhand des Bildes 5.17a wird deutlich, dass das höhere Mittellastniveau eine deutliche Verschie-

bung der Speichermodulkurven zur Folge hat. Dabei erhöhen sich die Speichermoduli aller Anregungsfrequenzen gleichermaßen um ca. 47 % bezogen auf den Maximalwert. Des Weiteren ist zu erkennen, dass die Speichermodulkurven der Versuche mit einer Mittellast von $F_m = 20 \text{ N}$ (rote Kurven) stärkere Krümmungen innerhalb des Glasübergangsbereichs aufweisen. Die Höhe der Mittellast scheint sich somit auf die in der Epoxidbeschichtung ablaufenden Relaxationsprozesse auszuwirken. Diese Vermutung wird augenscheinlich durch die mittellastbedingten Änderungen im Verlustmodul (Bild 5.17b) bestätigt. Während sich die Kurven insgesamt zu höheren Werten hin verschieben, bilden sich, insbesondere bei einer Anregungsfrequenz von $f = 20 \text{ Hz}$, neue globale Verlustmodulmaxima bei deutlich höheren Temperaturen aus. Gemäß der Definition in Bild 5.15 erhöht sich demnach die mittlere Glasübergangstemperatur bei Ermittlung anhand des Maximalwerts im Verlustmodul von $T_g = 78^\circ\text{C}$ bei einer Mittellast von $F_m = 10 \text{ N}$ auf $T_g = 123^\circ\text{C}$ bei einem Lastniveau von $F_m = 20 \text{ N}$. Welche Prozesse hier im Detail ablaufen und ob dieses Phänomen auch bei SBR–beschichteten Textilgelegen auftritt, konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht geklärt werden.

Hinsichtlich des Einflusses der Mittellast auf die Relaxationsprozesse in der Beschichtung und die Ausbildung des Glasübergangsbereichs besteht somit noch ein großer Forschungsbedarf und sollte Gegenstand zukünftiger Arbeiten sein. Zudem sollten die Auswirkungen der Versuchsparmeter wie z.B. die Wahl zwischen Weg– oder Kraftanregung, Frequenz– und Temperaturreihenfolge etc. eingehender untersucht werden.

5.7 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde das Prinzip der Dynamisch–Mechanischen–Analyse vorgestellt, mit der die mechanischen Eigenschaften polymerer Werkstoffe bestimmt werden können.

Zunächst wurden Versuche als sog. statische Sweeps mit dem Ziel den statischen E–Modul der untersuchten Bewehrungen zu ermitteln, durchgeführt. Zudem dienten die Versuche dazu, den Anfangsnichtlinearitätsbereich in der Zugspannungs–Dehnungs–Beziehung der Gelege zur Wahl des Lastniveaus für die folgenden Temperatur–Frequenz–Sweeps zu identifizieren sowie die gewählten Belastungsmodi miteinander zu vergleichen und deren Tauglichkeit bewerten zu können. Es zeigte sich, dass Zug als Belastungsmodus im Versuch ungeeignet ist. Für die Gelege T02 und T03 konnten jedoch sinnvolle Werte für den E–Modul ermittelt werden. Für das Gelege T01 war dies aufgrund des bereits zu Versuchsbeginn auftretenden Schlupfs in den Halteklemmen nicht möglich. Die Dreipunktbiegeversuche eigneten sich hingegen sehr gut als Belastungsmodus. Hinsichtlich der Versuchsauswertung bestand jedoch die Schwierigkeit, dass aufgrund des maschinenintern zugrunde gelegten Rechteckquerschnitts die geometrische Steifigkeit der inhomogenen, ellipsenförmigen Gelegequerschnitte deutlich über– und dadurch der E–Modul unterschätzt wurde. Zur Berücksichtigung dieses Effekts wurde der Erhöhungsfaktor α_E eingeführt und die Versuchsergebnisse damit korrigiert.

Die durchgeführten Temperatur–Frequenz–Sweeps zeigten, dass die Gelege je nach eingesetztem Beschichtungsmaterial eine deutlich ausgeprägte Abhängigkeit der Steifigkeit und des Dämpfungsverhaltens von der Belastungsfrequenz sowie der Temperatur aufweisen. Dieses Verhalten scheint zudem von der im DMA–Versuch gewählten Mittellast beeinflusst zu werden.

6 Materialparameteridentifikation im Rahmen der linearen Viskoelastizitätstheorie

6.1 Allgemeines

Aus den in Kapitel 5.6 beschriebenen Versuchsdaten der Temperatur–Frequenz–Sweeps sollen innerhalb dieses Kapitels die notwendigen Materialparameter für die in Gleichung 3.60 angegebene Prony–Reihe, bestehend aus der Federsteifigkeit E sowie der Federsteifigkeiten \hat{E}_k und der Relaxationszeiten τ_k der K Maxwell–Elemente bestimmt werden. Hierfür wird ein von KRAUS & NIEDERWALD [53] entwickeltes, physikalisch motiviertes Kollokationsverfahren zur Parameteridentifikation im Rahmen der linearen Viskoelastizitätstheorie mit dem Namen „GUSTL“ (Generalized collocation method using Stiffness matrices in the context of the Theory of Linear viscoelasticity) verwendet.

Da aus den DMA–Versuchen keine vollständigen Relaxationskurven, sondern lediglich auf ein begrenztes Messfenster im Frequenzbereich beschränkte, isotherme Einzelkurven für Speicher– und Verlustmodul hervorgehen, muss zunächst der gemessene Frequenzraum, dem in Kapitel 3.4 beschriebenen Zeit–Temperatur–Verschiebungsprinzip folgend, extrapoliert werden. Hierfür wurde der in [53] beschriebene Algorithmus verwendet, der nachfolgend erläutert wird.

6.2 Extrapolation des in der DMA gemessenen Frequenzbereichs durch Erstellung von Masterkurven nach dem Zeit–Temperatur–Verschiebungsprinzip

6.2.1 Entwickelter Algorithmus zur Erstellung von Masterkurven

Bevor die Modellparameter der Prony–Reihe bestimmt werden können, muss zunächst der Frequenzbereich, innerhalb dessen Speicher– und Verlustmodul für verschiedene Temperaturen (siehe Bild 6.2) in den DMA–Versuchen gemessen wurde, entsprechend dem ZTV extrapoliert werden, um sog. Masterkurven zu erhalten. Hierfür wurde der von KRAUS & NIEDERWALD [53] entwickelte numerische Algorithmus verwendet.

Wie in Kapitel 3.4 beschrieben, erhält man eine Masterkurve, indem die aus einem Versuch gewonnenen Relaxationsverläufe auf der Zeitachse derart verschoben werden, dass aus den verschobenen Einzelkurven das vollständige Relaxationsverhalten für eine gewählte Referenztemperatur hervorgeht. Diese Vorgehensweise gilt für Speicher– und Verlustmodul im Frequenzbereich in gleicher Weise. Innerhalb dieser Arbeit wird die Annahme getroffen, dass ein horizontales Ver-

schieben auf der Frequenzachse ausreichend ist, um das frequenzabhängige Materialverhalten der untersuchten Carbonbewehrungen beschreiben zu können. Implizit wird damit unterstellt, dass für die beschichteten Gelege thermorheologische Einfachheit gilt, vgl. Kapitel 3.4. Es zeigte sich anhand der nachfolgend dargestellten Masterkurven, dass die getroffene Annahme zutreffend ist. Im Unterschied zu der gängigen Vorgehensweise die Extrapolation im komplexen Modul vorzunehmen (z.B. [56]), wurde in [53] und dieser Arbeit der Ansatz verfolgt das horizontale Verschieben im Speichermodul durchzuführen, da aufgrund des im Vergleich zum Verlustmodul (und auch komplexen Modul) geringeren Messrauschens die Einzelkurven des Speichermoduls meist eine glattere Form aufweisen und deshalb numerisch leichter zu verschieben sind. Die so gewonnenen Verschiebungsfaktoren a_T wurden im Anschluss ebenfalls auf den Verlustmodul angewendet. Im mathematischen Sinne handelt es sich bei Speicher- und Verlustmodul zwar um Real- und Imaginärteil einer komplexen Zahl, trotzdem ist es zulässig, eine der beiden Größen im Frequenzraum zu verschieben und den so ermittelten Verschiebungszusammenhang auf den anderen Teil anzuwenden, da es sich hierbei um sog. kausale Funktionen $f(t)$ handelt, für die gilt:

$$f(t) = f(t) \cdot 1(t) = \begin{cases} 0 & \text{für } t < 0 \\ f(t) & \text{für } t \geq 0 \end{cases} \quad (6.1)$$

In Gleichung 6.1 ist $1(t)$ die Heaviside-Funktion [32]. Kausale Funktionen sind in der Physik von großer Bedeutung, da sie das Prinzip berücksichtigen, dass die Auswirkung nicht ohne bzw. vor der Ursache auftreten kann. Führt man eine Fourier-Transformation einer kausalen Funktion durch, so erhält man folgenden Ausdruck.

$$F(\omega) = \frac{1}{2\pi} F(\omega) * F(1(t)) = \frac{1}{2\pi} F(\omega) * \left(\frac{1}{i\omega} + \pi\delta(\omega) \right) \quad (6.2)$$

Durch eine Faltung von Gleichung 6.2 ergibt sich für Real- und Imaginärteil der Fourier-Transformierten $F(\omega)$ der nachfolgend wiedergegebene Zusammenhang.

$$\begin{aligned} \Re(\omega) &= \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Im(v)}{\omega - v} dv \\ \Im(\omega) &= -\frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Re(v)}{\omega - v} dv \end{aligned} \quad (6.3)$$

Die Abhängigkeit zwischen Real- und Imaginärteil der kausalen Funktion $f(t)$ in Gleichung 6.3 wird als KRAMERS-KRONIG-Beziehung bezeichnet, die einen Spezialfall der Hilbert-Transformation darstellt [32]. Es kann somit gezeigt werden, dass die kausale Funktion $f(t)$ durch entweder den Realteil $\Re(\omega)$ oder den Imaginärteil $\Im(\omega)$ exakt beschrieben werden kann.

$$\begin{aligned} f(t) &= \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \Re(\omega) \cos(\omega) d\omega \\ f(t) &= -\frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \Im(\omega) \sin(\omega) d\omega \end{aligned} \quad (6.4)$$

Aufgrund dieser Zusammenhänge ist es somit zulässig, lediglich den Speichermodul (Realteil) im Frequenzraum zu extrapolieren und die erhaltenen Verschiebungsfaktoren a_T auf den Verlustmodul anzuwenden. Die Kramers–Kronig–Beziehung kann zudem dafür verwendet werden, aus den Messdaten von Speicher– und Verlustmodul den jeweils anderen Anteil zu berechnen. Dies ist für die Betrachtungen zum Messfehler im Verlustmodul in Kapitel 6.2.4 von Bedeutung. Für weiterführende Informationen bezüglich der Hilbert–Transformation, Kausalität und Kramers–Kronig–Beziehung und deren Bedeutung im Rahmen der linearen Viskoelastizität wird auf [53] verwiesen.

Das Prinzip des horizontalen Verschiebens der Einzelkurven zur Entwicklung von Masterkurven erscheint relativ simpel, die Umsetzung im Rahmen eines numerischen Algorithmus ist jedoch aufgrund des den erhobenen Daten anhaftenden Messrauschens nicht trivial. Zur Glättung der Daten wurden deshalb in [53] quadratische Spline–Funktionen an die Einzelkurven gefittet mit der Randbedingung den ersten und letzten Datenpunkt genau zu treffen. Für das Verschieben auf der Frequenzachse wird zunächst der Überlappungsbereich auf der Speichermodul–Achse zweier aufeinander folgender Kurven E'_i und E'_{i+1} bestimmt, wie in Bild 6.1 dargestellt ist.

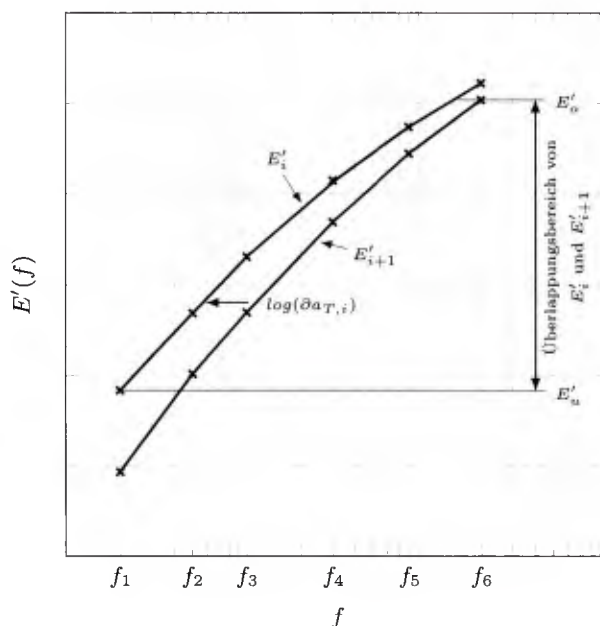


Bild 6.1: Abtastung des Überlappungsbereichs zweier aufeinander folgender Speichermodulkurven [53]

Die obere und untere Grenze des Überlappungsbereichs bestimmt sich dabei wie folgt:

$$\begin{aligned} E'_u &= \max(\min(E'_i), \min(E'_{i+1})) \\ E'_o &= \min(\max(E'_i), \max(E'_{i+1})) \end{aligned} \quad (6.5)$$

Durch die verwendeten Spline–Funktionen zur Glättung der Daten lassen sich die Umkehrfunktion der betrachteten Kurven bilden und somit die Vektoren der innerhalb des

Überlappungsbereiches liegenden Frequenzen der Kurven E'_i und E'_{i+1} ermitteln.

$$\begin{aligned}\mathbf{f}_i &= (E'_i)^{-1} \\ \mathbf{f}_{i+1} &= (E'_{i+1})^{-1}\end{aligned}\quad (6.6)$$

Um die Kurve E'_{i+1} auf die i -te Referenzkurve E'_i zu schieben, wird der in Gleichung 6.7 angegebene inkrementelle Verschiebungsfaktor berechnet, der sich aus dem quadratischen Mittelwert des horizontalen Abstands zwischen den beiden Kurven ergibt.

$$\partial \log(a_{T_i}) = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\mathbf{f}_{i+1} - \mathbf{f}_i)^2} \quad (6.7)$$

Im Anschluss daran wird der Vektor der Verschiebungsfaktoren \mathbf{a}_T der Masterkurve für jede Kurve in Bezug auf die Kurve der gewählten Referenztemperatur $E_{T_{ref}}$ durch Summation über die inkrementellen Verschiebungsfaktoren $\partial \log(a_{T_i})$ bestimmt.

$$\log(\mathbf{a}_T) = - \sum_{i=i_{T_{ref}}}^{n_T-1} \partial \log(a_T(T_i, T_{i+1}|T_{ref})) + \sum_{i=1}^{i_{T_{ref}}-1} \partial \log(a_T(T_i, T_{i+1}|T_{ref})) \quad (6.8)$$

In Gleichung 6.8 ist n_T die Anzahl der gemessenen Temperaturen $\mathbf{T} = [T_1, \dots, T_{i_{T_{ref}}}, \dots, T_{n_T}]$ und $i_{T_{ref}}$ der Index der gewählten Referenztemperatur.

6.2.2 Anwendung auf Messdaten

Die Anwendung der oben beschriebenen Methodik zur Entwicklung von Masterkurven wird nachfolgend an den Versuchsdaten von DMA-TFS-T01-04 und DMA-TFS-T03-04 erläutert.

In Bild 6.2 sind die isothermen Speichermodul- und Verlustmodulkurven des Versuchs DMA-TFS-T03-04 innerhalb des Messbereichs der Frequenzen von $f \in [0,2; 20] Hz$ für die Temperaturen $T \in [-40; +180]^\circ C$ als Ergebnis der DMA-Untersuchungen dargestellt. Es wird die mit zunehmender Versuchstemperatur abfallende Steifigkeit deutlich (siehe Bild 6.2a), wie sie auch aus Bild 5.14 hervorgeht.

Um aus den für die jeweils annähernd konstanten Temperaturen dargestellten Einzelkurven eine Masterkurve zu entwickeln, muss zunächst die Referenztemperatur T_{ref} gewählt werden, für die die Masterkurve gültig ist. Über den in Kapitel 6.2.3 diskutierten Temperatur-Verschiebungszusammenhang lassen sich die erhaltenen Kurven auf andere Temperaturen umrechnen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde als Referenztemperatur $T_{ref} = 20^\circ C$ gewählt, da dies die für die meisten baupraktischen Anwendungen relevante Temperatur ist.

In Bild 6.3 ist die aus den in Bild 6.2a gezeigten Einzelkurven entwickelte Masterkurve des Geleges T03 für den Speichermodul (schwarze Kurve) dargestellt und in Bild 6.4 die zugehörige Masterkurve des Verlustmoduls. Ebenfalls in den Bildern dargestellt sind die Masterkurven von Speicher- und Verlustmodul des Geleges T01 (rote Kurven).

Im Falle des Carbongeleges T03 lässt durch das ZTV der gemessene Frequenzbereich auf $f_m \in [2,85 \cdot 10^{-27}; 8,28 \cdot 10^{11}] Hz$ extrapolieren. Für das im Temperaturbe-

6.2 Extrapolation des in der DMA gemessenen Frequenzbereichs durch Erstellung von Masterkurven nach dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip

reich $T \in [-80; +180]^{\circ}\text{C}$ untersuchte Textil T01 ergibt sich ein extrapoliertes Frequenzraum von $f_m \in [5,77 \cdot 10^{-16}; 1,05 \cdot 10^{24}] \text{ Hz}$.

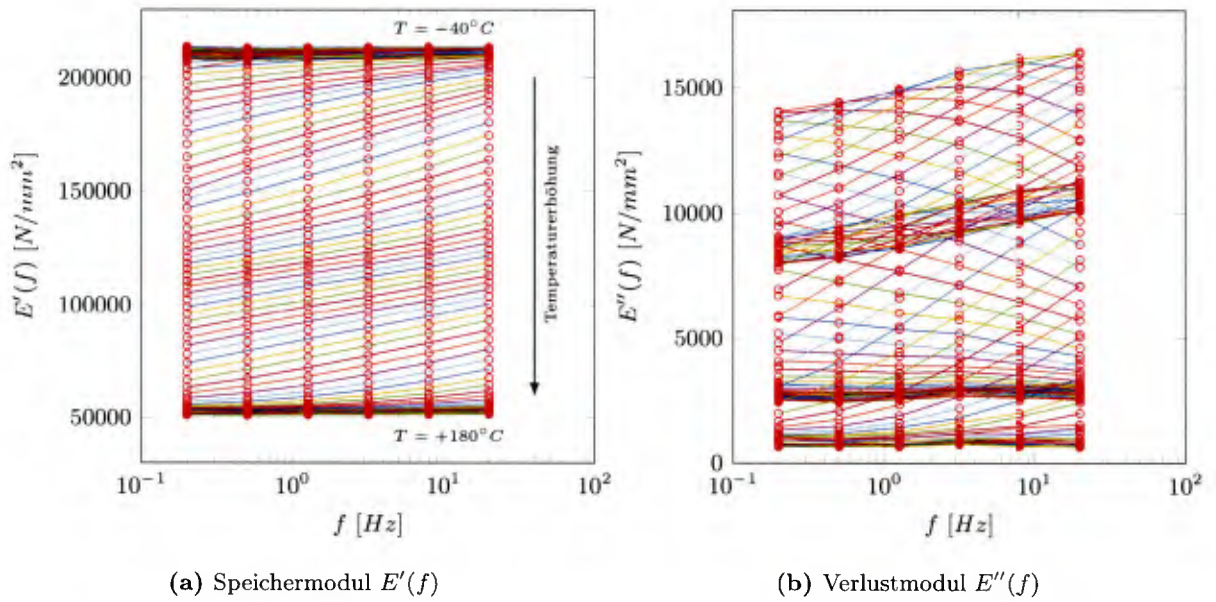


Bild 6.2: Über die getesteten Frequenzen aufgetragene isotherme Speichermodul- und Verlustmodulkurven des Versuchs DMA-TFS-T03-04 [53]

Der Schnittpunkt der Masterkurven von T01 und T03 in Bild 6.3 markiert die Lage der unverschobenen Kurven der Referenztemperatur beider Gelege.

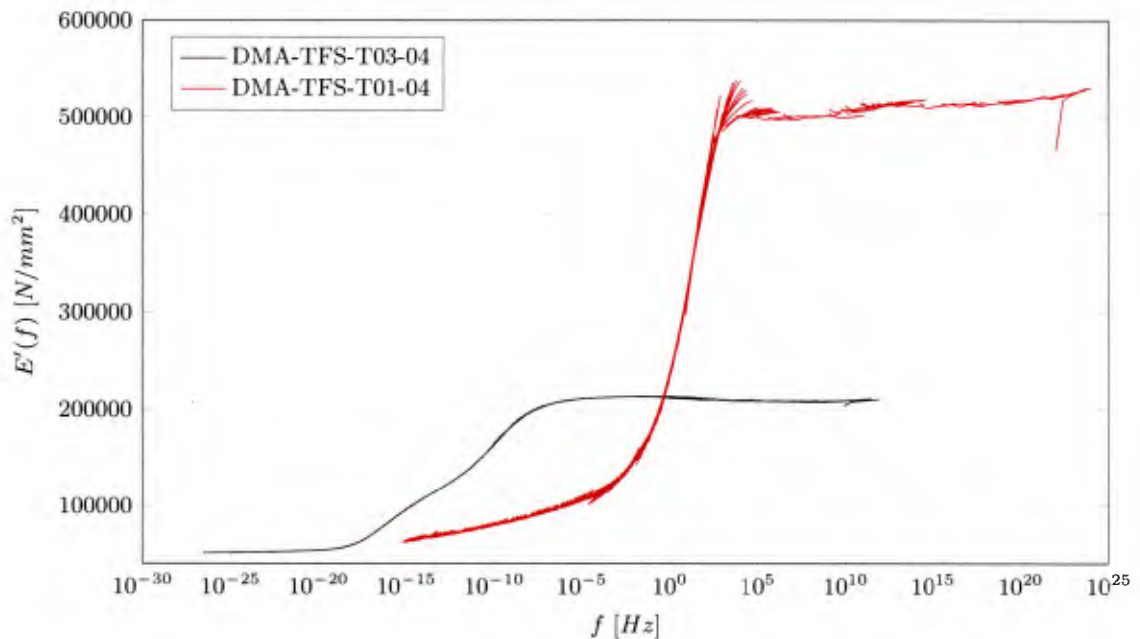


Bild 6.3: Masterkurven des Speichermoduls für die Gelege T01 und T03

Auffällig an den ermittelten Masterkurven des Speicher- und Verlustmodul ist das stark unter-

schiedliche frequenzabhängige Verhalten zwischen dem Epoxid-beschichteten Gelege T03 und dem Styrol-Butadien-getränkten Textil T01. Dieser Sachverhalt ist auf den unterschiedlichen chemischen Aufbau der polymeren Schichten zurückzuführen, was sich auch in den verschiedenen Glasübergangstemperaturen der Gelege zeigt, vgl. Bild 5.12 und Bild 5.14.

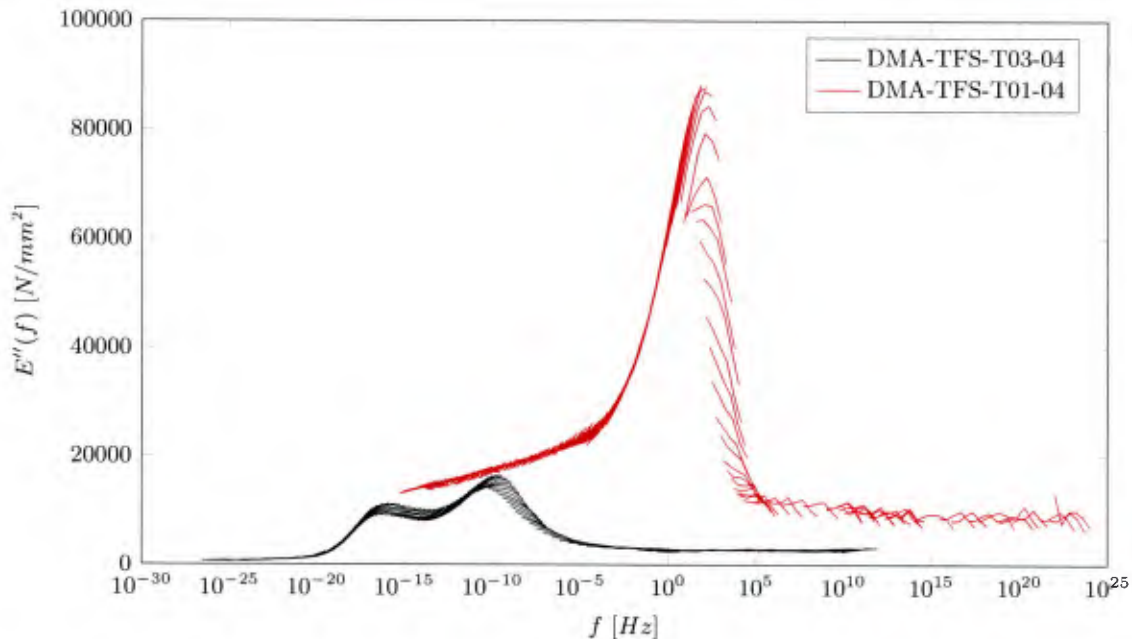


Bild 6.4: Masterkurven des Verlustmoduls für die Gelege T01 und T03

Der im Vergleich zu den Masterkurven des Geleges T03 deutlich unregelmäßigere Verlauf der Kurven von T01 lässt sich durch ein hier vorhandenes größeres Messrauschen erklären. Dieser Eindruck wird durch Betrachtung der Einzelkurven bestätigt, da es bei vereinzelt Kurven vorkommt, dass z.B. bei aufeinanderfolgenden Frequenzen fallende Messwerte im Speichermodul auftreten. Aufgrund der Tatsache, dass bei steigenden Frequenzen auch die Steifigkeit ansteigen muss, sind derartige Messwerte unrealistisch. Die DMA-Messungen liefern jedoch insgesamt ausreichend genaue Messwerte, wenn auch einzelne Messwerte kritisch zu hinterfragen sind. Zudem hat der entwickelte Algorithmus seine Leistungsfähigkeit auch bei derartig verrauschten Messsignalen unter Beweis gestellt, was die ermittelten Masterkurven des Geleges T01 zeigen. Es bleibt festzuhalten, dass insbesondere bei Frequenzen zwischen 10^2 Hz und 10^6 Hz ein zusätzliches vertikales Verschieben der Einzelkurven u.U. zu einer besseren Qualität der Masterkurven geführt hätte. Die durch die entwickelte Methode erhaltenen Masterkurven sind jedoch ausreichend um im Weiteren die Materialparameter der Prony-Reihe zu bestimmen.

6.2.3 Temperatur-Verschiebungs-Beziehung

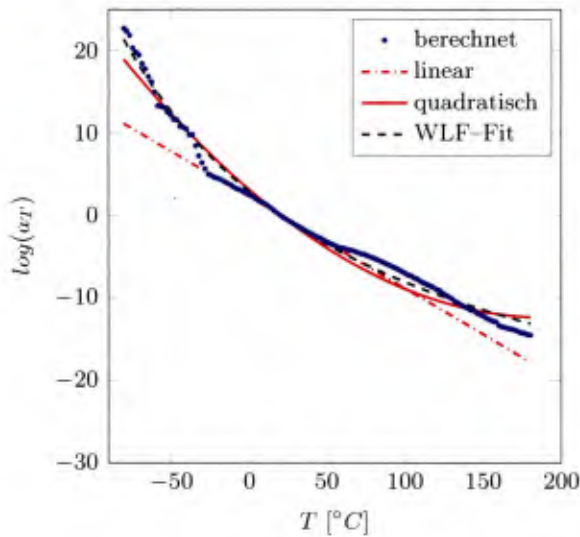
In Bild 6.5 sind die mit oben beschriebener Methode berechneten Werte (blaue Punkte) der jeweiligen Verschiebungsfaktoren $\log(a_T)$ der in den Bildern 6.3 und 6.4 gezeigten Masterkurven dargestellt. Zur Beschreibung der Temperatur-Verschiebungs-Beziehung wurden verschiedene funktionale Zusammenhänge gewählt. Neben einem linearen (rote strichpunktierte Linie) und

einem quadratischen Polynomansatz (rote durchgezogene Linie) wurde der in Kapitel 3.4 beschriebene WLF–Ansatz nach WILLIAM–LANDEL–FERRY an die berechneten Faktoren gefittet. Der WLF–Ansatz besitzt die Form:

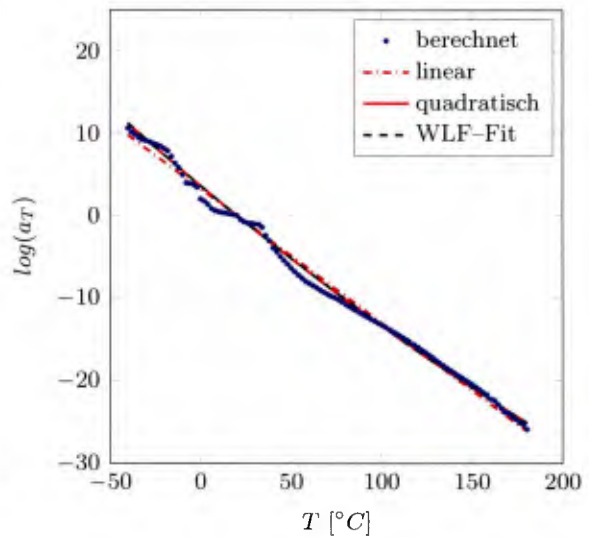
$$\log(a_T(T|T_{ref})) = \frac{-c_1 \cdot (T - T_{ref})}{c_2 + T - T_{ref}} \quad (6.9)$$

Darin sind c_1 [–] und c_2 [°C] die zu bestimmenden Materialkonstanten. Für alle gewählten Ansätze wurde für den Fit die Zwangsbedingung eingeführt, dass für die Referenztemperatur $\log(a_T) = 0$ bzw. $a_T = 1$ gelten muss, da die Kurve für $T = T_{ref}$ nicht verschoben wird.

Für das Gelege T01 ergeben sich die WLF–Konstanten zu $c_1 = 34,78$ und $c_2 = 263,18^\circ\text{C}$ und für das Textil T03 zu $c_1 = 212,9$ und $c_2 = 1992^\circ\text{C}$.



(a) $\log(a_T) - T$ von DMA-TFS-T01-04



(b) $\log(a_T) - T$ von DMA-TFS-T03-04 [53]

Bild 6.5: Zusammenhang zwischen logarithmiertem Verschiebungsfaktor a_T und der Temperatur T

Der lineare Ansatz zur Beschreibung des Temperatur–Verschiebungs–Zusammenhangs hat die folgende Form

$$\log(a_T) = a_1 \cdot T + b_1 \quad (6.10)$$

und der quadratische Ansatz

$$\log(a_T) = a_2 \cdot T^2 + b_2 \cdot T + c_2 \quad (6.11)$$

Die in den Gleichungen 6.10 und 6.11 enthaltenen Materialkonstanten nehmen für das Gelege T01 die Werte $a_1 = -0,111$ und $b_1 = 2,2197$ für die lineare Funktion und $a_2 = 4,2928 \cdot 10^{-4}$, $b_2 = -0,1633$ und $c_2 = 3,0935$ für den quadratischen Ansatz an. Für die Bewehrung T03 ergeben sich $a_1 = -0,1626$ und $b_1 = 3,2514$ sowie $a_2 = 1,3546 \cdot 10^{-4}$, $b_2 = -0,1832$ und $c_2 = 3,6099$.

Es zeigt sich, dass alle der gewählten Ansätze die berechneten Verschiebungsfaktoren für das Gelege T03 hinreichend genau wiedergeben. Beim Textil T01 liefern lediglich der quadratische sowie der WLF–Fit eine ausreichende Übereinstimmung.

6.2.4 Diskussion notwendiger Korrekturen von Messfehlern im Verlustmodul

Bevor die Modelparameter der Prony-Reihe bestimmt werden können, ist es zunächst notwendig, gewisse im Verlustmodul auftretende Messfehler zu korrigieren. Betrachtet man die Masterkurven von Speicher- und Verlustmodul des Versuchs DMA-TFS-T03-04 in den Bildern 6.3 und 6.4 wird deutlich, dass in den Frequenzbereichen, in denen der Speichermodul konstante Werte annimmt, der Verlustmodul ebenfalls konstant bzw. bei höheren Frequenzen sogar leicht ansteigend ist. In den Bildern 6.7 und 6.8 sind die Zusammenhänge zwischen Speicher- und Verlustmodul sowie die Beiträge einzelner Maxwell-Elemente zur Prony-Reihe dargestellt. Demzufolge muss der Verlustmodul in Bereichen konstanter Speichermodulverläufe zu null werden, da die Relaxation der Einzelemente hier abgeklungen ist. Diese Annahme kann durch die in Kapitel 6.2.1 beschriebene Kramers-Kronig-Beziehung bestätigt werden. Bild 6.6 zeigt die gemessenen Werte des Verlustmoduls und über nachfolgend angegebene Gleichungen 6.12 aus den Messwerten des Speichermoduls berechnete Werte des Verlustmoduls. Für weitere Informationen zu der in den Gleichungen 6.12 angegebenen Näherungsbeziehung zwischen Speicher- und Verlustmodul siehe [53] und [7].

$$E''(\omega) = -\frac{\omega \cdot 2}{\pi} \left(\frac{\partial[E'(u)/u]}{\partial \ln u} \right)_{u=\omega} \quad (6.12)$$

$$E''(\omega) = \frac{2}{\pi} \left(\frac{\partial E'(u)}{\partial \ln u} \right)_{u=\omega}$$

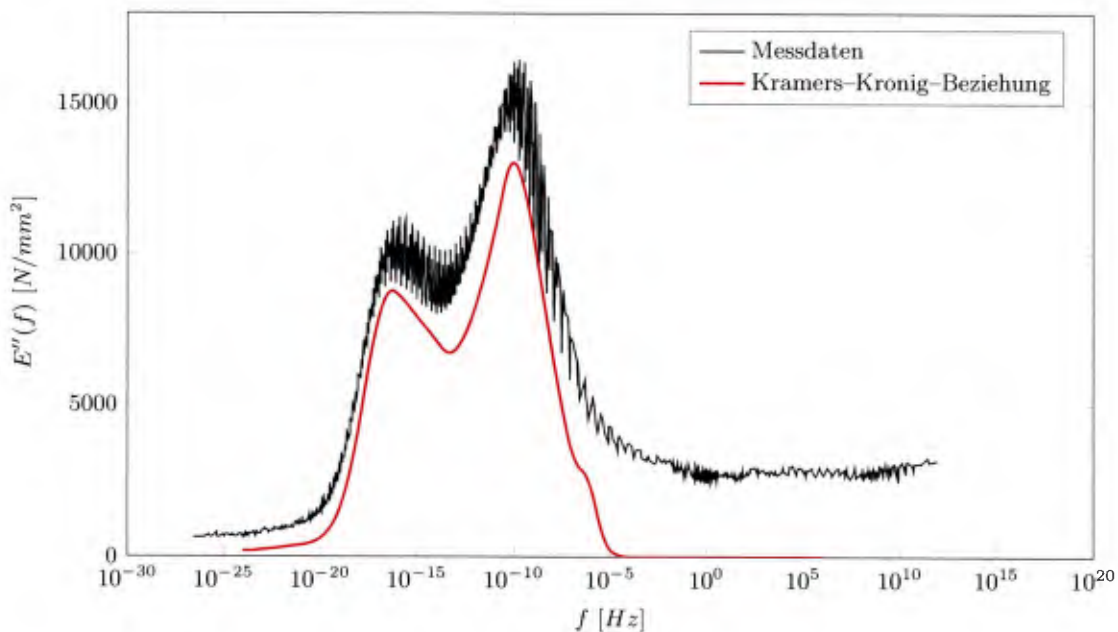


Bild 6.6: Vergleich Messdaten des Verlustmoduls und Näherungsberechnung mittels der Kramers-Kronig-Beziehung

Aus Bild 6.6 wird ersichtlich, dass der Verlustmodul aus den berechneten Werten in Bereichen konstanter Speichermodulverläufe zu null wird, wie es auch der Theorie entspricht. Aus diesem Grund wird die Annahme getroffen, dass die Messwerte des Verlustmoduls mit einem linear verteilten, zu höheren Frequenzen ansteigenden Messfehler behaftet sind. Die Daten werden für

die weiteren Betrachtungen deshalb derart korrigiert, dass sie in Bereichen konstanter Speichermoduli zu null werden. Die so angepasste Masterkurve des Verlustmoduls ist in Bild 6.15 in Schwarz dargestellt.

6.3 Materialparameteridentifikation nach der Methode „GUSTL“

6.3.1 Grundlegendes zur Methode

Die Identifikation der Maxwell-Modellparameter stellt im mathematischen Sinne ein inverses Problem dar, da Messdaten vorhanden sind, mit deren Hilfe die Parameter des zur Beschreibung des Materialverhaltens genutzten physikalischen Modells ermittelt werden sollen. Das Verfahren nach der Methode „GUSTL“ [53] beschreibt das inverse Problem mittels eines Modells der Form

$$\underline{\Phi} \cdot \underline{\theta} = \underline{\mathbf{d}} \quad (6.13)$$

in dem

- $\underline{\Phi}$ eine $N \times M$ Matrix ist, die Realisierungen der Basisvektoren $\underline{\phi}$ enthält,
- $\underline{\theta}$ der Vektor der Modellparameter ist und
- $\underline{\mathbf{d}} \in \mathbb{R}^N$ der Vektor der Modellergebnisse ist.

Das Verfahren „GUSTL“ stellt eine schnelle und akkurate Methode dar, mit der entweder die Parameter der Prony-Reihe in einem Schritt ermittelt werden können oder mit der ein geeigneter Startvektor für einen (nichtlinearen) Least-Squares Lösungsalgorithmus gefunden werden kann. Es handelt sich bei der Methode um ein physikalisch motiviertes Kollokationsverfahren, welches sich numerischer Methoden bedient, die die physikalischen Restriktionen des zu lösenden mathematischen Problems berücksichtigen. Der Grundgedanke von „GUSTL“ ist Steifigkeitsmatrizen $\underline{\mathbf{K}}_{\text{Store}}$ und $\underline{\mathbf{K}}_{\text{Loss}}$ für den Speicher- und Verlustmodul aufzustellen, die die gegenseitige Beeinflussung (Kollokation) der Maxwell-Elemente beachten. Die Kombination dieser Matrizen führt auf eine globale Steifigkeitsmatrix $\underline{\mathbf{K}}_{\text{global}}$, die zusammen mit dem Parametervektor und dem Vektor der Messdaten ein System linearer Gleichungen bildet. Dieses Gleichungssystem wird numerisch mit einem non-negative Least-Squares-Verfahren gelöst.

6.3.2 Abgrenzung zu bekannten Methoden aus der Literatur

In der Literatur sind verschiedene Methoden zur Bestimmung der Prony-Reihen-Parameter zu finden. Nachfolgend werden die Verfahrensweisen von TSCHOEGL [86] und KUNTSCHKE [56] beschrieben und dargestellt, inwiefern sich diese von der Methode nach KRAUS & NIEDERWALD [53] unterscheiden.

Das von TSCHOEGL [86] vorgeschlagene Verfahren bildet die Grundlage für die Methode „GUSTL“. In [86] werden ebenfalls Steifigkeitsmatrizen für Speicher- und Verlustmodul formuliert, die jedoch unabhängig voneinander gelten und die gegenseitige Beeinflussung der Maxwell-

Elemente nicht berücksichtigen. Die Grundzüge der Methodik von TSCHOEGL sind nachfolgend zusammengefasst:

- Speicher- und Verlustmodul werden unabhängig voneinander in zwei separaten Steifigkeitsmatrizen behandelt,
- die Steifigkeitsmatrizen sind jeweils quadratisch aufgebaut um Invertierbarkeit zur Lösung des Gleichungssystems sicherzustellen, weshalb keine Messungenauigkeiten im Datenvektor berücksichtigt werden können,
- die Lösung des Gleichungssystems erfolgt ohne Randbedingungen, so dass auch negative Werte für die Federsteifigkeiten E_k möglich sind,
- es gibt keine Kontrolle über die Komplexität des Modells (Anzahl der Modellparameter),
- der Fit der Modellparameter erfolgt entweder im Speicher- oder im Verlustmodul, aber nicht kombiniert,
- der Fit im Speichermodul berücksichtigt die Skalierungsrandbedingung $E_0 - E$, im Verlustmodul ist dies nicht der Fall.

Die Methode von KUNTSCHKE [56] ist ein zweistufiges Verfahren, in dem im ersten Schritt ein Startvektor für die Prony-Parameter mittels eines genetischen Algorithmus bestimmt wird. Im zweiten Schritt erfolgt dann die Parameteridentifikation mithilfe einer globalen Optimierung. Nach KUNTSCHKE kann das nichtlineare Optimierungsproblem mit mehreren Randbedingungen durch Festhalten der Relaxationszeiten zu einem linearen Optimierungsproblem vereinfacht werden. Dies wird erreicht, indem pro abzubildender Frequenzdekade ein Maxwell-Element gewählt wird. Dadurch reduziert sich die Dimension der unbekannt Parameter von $2n + 1$ zu $n + 1$, wobei n die Anzahl der Frequenzdekaden darstellt. Die wesentlichen Merkmale der Methode nach KUNTSCHKE werden nachfolgend zusammengefasst:

- Reduzierung der Anzahl unbekannter Parameter durch die Wahl der Maxwell-Element-Anzahl (ein Element pro abzubildender Frequenzdekade) bei gleichzeitigem Festhalten der Relaxationszeiten,
- initiale Startwertschätzung des Parametervektors durch einen genetischen Algorithmus mit zufälligem Ergebnis,
- globale Optimierung der zu minimierenden Zielfunktion

$$f = \sum_{j=1}^m [(\log(E'(\omega_j)) - \log(\tilde{E}'(\omega_j)))^2 + 10 \cdot (\log(E''(\omega_j)) - \log(\tilde{E}''(\omega_j)))^2],$$

die die Fehlerquadratsumme zwischen Modell und experimentellen Daten darstellt.

Im Unterschied zur Verfahrensweise nach TSCHOEGL werden in der Methode „GUSTL“ die Anteile von Speicher- und Verlustmodul durch Aufstellen einer globalen Steifigkeitsmatrix in gleicher Weise berücksichtigt. Diese Matrix ist deshalb nicht mehr quadratisch und kann demzufolge nicht invertiert werden. Aus diesem Grund wird zur Lösung des Gleichungssystems ein non-negative Least-Squares-Lösungsverfahren verwendet, welches ausschließlich physikalisch

sinnvolle Werte für E_k liefert. Gleichzeitig wird die Skalierungsbedingung $E_0 - E$ sowohl im Speicher- als auch Verlustmodul berücksichtigt.

Die in [53] vorgestellte und innerhalb dieser Arbeit verwendete Variante von „GUSTL“ hat mit [86] gemeinsam, dass keine Unsicherheiten aufgrund von Messrauschen im Datenvektor des Gleichungssystems berücksichtigt werden. In [51] ist eine Erweiterung der „GUSTL“-Methode um einen Bayes'schen-Ansatz vorgestellt, durch den es ermöglicht wird derartige Phänomene in Betracht zu ziehen.

Im Gegensatz zum Verfahren von KUNTSCHKE [56] kann ein sehr guter Startvektor für eine folgende globale Optimierung geschätzt werden, ohne dass dabei ein rechenzeitintensiver genetischer Algorithmus genutzt werden muss. Derartige Algorithmen bereiten insofern Schwierigkeiten, da sie zufällige Startvektoren liefern, die auch unphysikalische Werte enthalten. Mit dem Verfahren „GUSTL“ können solche Probleme vermieden werden.

6.3.3 Physikalische Motivation des Verfahrens

Die Terme des Speicher- und Verlustmoduls der in Gleichung 3.60 angegebenen Prony-Reihe im Frequenzbereich können als Skalarprodukt wie folgt formuliert werden.

$$E'(\omega) = \begin{pmatrix} E \\ \hat{E}_1 \\ \vdots \\ \hat{E}_K \end{pmatrix}^T \cdot \begin{pmatrix} 1 \\ \frac{\omega^2 \tau_1^2}{1+\omega^2 \tau_1^2} \\ \vdots \\ \frac{\omega^2 \tau_K^2}{1+\omega^2 \tau_K^2} \end{pmatrix} = \left(E \quad \hat{E}_1 \quad \dots \quad \hat{E}_K \right) \begin{pmatrix} 1 \\ \frac{\omega^2 \tau_1^2}{1+\omega^2 \tau_1^2} \\ \vdots \\ \frac{\omega^2 \tau_K^2}{1+\omega^2 \tau_K^2} \end{pmatrix} = \langle \mathbf{G}, \mathbf{B}' \rangle \quad (6.14)$$

$$E''(\omega) = \begin{pmatrix} E \\ \hat{E}_1 \\ \vdots \\ \hat{E}_K \end{pmatrix}^T \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{\omega \tau_1}{1+\omega^2 \tau_1^2} \\ \vdots \\ \frac{\omega \tau_K}{1+\omega^2 \tau_K^2} \end{pmatrix} = \left(E \quad \hat{E}_1 \quad \dots \quad \hat{E}_K \right) \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{\omega \tau_1}{1+\omega^2 \tau_1^2} \\ \vdots \\ \frac{\omega \tau_K}{1+\omega^2 \tau_K^2} \end{pmatrix} = \langle \mathbf{G}, \mathbf{B}'' \rangle \quad (6.15)$$

Darin sind \hat{E}_k die Koordinaten, die im Koordinatenvektor \mathbf{G} zusammengefasst werden und $\mathbf{b}'_k = \frac{\omega^2 \tau_k^2}{1+\omega^2 \tau_k^2}$ sowie $\mathbf{b}''_k = \frac{\omega \tau_k}{1+\omega^2 \tau_k^2}$ die Basisfunktionen, die in den Basisvektoren \mathbf{B}' und \mathbf{B}'' zusammengefasst werden. Diese Formulierung wird im Folgenden verwendet, um das Regressionsproblem zu definieren.

Zur Herleitung der dafür notwendigen Steifigkeitsmatrizen $\mathbf{K}_{\text{Store}}$ und \mathbf{K}_{Loss} für Speicher- und Verlustmodul werden die Einflusslängen der Basisfunktionen betrachtet. Zur Veranschaulichung sollen 5 Maxwell-Elemente mit den Parametern $\theta = [E; \hat{E}_k; \tau_1] = [0; k; 10^{-5-k}]$ mit $k \in \{1, \dots, 5\}$ dienen, deren Speicher- und Verlustmoduli in den Bildern 6.7 und 6.8 dargestellt sind.

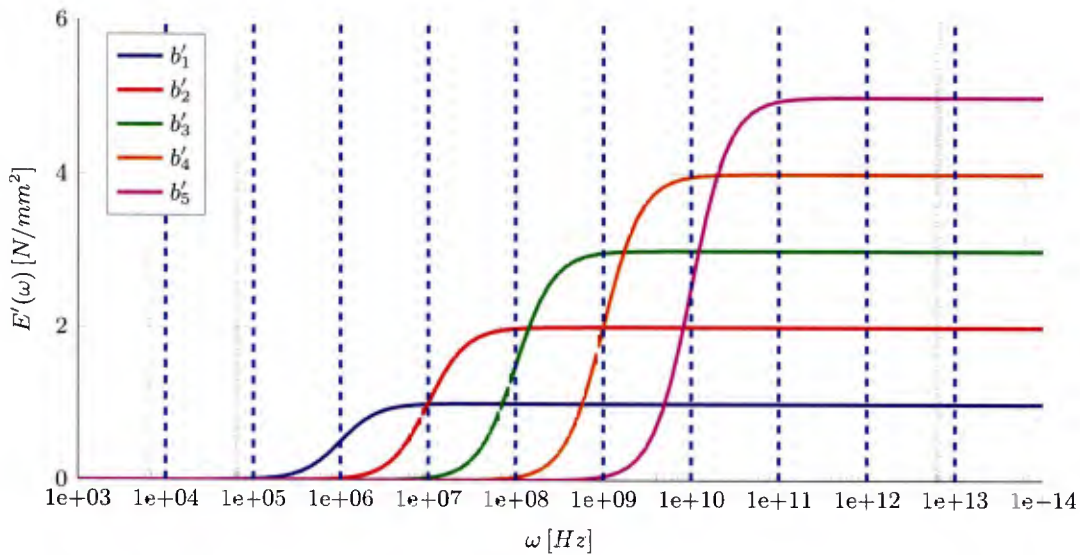


Bild 6.7: Einflusslängen der Basisfunktionen des Speichermoduls \underline{E}'_k [53]

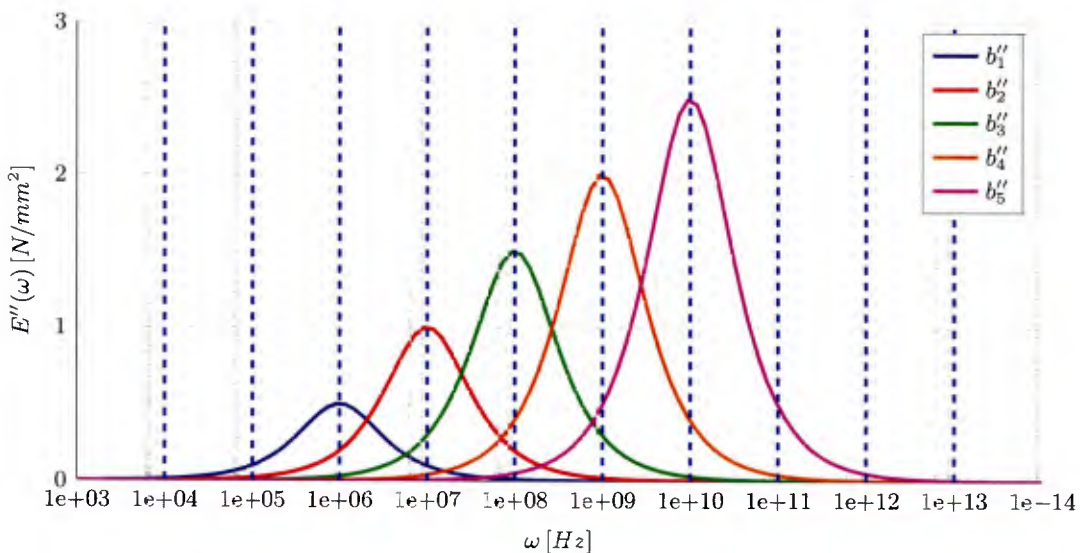


Bild 6.8: Einflusslängen der Basisfunktionen des Verlustmoduls \underline{E}''_k [53]

Anhand der dargestellten Basisfunktionen kann festgestellt werden, dass

- der Speichermodul eine nicht-fallende Funktion der Frequenz im gesamten ω -Raum ist,
- der Beitrag des k -ten Maxwell-Elements zum Speicher- und Verlustmodul $0.5 \cdot E_k$ beträgt, wenn die Frequenz ω den Wert $\frac{1}{\tau_k}$ erreicht.

Die erste Aussage kann durch Differenzieren von E' nach ω und Auswertung der Ableitung im gesamten ω -Raum gezeigt werden. Die zweite Aussage kann durch Auswertung von Speichermodul $E'(\omega = \frac{1}{\tau_k})$ und Verlustmodul $E''(\omega = \frac{1}{\tau_k})$ an der Stelle $\omega = \frac{1}{\tau_k}$ bewiesen werden.

Der sich aufbauende Einfluss auf den Speichermodul eines einzelnen Maxwell-Elements erstreckt sich über zwei Frequenzdekaden, wie in Bild 6.7 ersichtlich wird. Eine Dekade vor Erreichen der

charakteristischen Relaxationsfrequenz $\tilde{\omega}_k = \frac{1}{\tau_k}$ ist der Beitrag eines Elements zum Speichermodul gleich null. Eine Frequenzdekade nach $\tilde{\omega}_k$ beträgt der Speichermodul konstant E_k . Das einzelne Maxwell-Element ist deshalb bandlimitiert in ω , was der Grund für den Aufbau der in Kapitel 6.3.4.1 beschriebenen Steifigkeitsmatrix $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$ als untere Dreiecksmatrix ist.

Wie aus Bild 6.8 hervorgeht, ist der Einfluss des einzelnen Maxwell-Elements auf den Verlustmodul begrenzt auf vier Frequenzdekaden. Der Verlustmodul eines Elements erreicht sein Maximum bei der charakteristischen Relaxationsfrequenz $\tilde{\omega}_k$. Zwei Dekaden davor und danach ist er im Hinblick auf numerische Genauigkeit gleich null. Dies führt zu einer (numerischen) Bandlimitierung in ω , welche für die Bandstruktur der in Kapitel 6.3.4.2 hergeleiteten Steifigkeitsmatrix $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$ ist.

6.3.4 Herleitung des Verfahrens

Zur Ermittlung der Prony-Reihen-Parameter nach der Methode „GUSTL“ wird das nachfolgend angegebene System linearer Gleichungen aufgestellt.

$$\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{global}} \cdot \underline{\mathbf{G}} = \underline{\tilde{\mathbf{E}}} \quad (6.16)$$

Darin sind

- $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{global}}$ die in Kapitel 6.3.4.3 beschriebene globale Steifigkeitsmatrix, die aus den Anteilen des Speichermoduls $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$ (siehe Kapitel 6.3.4.1) und des Verlustmoduls $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$ (siehe Kapitel 6.3.4.2) besteht,
- $\underline{\mathbf{G}}$ der in Kapitel 6.3.3 eingeführte Koordinatenvektor und
- $\underline{\tilde{\mathbf{E}}}$ der Messdatenvektor.

Die Messdaten im Vektor $\underline{\tilde{\mathbf{E}}}$ müssen als Masterkurve vorliegen, für die angenommen wird, dass deren Messpunkte im Frequenzbereich logarithmisch gleichverteilt sind. Da das Generalisierte Maxwell-Modell aus K Elementen besteht, werden die Daten an den Stützstellen

$$\omega_j = 10^{m+j}, \quad j = \frac{\omega_{fin} - \omega_{start}}{K} \quad (6.17)$$

ausgewertet. Der erste Datenpunkt liegt bei $\omega_{start} = 10^m$ und der letzte bei $\omega_{fin} = 10^{m+K}$.

6.3.4.1 Steifigkeitsmatrix für den Speichermodul

Die Steifigkeitsmatrix für den Speichermodul $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$ kann direkt durch Auswerten der Basisfunktionen $\underline{\mathbf{b}}'_k$ in Gleichung 6.14 wie folgt aufgestellt werden.

$$K_{Storage,jk} = \frac{1}{1 + \frac{\omega_k^2}{\omega_j^2}} = \frac{1}{1 + 100^{k-j}} \quad (6.18)$$

Es ergibt sich somit eine Matrix der Dimension $K \times K$ mit einer unteren Dreiecksstruktur. Die Einträge der Hauptdiagonalen der Matrix haben den Wert 0,500 und alle Einträge unterhalb der Diagonalen sind 1,000. Für $K = 6$ Elemente ergibt sich z.B. folgendes Bild für $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$:

$$\begin{bmatrix} 0,500 & 0,000 & 0,000 & 0,000 & 0,000 & 0,000 \\ 1,000 & 0,500 & 0,000 & 0,000 & 0,000 & 0,000 \\ 1,000 & 1,000 & 0,500 & 0,000 & 0,000 & 0,000 \\ 1,000 & 1,000 & 1,000 & 0,500 & 0,000 & 0,000 \\ 1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 0,500 & 0,000 \\ 1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 0,500 \end{bmatrix} \quad (6.19)$$

Im nachfolgenden Bild 6.9 ist die Matrixstruktur nochmals für $K = 20$ Elemente visualisiert.

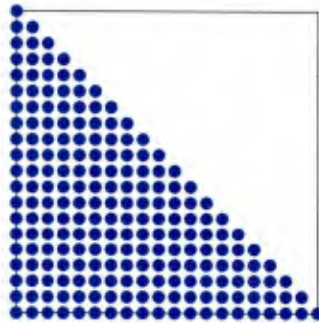


Bild 6.9: Prinzipielle Matrixstruktur für $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$

6.3.4.2 Steifigkeitsmatrix für den Verlustmodul

Die Steifigkeitsmatrix für den Verlustmodul $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$ lässt sich in gleicher Weise ermitteln wie die des Speichermoduls. Hierzu werden die Basisfunktionen $\underline{\mathbf{b}}_k''$ aus Gleichung 6.15 ausgewertet. Für $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$ ergibt sich dann folgende Form:

$$K_{Loss,jk} = \frac{1}{\frac{\omega_k}{\omega_j} + \frac{\omega_j}{\omega_k}} = \frac{1}{10^{k-j} + 10^{j-k}} \quad (6.20)$$

Es stellt sich demnach eine Bandstruktur der Steifigkeitsmatrix $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$ ein. Die Einträge der Hauptdiagonalen ergeben sich zu 0,500. Daneben sind Diagonalen mit den Werten 0,100, 0,010 und 0,001 angeordnet. Nachfolgend ist $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$ beispielhaft für $K = 6$ Elemente angegeben.

$$\begin{bmatrix} 0,500 & 0,100 & 0,010 & 0,001 & 0,000 & 0,000 \\ 0,100 & 0,500 & 0,100 & 0,010 & 0,001 & 0,000 \\ 0,010 & 0,100 & 0,500 & 0,100 & 0,010 & 0,001 \\ 0,001 & 0,010 & 0,100 & 0,500 & 0,100 & 0,010 \\ 0,000 & 0,001 & 0,010 & 0,100 & 0,500 & 0,100 \\ 0,000 & 0,000 & 0,001 & 0,010 & 0,100 & 0,500 \end{bmatrix} \quad (6.21)$$

Die Matrixstruktur ist für $K = 20$ Elemente im nachfolgenden Bild 6.10 dargestellt.

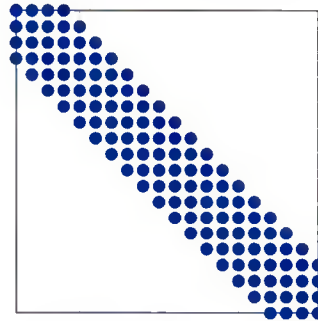


Bild 6.10: Prinzipielle Matrixstruktur für $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$

6.3.4.3 Globale Steifigkeitsmatrix

Die globale Steifigkeitsmatrix $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{global}}$ erhält man durch die Kombination von $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$ und $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}$. Zusätzlich wird noch eine Zeile mit 1,000 besetzt, um die Skalierungsbedingung $\sum_k^K \hat{E}_k = E_0 - E$ (Gleichanteil der Federsteifigkeit E wird abgezogen) im Messdatenvektor $\tilde{\underline{\underline{\mathbf{E}}}}$ einführen zu können, siehe nachfolgendes Kapitel 6.3.4.4. Diese Nebenbedingung gehört eigentlich zu Steifigkeitsmatrix $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}$ des Speichermoduls, sie wird jedoch als letzte Zeile an $\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{global}}$ angefügt.

$$\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{global}} = \left[\underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Store}}; \underline{\underline{\mathbf{K}}}_{\text{Loss}}; \mathbf{1} \right]^T \quad (6.22)$$

Nachfolgend ist die Struktur der globalen Steifigkeitsmatrix für $K = 6$ Elemente angegeben.

$$\begin{bmatrix} [0,500 & 0,000 & 0,000 & 0,000 & 0,000 & 0,000] \\ [1,000 & 0,500 & 0,000 & 0,000 & 0,000 & 0,000] \\ [1,000 & 1,000 & 0,500 & 0,100 & 0,000 & 0,000] \\ [1,000 & 1,000 & 1,000 & 0,500 & 0,000 & 0,000] \\ [1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 0,500 & 0,000] \\ [1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 0,500] \\ [0,500 & 0,100 & 0,010 & 0,001 & 0,000 & 0,000] \\ [0,100 & 0,500 & 0,100 & 0,010 & 0,001 & 0,000] \\ [0,010 & 0,100 & 0,500 & 0,100 & 0,010 & 0,001] \\ [0,001 & 0,010 & 0,100 & 0,500 & 0,100 & 0,010] \\ [0,000 & 0,001 & 0,010 & 0,100 & 0,500 & 0,100] \\ [0,000 & 0,000 & 0,001 & 0,010 & 0,100 & 0,500] \\ [1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000 & 1,000] \end{bmatrix} \quad (6.23)$$

6.3.4.4 Rechte Seite des Gleichungssystems (Messdatenvektor)

Die rechte Seite des Gleichungssystems wird durch den Messdatenvektor $\tilde{\underline{\underline{\mathbf{E}}}}$ gebildet, der die Messwerte des Speicher- und Verlustmoduls an den Stützstellen ω_j enthält. In der letzten Zeile wird

die oben bereits erwähnte Skalierungsbedingung $\sum_k^K \widehat{E}_k = E_0 - E$ eingeführt. Diese Nebenbedingung kann alleinig aus dem Speichermodul ermittelt werden, da (theoretisch) Begrenzungen der Absolutwerte des Speichermoduls der Form $\lim_{\omega \rightarrow 0} E'(\omega) = E$ und $\lim_{\omega \rightarrow \infty} E'(\omega) = E_0$ existieren.

Der Messdatenvektor hat somit die folgende Form:

$$\tilde{\mathbf{E}} = \left[\tilde{\mathbf{E}}'(\omega_j); \quad \tilde{\mathbf{E}}''(\omega_j); \quad \tilde{E}_0 - \tilde{E} \right]^T \quad (6.24)$$

Gleichung 6.24 kann auch in dimensionsloser Gestalt angeschrieben werden:

$$\tilde{\mathbf{E}} = \left[\frac{\tilde{\mathbf{E}}'(\omega_j)}{\tilde{E}_0 - \tilde{E}}; \quad \frac{\tilde{\mathbf{E}}''(\omega_j)}{\tilde{E}_0 - \tilde{E}}; \quad 1 \right]^T \quad (6.25)$$

Im allgemeinen Fall können \tilde{E}_0 und \tilde{E} nur anhand der Masterkurve geschätzt werden, was u.U. die numerische Lösung des Koeffizientenvektors \mathbf{G} beeinflussen kann. Aus diesem Grund wurde in [51] die Methode „GUSTL“ um einen Bayes’schen-Ansatz erweitert, um Messdatenungenauigkeit mit in Betracht ziehen zu können.

6.3.5 Lösungsalgorithmus

Aufgrund der physikalischen Bedeutung der Einträge im Koeffizientenvektor \mathbf{G} muss bei der Lösung des Gleichungssystems 6.16 sichergestellt werden, dass negative Lösungen ausgeschlossen werden. In mathematischen Optimierungsproblemen kann dies durch ein non-negative Least-Squares-Verfahren (NNLSQ) erreicht werden, welches ein Least-Squares-Verfahren mit Nebenbedingung darstellt. Die mathematische Formulierung des zu lösenden Problems lautet dabei wie folgt:

$$\operatorname{argmin}_{\mathbf{G}} \left\| \underline{\mathbf{K}}_{\text{global}} \cdot \mathbf{G} - \tilde{\mathbf{E}} \right\|_2 \quad (6.26)$$

mit

$$\mathbf{G} \geq \mathbf{0} \quad (6.27)$$

In [53] wird zur Lösung von Gleichung 6.26 der in MATLAB implementierte Solver „lsqnonneg“ verwendet, welcher den in [57] beschriebenen Algorithmus benutzt. Der Algorithmus startet mit einem Set möglicher Basisvektoren und berechnet einen zugehörigen Dualvektor λ . Im nächsten Schritt wird der Maximalwert in λ gegen einen neuen Wert ausgetauscht, um einen verbesserten Basisvektor zu erhalten. Dieses Vorgehen wird solange fortgesetzt, bis die Bedingung $\lambda \leq \mathbf{0}$ erfüllt ist.

Das Ablaufschema des gesamten zum Aufstellen der Steifigkeitsmatrizen und zum Lösen des Gleichungssystems verwendete Algorithmus ist nachfolgend dargestellt.

Algorithm 1 Lösungsalgorithmus in GUSTL [53]

$K \leftarrow$ Anzahl der Generalisierten Maxwell-Elemente
 Aufstellen von K_{Store} :

$$K_{Storage,jk} = \frac{1}{1 + \frac{\omega_k^2}{\omega_j^2}} = \frac{1}{1 + 100^{k-j}}$$
 Aufstellen von K_{Loss} :

$$K_{Loss,jk} = \frac{1}{\frac{\omega_k}{\omega_j} + \frac{\omega_j}{\omega_k}} = \frac{1}{10^{k-j} + 10^{j-k}}$$
 Aufstellen von K_{global} :
 $K_{global} = [[K_{Store}; K_{Loss}]; ones(1, K)];$
 Rechte Seite des Gleichungssystems aufstellen:
 $data_E = [data_{E,Store}; data_{E,Loss}; (E_0 - E)] / (E_0 - E);$
 Lösung:
 $G \leftarrow K_{global} \cdot G = data_E$ Lösung mittels non-negative Least-Squares-Verfahren;

6.3.6 Anwendung des Verfahrens auf Messdaten

Nachfolgend wird die oben beschriebene Methode auf die in den Bildern 6.3 und 6.4 gezeigten Masterkurven von Speicher- und Verlustmodul der Versuche DMA-TFS-T01-04 und DMA-TFS-T03-04 angewendet, um für die beiden beschichteten Carbongele die Prony-Reihen-Parameter zu ermitteln. Für die Masterkurven des Verlustmoduls erfolgte zunächst die im Kapitel 6.2.4 erläuterte Korrektur des auftretenden Messfehlers.

Die zur Masterkurve verschobenen Messdaten von Speicher- und korrigiertem Verlustmodul des Probekörpers DMA-TFS-T01-04 sind in den Bildern 6.11 und 6.12 zusammen mit der nach der Methode „GUSTL“ (rote Linie) ermittelten Prony-Reihe dargestellt. Der Frequenzbereich ist für die Prony-Reihe auf $f_{fin} = 10^5$ Hz begrenzt worden, da der Speichermodul bei höheren Frequenzen als f_{fin} konstant verläuft und der Verlustmodul in diesem Bereich zu null wird, weswegen ab dieser Grenzfrequenz kein zusätzlicher Informationsgewinn für die Prony-Reihe zur Verfügung steht.

Anhand der Bilder 6.11 und 6.12 wird ersichtlich, dass die Messdaten bereits mit den durch das Lösen des Gleichungssystems 6.16 mit einem non-negative Least-Squares-Algorithmus (NN-LSQ) ermittelten Prony-Reihen-Koeffizienten zutreffend beschrieben werden können, ohne das ein zusätzliches Curve-Fitting notwendig wird. Lediglich der Verlustmodul im Frequenzbereich $f \in [10^{-11}; 10^{-2}]$ Hz wird etwas unterschätzt. Zusätzlich zur Prony-Reihe nach der Methode „GUSTL“ zeigen die Bilder 6.11 und 6.12 in grün die Lösung, die mit einem anschließenden Least-Squares-Verfahren mittels globaler Optimierung (ordinary Least-Squares OLSQ) ermittelt wurde. Hierfür wurden die mittels „GUSTL“ berechneten Koeffizienten als Startvektor in die Optimierung gegeben. Die Messdaten des Verlustmoduls können durch dieses Lösungsverfahren zwar etwas besser wiedergegeben werden, insgesamt wird die Ergebnisqualität jedoch schlechter, was anhand des Speichermoduls deutlich wird. Für alle weiteren Betrachtungen innerhalb dieser Arbeit wird deshalb die nach der Methode „GUSTL“ ermittelte Prony-Reihe verwendet.

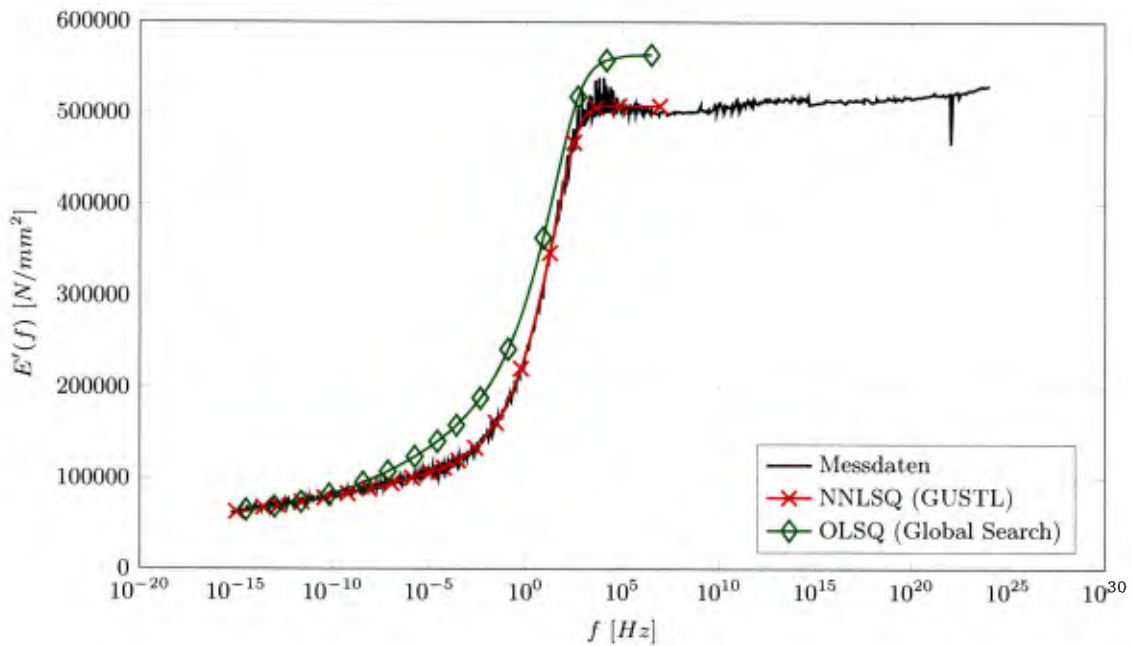


Bild 6.11: Speichermodul von DMA-TFS-T01-04

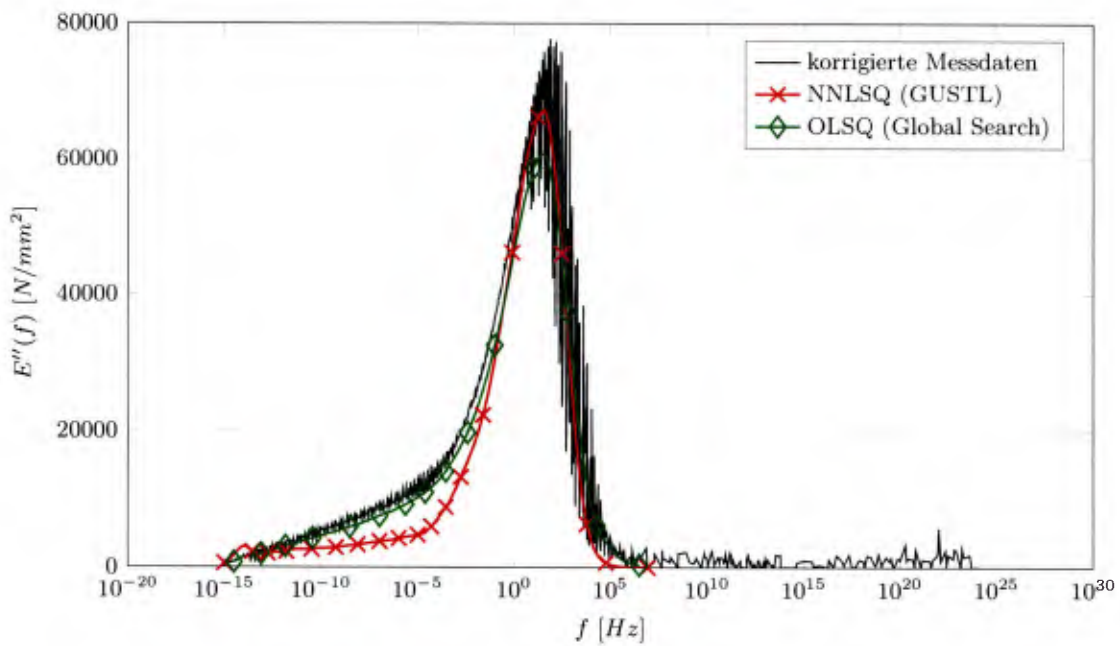


Bild 6.12: Verlustmodul von DMA-TFS-T01-04

In Bild 6.13 ist die Verteilung der Koeffizienten E_i für beide Lösungsvarianten dargestellt. Es ergeben sich jeweils relativ kontinuierliche Spektren für die Koeffizienten, wobei die Lösung mit dem OLSQ-Verfahren etwas geringere Maximalwerte der Koeffizienten aufweist. Zur Diskretisierung der Frequenzachse wurden für das Gelege T01 38 Maxwell-Elemente gewählt, deren Parameter in Anhang B aufgeführt sind.

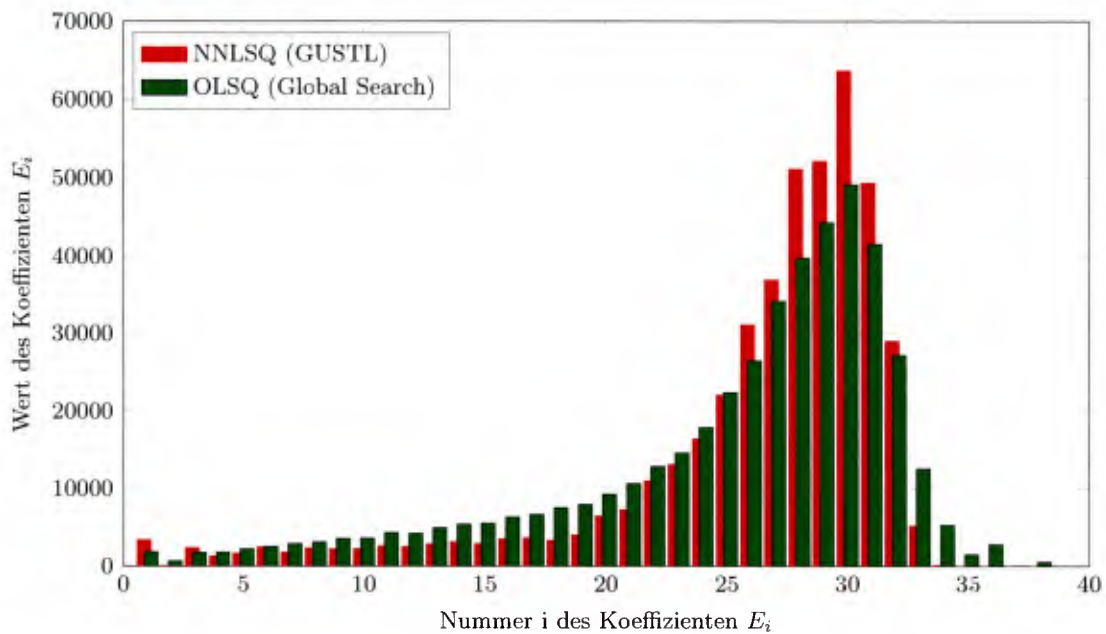


Bild 6.13: Verteilung der Koeffizienten E_i der Lösungen nach „GUSTL“ und mittels Least-Squares Global Search für DMA-TFS-T01-04

In den nachfolgenden Bildern 6.14 und 6.15 sind die zur Masterkurve verschobenen Messdaten von Speicher- und korrigiertem Verlustmodul des Probekörpers DMA-TFS-T03-04 einschließlich der nach der Methode „GUSTL“ bestimmten Prony-Reihe dargestellt. Zum Vergleich wurden, wie auch zuvor für das Gelege T01, die so ermittelten Koeffizienten als Startvektor für einen globalen Optimierungsalgorithmus (OLSQ) verwendet, dessen Ergebnisse ebenfalls in den Bildern in grün dargestellt sind.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Messergebnisse des epoxid-beschichteten Carbongeleges T03 mittels der nach der Methode „GUSTL“ bestimmten Prony-Reihen-Parameter sehr gut angenähert werden können. Lediglich der Verlustmodul wird im Frequenzbereich $f \in [10^{-6} \text{ } 10^{-2}] \text{ Hz}$ leicht unterschätzt.

Im Vergleich zum Gelege T01 liefert die globale Optimierung (OLSQ) für das Gelege T03 qualitativ bessere Ergebnisse und die Masterkurven der Messdaten können besser angenähert werden. Im Vergleich zur Lösung nach der Methode „GUSTL“ wird der Speichermodul in Bild 6.14 schlechter approximiert.

Die Verteilung der Koeffizienten E_i der für das Gelege T03 ermittelten Prony-Reihe ist für beide Lösungsvarianten in Bild 6.16 dargestellt. Es ergeben sich auch hier relativ kontinuierliche Spektren für die Koeffizienten, die für beide Lösungsverfahren sehr ähnlich sind. Zur Diskretisierung der Frequenzachse wurden für das Gelege T03 32 Maxwell-Elemente gewählt, deren Parameter in Anhang B dargestellt sind.

Die Wahl der Maxwell-Element-Anzahl erfolgte für beide Gelege in Abhängigkeit der Anzahl abzubildender Frequenzdekaden, wobei pro Frequenzdekade zwei Elemente vorgesehen sind. Es konnte festgestellt werden, dass mit einer geringeren Anzahl die Modellqualität erhebliche Einbußen erleidet. Eine Erhöhung der Elementanzahl führt lediglich zu einem höheren numerischen Aufwand bei nur geringfügiger Verbesserung der Ergebnisqualität. In zukünftigen Forschungs-

arbeiten sollte die Methode derart erweitert werden, dass die zur Beschreibung der Prony-Reihe erforderliche, optimale Elementanzahl automatisch durch den Algorithmus z.B. mittels eines Bayes'schen-Ansatzes erfolgt [51].

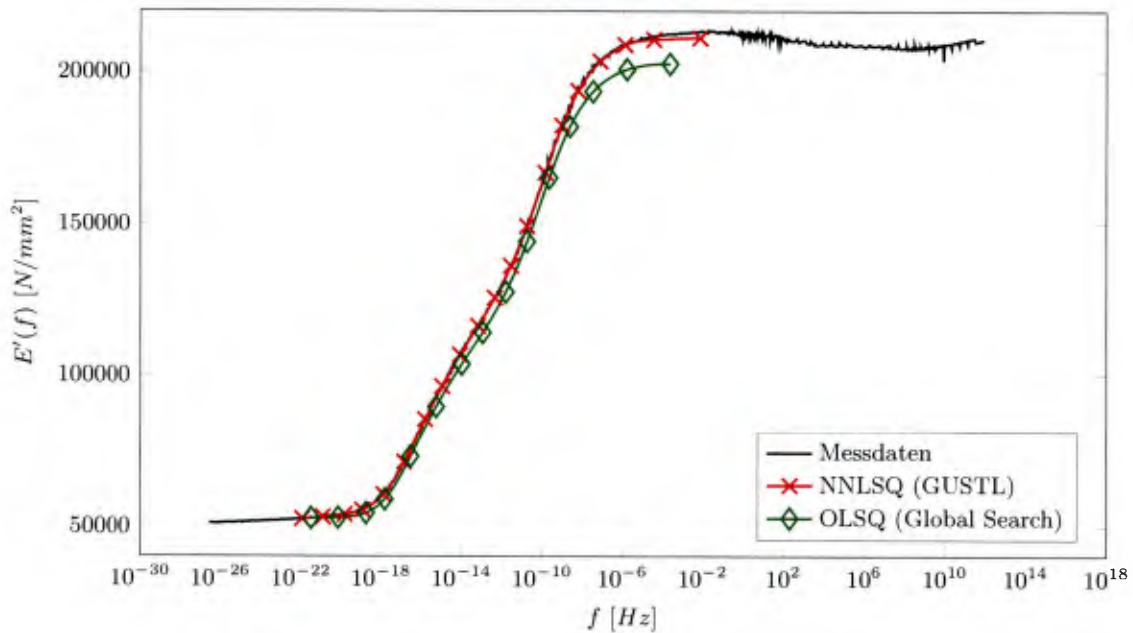


Bild 6.14: Speichermodul von DMA-TFS-T03-04 [53]

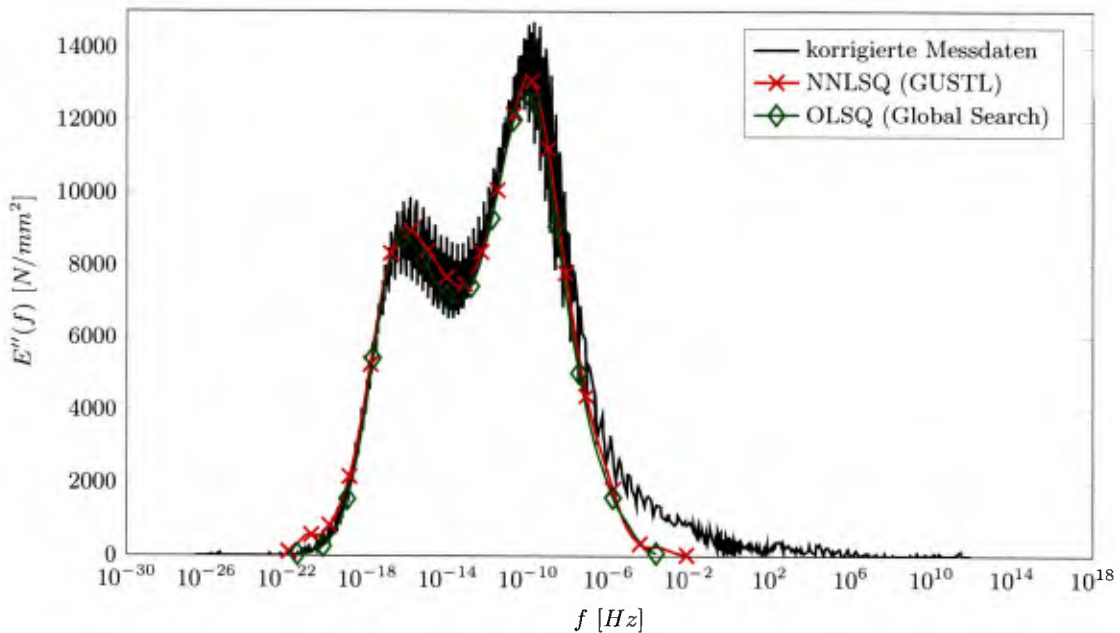


Bild 6.15: Verlustmodul von DMA-TFS-T03-04 [53]

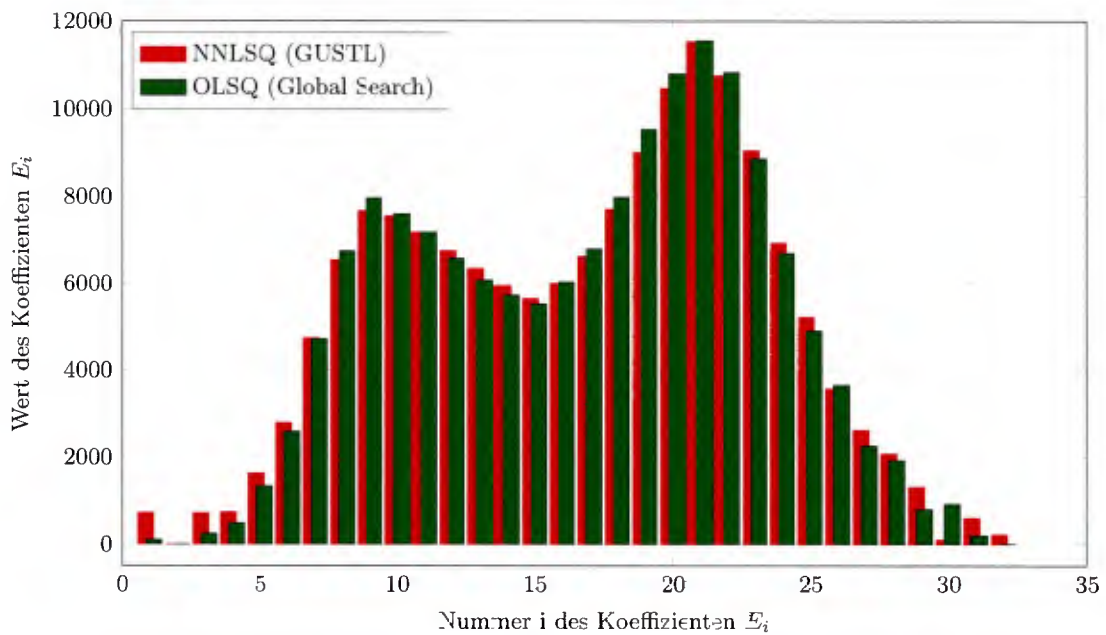


Bild 6.16: Verteilung der Koeffizienten E_i der Lösungen nach „GUSTL“ und mittels Least-Squares Global Search für DMA-TFS-T03-04 [53]

6.4 Zeitabhängiger Verlauf des E-Moduls

Mit den zuvor ermittelten Materialparametern wurde die in Gleichung 3.48 angegebene Prony-Reihe im Zeitbereich ausgewertet, um Aussagen über den zeitabhängigen E-Modul $E(t)$ der Gelege T01 und T03 treffen zu können. Zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit wurde das für die Referenztemperatur T_{ref} geltende Generalisierte Maxwell-Modell entsprechend der in Kapitel 6.2.3 beschriebenen Temperatur-Verschiebungs-Beziehung für einen größeren Temperaturbereich berechnet. Hierfür wurde der in Gleichung 6.11 angegebene Polynomansatz 2. Grades für den Verschiebungsfaktor a_T verwendet. In den Bildern 6.17 und 6.18 ist der zeitabhängige E-Modul für einen Zeitraum von 50 Jahren für verschiedene Temperaturen dargestellt. Die jeweilige Kurve der gewählten Referenztemperatur $T_{ref} = 20^\circ C$ ist in Rot dargestellt.

Die Bilder zeigen den mit zunehmender Temperatur abfallenden E-Modul beider Gelege, wie auch bereits in Kapitel 5.6.2 für den Speichermodul erläutert wurde. Insbesondere die SBR-beschichtete Bewehrung T01 weist im Bereich des Glasübergangs einen steilen Gradienten des E-Moduls auf. Zudem wird ersichtlich, dass der E-Modul $E(t)$ in diesem Temperaturbereich eine ausgeprägte Zeitabhängigkeit besitzt, während dies bei Temperaturen außerhalb des Glasübergangs weniger ausgeprägt ist. Anhand der Auswertung kann festgestellt werden, dass der E-Modul-Verlust des Geleges T01 innerhalb eines Zeitraums von 50 Jahren ca. 50 % und der des Epoxid-beschichteten Carbongeleges T03 ca. 16 % beträgt. Die Relaxationskurve bei T_{ref} des Geleges T03 verläuft im Vergleich zu der von TC1 im Anfangsbereich deutlich flacher. Erst ab ca. 3,5 Tagen sind Verluste im E-Modul der Carbonbewehrung T03 zu erkennen.

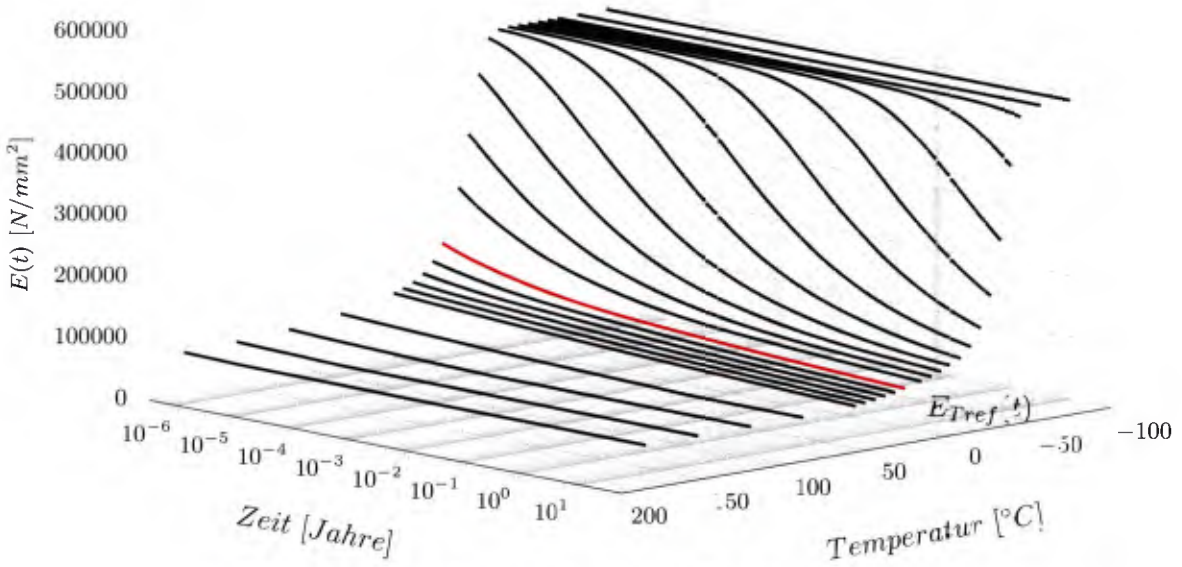


Bild 6.17: Zeitabhängige Steifigkeit $E(t)$ des Gelees TC1

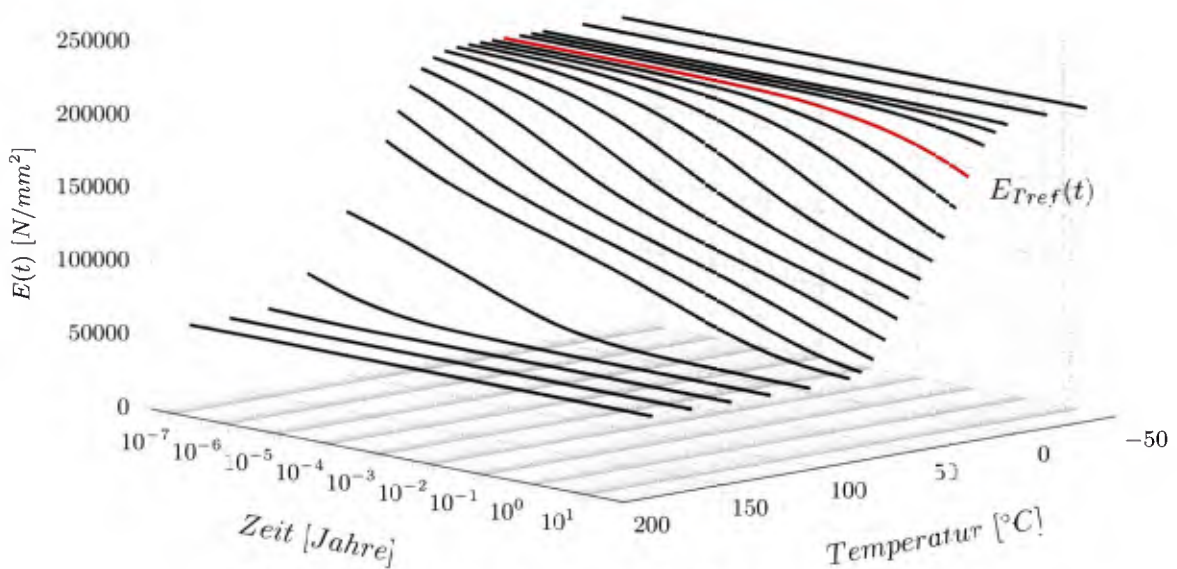


Bild 6.18: Zeitabhängige Steifigkeit $E(t)$ des Gelees TC3

6.5 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde ein Verfahren präsentiert, welches erlaubt, aus den DMA-Messdaten Masterkurven für Speicher- und Verlustmodul mittels Extrapolation des gemessenen Frequenzbereichs nach dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip zu entwickeln.

Die Masterkurven wurde im Weiteren dazu benutzt, die Modellparameter des Generalisierten Maxwell-Modells zu bestimmen. Hierfür wurde die Methode „GUSTL“ [53] entwickelt, innerhalb derer das inverse Problem als lineares Gleichungssystem formuliert. Die Grundlage für dieses Verfahren bilden Steifigkeitsmatrizen, die die gegenseitige Beeinflussung einzelner Maxwell-Elemente berücksichtigen.

Die Methodik wurde auf die erhobenen Messdaten der Versuche DMA-TFS-T01-04 sowie DMA-TFS-T03-04 angewendet. Es konnte gezeigt werden, dass das entwickelte Verfahren in der Lage ist, in kurzer Rechenzeit die Prony-Reihen-Parameter ohne aufwendige globale Optimierungsalgorithmen zu ermitteln.

Die auf diese Weise für die beschichteten Carbongelege erhaltenen Prony-Reihen wurden im Anschluss dazu verwendet, den zeitabhängigen E-Modul der textilen Bewehrungen zu untersuchen. Es konnte festgestellt werden, dass beide Gelege zeitabhängige E-Modul-Verluste aufweisen, die insbesondere im Temperaturbereich des Glasübergangs deutlich ausgeprägt sind.

7 Experimentelle Untersuchungen an carbonbewehrten Dehnkörpern

7.1 Allgemeines

Zur Erforschung des Einflusses der viskoelastischen Eigenschaften beschichteter Carbonbewehrungen auf das einaxiale Zugtragverhalten des Verbundbaustoffes insbesondere unter zyklischer Beanspruchung wurden experimentelle Untersuchungen an mit unterschiedlichen Carbontextilen bewehrten Dehnkörpern durchgeführt. Das Versuchsprogramm ist in Kapitel 4 detailliert erläutert.

Die Versuche gliedern sich in Zugversuche unter kontinuierlicher, statischer Beanspruchung, Versuche mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten und in Untersuchungen unter zyklischer Belastung. Nachfolgend werden die Untersuchungsmethodik, -durchführung sowie die experimentellen Ergebnisse eingehend beschrieben.

7.2 Probekörper

Die Durchführung von Zugversuchen zur Charakterisierung des einaxialen Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton stellt aufgrund des nur schwierig zu erreichenden homogenen Spannungszustands innerhalb des Probekörpers eine sehr komplexe Aufgabe dar [82]. Aufgrund von Lageabweichungen der Bewehrung, Maßungenauigkeiten etc. sind Querkraft- und Biegeeinflüsse meist nicht vollständig zu vermeiden. Grundsätzlich muss hinsichtlich der Charakterisierung der Versuchsanordnung bezüglich der Probekörpergeometrie [82] und der Art der Lasteinleitung [39] unterschieden werden. Die Dehnkörper können entweder als gerade (z.B. [62, 63]) oder als taillierte Streifenproben (z.B. [55, 87]) ausgebildet werden. Bezüglich der Lasteinleitung wird meist zwischen starren Lasteinleitungsstrukturen (z.B. auf den Dehnkörper aufgeklebte Stahlbleche [45, 70]) und weichen Lasteinleitungsstrukturen (z.B. Klemmung des Probekörpers zwischen zwei Stahlplatten [62, 63]) unterschieden. SCHOLZEN [82] beschreibt eine alternative Lasteinleitungsstruktur, bei der die Einleitung der Belastung ebenfalls über eine Klemmstruktur und damit über Reibung zwischen Stahlblechen und Betonprobekörper erfolgt, bei der sich jedoch die Verankerungslängen der textilen Bewehrung variabel einstellen lassen, was insbesondere bei Versuchen an mit unbeschichteten Gelegen bewehrten Dehnkörpern von Vorteil ist.

Aufgrund der Komplexität in der Durchführung von einaxialen Zugversuchen an Textilbeton haben sich bereits diverse Forscher mit dieser Thematik auseinandergesetzt. SCHOLZEN gibt

in [82] einen umfassenden Überblick über die existierenden Ansätze und vergleicht diese miteinander, weswegen an dieser Stelle nicht weiter darauf eingegangen und auf die genannte Literatur verwiesen wird.

Hinsichtlich der Anforderungen an einen Probekörper für zyklisch belastete, einaxiale Zugversuche bestehen gegenüber rein statischen Zugversuchen grundsätzlich keine Unterschiede. Aufgrund der Tatsache, dass nur in geringem Umfang experimentelle Untersuchungen zum zyklischen Zugtragverhalten von textilbewehrtem Beton in der Literatur zu finden sind, wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Versuchskonfiguration gewählt, die sich an anderen Forschungsstellen bereits für statische Untersuchungen bewährt hat. In Anlehnung an [28, 63, 84] wurden deshalb einlagig, zentrisch bewehrte Streifenproben mit gerader Kontur gewählt. Die Lasteinleitung wurde als Klemmkonstruktion mittels verschraubter Stahlplatten ausgebildet. Die Probekörpergeometrie einschließlich der Bewehrungsführung sowie die Versuchskonfiguration sind in Bild 7.1 dargestellt. Für Erläuterungen zum Versuchsaufbau und den Messeinrichtungen sowie Ausführungen zur Lasteinleitungsstruktur siehe Kapitel 7.4, für Beschreibungen zur Herstellung der Probekörper siehe Kapitel 7.3.

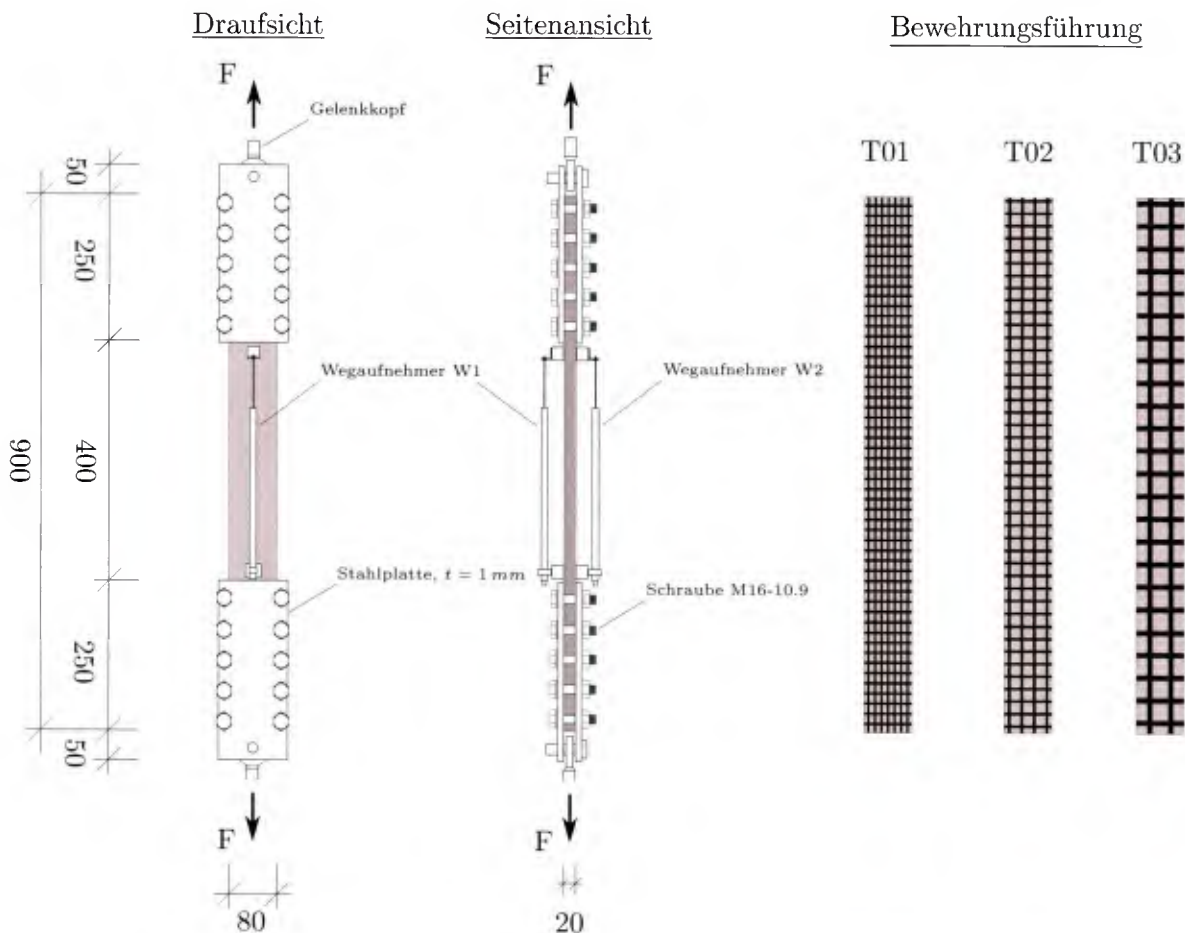


Bild 7.1: Versuchsaufbau, Probekörpergeometrie und Bewehrungsführung

Die Dehnkörper besitzen eine Bruttoquerschnittsfläche von $b \cdot h = 80 \text{ mm} \cdot 20 \text{ mm} = 1600 \text{ mm}^2$ sowie eine Gesamtlänge von 900 mm. Die Lasteinleitungslängen betragen jeweils 250 mm, somit

ergibt sich eine freie Länge zwischen den Stahlplatten von 400 mm.

Die Dehnkörper wurden jeweils einlagig zentrisch mit den textilen Gelegen T01 bis T03 (siehe Bild 4.1) bewehrt. Aufgrund der konstanten Querschnittsbreite von 80 mm waren die Probekörper mit einer unterschiedlichen Rovinganzahl je Gelegetyp versehen. Es wurden 7 Rovings des Geleges T01, 4 Rovings von T02 und 2 Rovings von T03 verbaut. Es ergaben sich somit Bewehrungsquerschnitte und geometrische Bewehrungsgrade von

- $A_{tex} = n \cdot A_{Roving} = 7 \cdot 1,70 \text{ mm}^2 = 11,9 \text{ mm}^2$ und $\rho = \frac{A_{tex}}{A_c} = \frac{11,9}{1600} = 0,74 \%$ für das Gelege T01,
- $A_{tex} = 4 \cdot 1,81 \text{ mm}^2 = 7,24 \text{ mm}^2$ und $\rho = \frac{7,24}{1600} = 0,45 \%$ für das Gelege T02 sowie
- $A_{tex} = 2 \cdot 5,42 \text{ mm}^2 = 10,84 \text{ mm}^2$ und $\rho = \frac{10,84}{1600} = 0,68 \%$ für das Gelege T03.

Zur Verbesserung der Verbundeigenschaften wurde das Gelege T01 im Verankerungsbereich der Dehnkörper den Empfehlungen von LORENZ ET AL. [62, 63] folgend mit einer Beschichtung aus Epoxidharz und Sand versehen.

7.3 Herstellung, Nachbehandlung und Lagerung der Probekörper

Die Herstellung der Dehnkörper erfolgte einzeln in einer stehenden Schalung, die aus zwei Hälften bestand. Die Bewehrung wurde dabei zwischen die beiden Hälften geklemmt. Zur Lagesicherung wurden die Gelege - soweit nötig - straff gezogen und durch Klammern an einer der beiden Schalungshälften fixiert. Anschließend wurde die Schalung geschlossen und entlang der zwei Längsseiten verschraubt. Einen Tag vor dem Einbau der Bewehrung T01 wurde die in Kapitel 7.2 beschriebene Beschichtung aus Epoxidharz und Sand im Endverankerungsbereich aufgebracht. Somit war sichergestellt, dass das Harz ausreichend Zeit zur Festigkeitsentwicklung hatte.

Die Betonage der Probekörper erfolgte durch Einfüllen der fließfähigen Betonmatrix von oben in Richtung der Prüfkörperlänge. Da der Feinbeton selbstverdichtende Eigenschaften aufweist, waren weitere Maßnahmen zur Verdichtung nicht notwendig. Um jedoch sicherzustellen, dass alle Luftporen entweichen, wurde die vollgefüllte Schalung für wenige Sekunden auf einen Rütteltisch gestellt.

Vorteilhaft an der stehenden Herstellung ist die Tatsache, dass die Dehnkörper bis auf die Einfüllseite allseitig verschalt sind und damit unterschiedliche Schwindverformungen zweier gegenüberliegender Längsseiten nahezu ausgeschlossen werden. Die von JESSE [45] beschriebene, durch unterschiedliches Schwinden zweier Oberflächen verursachte Verkrümmung der Probekörper mit den daraus resultierenden Biegeverformungen durch Geraderichten des Probekörpers im Zugversuch kann somit vermieden werden. Ein mehrlagiges Einbringen der textilen Bewehrung mit definiertem Abstand zwischen den einzelnen Bewehrungslagen ist jedoch aufgrund der gewählten Herstellungsmethode nicht möglich, was allerdings für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit nicht relevant war.

Die Lagerung der Probekörper erfolgte in Anlehnung an die Empfehlungen von LORENZ ET AL. [62] entsprechend den Vorgaben in DIN 18555-3 [19]. Dementsprechend verblieben die Dehnkörper bei Raumklima zunächst drei Tage vor Austrocknung geschützt in der Schalung.

Anschließend wurden sie nach dem Ausschalen in ein Wasserbad gelegt, in dem die Prüfkörper bis zum siebten Tag nach der Betonage blieben. Danach erfolgte die Lagerung bis zum Prüftermin in einer Klimakammer bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte. Die Prüfung der Dehnkörper begann jeweils am 28. Tag nach der Herstellung.

Vor der Durchführung der Versuche wurde die Geometrie der Probekörper vermessen. Herstellungsbedingt ergaben sich um maximal 3 mm größere Querschnittsdicken, welche bei der Versuchsauswertung berücksichtigt wurden. Die Lageabweichung der Textillege betrug maximal ± 1 mm.

7.4 Versuchsaufbau und Messeinrichtungen

Die Dehnkörperversuche wurden an einem servohydraulischen Prüfzylinder mit einem Kraftbereich von ± 63 kN durchgeführt. Der Versuchsaufbau einschließlich der Messeinrichtungen ist in Bild 7.1 dargestellt.

Zur Lasteinleitung wurden die Probekörper an beiden Enden jeweils zwischen zwei Stahlplatten mit einer Dicke von $d = 10$ mm eingespannt. Die Einleitung der Prüfkraft erfolgte somit graduell über Reibung auf einer Klemmlänge von 250 mm. Damit ein Herausziehen aus der Lasteinleitungskonstruktion bzw. ein Rutschen des Probekörpers verhindert werden konnte, wurde gemäß den Empfehlungen in [62] zur Erhöhung der Reibung zwischen Stahlplatte und Versuchskörper grobkörniges Sandpapier doppelseitig eingelegt. Die zur Übertragung der Reibkräfte notwendige Drucknormalspannung wurde durch je eine neben dem Probekörper angebrachte Schraubenreihe aus vier M16-10.9-Schrauben aufgebaut. Zur Vergleichmäßigung der Druckspannungen im Lasteinleitungsbereich wurde ein Elastomer mit einer Dicke von $t = 2$ mm zwischen Stahlplatte und Betonprobekörper angeordnet.

Der Anschluss der Probekörper an den Prüfzylinder und an der unterhalb angebrachten Auflagerkonstruktion erfolgte über den in Bild 7.1 dargestellten Gelenkkopf, der jeweils zwischen den Stahlplatten mit einem Bolzen fixiert war. Die Gelenkköpfe wurden über ein an der Kraftmessdose befindliches Innengewinde am Zylinder und an der als Auflager dienenden massiven Stahlplatte unterhalb des Probekörpers verschraubt. Die Lasteinleitung mittels der Gelenkkonstruktion ermöglicht eine querkraft- und momentenfreie Einleitung der Prüflast in den Probekörper [62]. Die Aufzeichnung der Prüfkraft erfolgte über die oberhalb dem Gelenkkopf am Zylinder angebrachte Kraftmessdose.

Zur Erfassung der Verformungen innerhalb des Messbereiches und den daraus bestimmten mittleren Bauteildehnungen wurde auf beiden Seiten der Dehnkörper jeweils ein induktiver Wegaufnehmer mittig auf den Probekörper aufgeklebt. Gemäß den von SCHOLZEN [82] durchgeführten Untersuchungen sind bei der im Rahmen dieser Arbeit gewählten Prüfkörperdicke von 2 cm zwei Wegaufnehmer zur Messung der Verformungen ausreichend. Die Messlänge betrug 355 mm. Darüber hinaus erfolgte die Messung der Gesamtverformung der Probekörper durch Aufzeichnung des Zylinderwegs.

Da das Tragverhalten der untersuchten Bewehrungen eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit aufweist (Kapitel 5), wurde über die gesamte Versuchsdauer die Lufttemperatur mithilfe eines Thermoelements, das in ca. 35 cm Entfernung vom Probekörper angebracht wurde, überwacht.

Die Messdaten wurden mit den in Tabelle 7.1 angegebenen Messraten aufgezeichnet. Die statischen Versuche mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 2 mm/min wurden mit einer Abtastfrequenz von 5 Hz gemessen. Bei den Zugversuchen mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten wurde die Messraten entsprechend erhöht. Für die Zugversuche mit zyklischer Beanspruchung wurde eine Messfrequenz von 300 Hz gewählt, um zu gewährleisten, dass die Sinus-Schwingung mit ausreichend Datenpunkten abgetastet wurde. Die Messung der Dauerversuche erfolgte kontinuierlich über die gesamte Versuchsdauer von ca. 28 Stunden.

Tabelle 7.1: Messraten

Belastungsart	Messrate
statischer Zugversuch mit 2 mm/min	5 Hz
Zugversuch mit 10 mm/min	10 Hz
Zugversuch mit 20 mm/min	20 Hz
zyklischer Zugversuch	300 Hz

7.5 Zugversuche unter statischer Belastung und mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten

7.5.1 Versuchsablauf

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden weggesteuerte Zugversuche mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten von $v_{weg,1} = 2 \text{ mm/min}$, $v_{weg,2} = 10 \text{ mm/min}$ und $v_{weg,3} = 20 \text{ mm/min}$ durchgeführt. Aufgrund der geringen Geschwindigkeit können diejenigen Versuche, die mit einer konstanten Geschwindigkeit von $v_{weg,1} = 2 \text{ mm/min}$ durchgeführt wurden, als statische Versuche angesehen werden. Sie dienen als Referenz für die weiteren Untersuchungen, um die Lastniveaus für die zyklisch belasteten Dehnkörper zu wählen und um den Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit bzw. der Belastungsart (statisch oder zyklisch) auf die Steifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung auszuwerten und vergleichen zu können. Für die beiden Versuchsserien mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten $v_{weg,2}$ und $v_{weg,3}$ war zunächst geplant, die Probekörper analog zu den Versuchen mit $v_{weg,1}$ mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit zu belasten. In Vorversuchen an mit dem textilen Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern wurde jedoch ein schlagartiges Zugbruchversagen bei Erreichen der Erstrisslast beobachtet. Aus diesem Grund wurde der Versuchsablauf für alle Versuchsserien derart geändert, dass zunächst mit einer Geschwindigkeit von $v_{weg,1} = 2 \text{ mm/min}$ solange belastet wurde, bis sich der Zustand der abgeschlossenen Rissbildung (Zustand IIb) eingestellt hatte. Anschließend wurde die Belastungsgeschwindigkeit auf $v_{weg,2} = 10 \text{ mm/min}$ bzw. $v_{weg,3} = 20 \text{ mm/min}$ erhöht, wie in Bild 7.2 dargestellt ist.

Die Festlegung des Lastniveaus bei dem der Zustand der abgeschlossenen Rissbildung erreicht wurde und ab dem die Belastungsgeschwindigkeit gesteigert wurde, erfolgte anhand der Ergebnisse der Versuchsserien mit $v_{weg,1} = 2 \text{ mm/min}$. Hierzu wurde diejenige Zugspannung $\sigma_{tex,crII}$ in der Bewehrung bestimmt, bei der der letzte Riss im Probekörper auftrat.

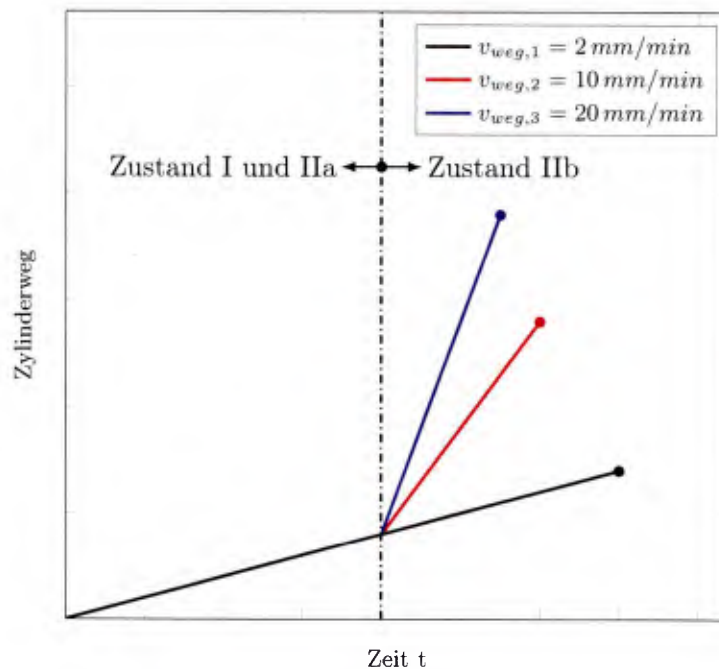


Bild 7.2: Belastungsgeschwindigkeiten der Zugversuche

Da bei den Versuchen die Belastung weggesteuert aufgebracht wurde, ist bei Entstehung eines Risses ein Abfall in der Kraft bzw. Spannung zu beobachten, weswegen die Identifizierung des Übergangs zum Zustand IIb anhand des $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Diagramms leicht möglich ist. Aus den so ermittelten Werten $\sigma_{tex,crII}$ wurde anschließend ein Mittelwert gebildet und die Kraft $F_{tex,crII} = \sigma_{tex,crII} \cdot A_{tex}$ bestimmt, bei deren Erreichen nach mehrfacher Rissbildung die Belastungsgeschwindigkeit in den jeweiligen Versuchen gesteigert wurde. Die entsprechenden Werte von $\sigma_{tex,crII,m}$ der einzelnen Versuchsserien finden sich in Anhang C.3.1.

In Tastversuchen an mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern war häufig eine Erstrissbildung innerhalb des Lasteinleitungsbereichs zu beobachten. In diesen Fällen kam es aufgrund unzureichender Verankerung des Geleges T01 zu einem Faserauszug und infolgedessen zu einem Versagen des Probekörpers innerhalb des Lasteinleitungsbereichs. Zur Vermeidung dieses Verhaltens wurde zur gezielten Initiierung des Erstrisses innerhalb des Messbereichs vor Versuchsbeginn in alle mit der Bewehrung T01 versehenen Dehnkörper eine beidseitige Kerbe in Prüfkörpermitte eingebracht. Die ca. 2 mm breiten und ca. 5 mm tiefen Kerben wurden mit einer Säge hergestellt.

7.5.2 Versuchsergebnisse und -auswertung

Insgesamt wurden 13 Referenzversuche unter statischer Belastung mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/min an Zugproben durchgeführt, wovon 5 Probekörper mit dem Gelege T01 und jeweils 4 Dehnkörper mit den Gelegen T02 und T03 bewehrt waren, vgl. Tabelle 4.3. Die Ergebnisse der Einzelversuche sind in Anhang C.3.1 zusammengefasst.

In Bild 7.3 sind die Mittelwerte der Zugspannungs-Dehnungs-Linien aus den Versuchen dargestellt. Die Zugspannung σ_{tex} stellt die rechnerische Textilzugspannung dar, die sich aus dem

Quotienten der Zylinderkraft und der Textilquerschnittsfläche A_{tex} ergibt. Die Dehnung ε_m ist als mittlere Bauteildehnung des Verbundbaustoffs definiert, die aus der durch die Wegaufnahme (siehe Bild 7.1) erfassten Längenänderung innerhalb des Messbereichs ermittelt wird.

Die $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Linien der Versuchsserien zeigen den für textilbewehrten Beton charakteristischen Verlauf, der in die drei Bereiche Zustand I, Zustand IIa (Rissbildungsphase) und Zustand IIb (Zustand der abgeschlossenen Rissbildung) eingeteilt ist. Das Versagen der Probekörper, die mit dem Gelege T01 bewehrt waren, trat im Mittel bei einer Textilzugspannung von 1330 N/mm^2 bei einer mittleren Bruchdehnung von $6,2 \text{ ‰}$ ein. Die mit den Gelegen T02 und T03 bewehrten Dehnkörper erreichten eine deutliche höhere Bruchspannung, die trotz des unterschiedlichen Gelegeaufbaus (siehe Bild 4.1) mit 3168 N/mm^2 (T02) und 3246 N/mm^2 (T03) annähernd gleich waren. Die mittlere Bruchdehnung war dabei beim Gelege T02 mit $17,6 \text{ ‰}$ im Vergleich zu T03 mit $12,7 \text{ ‰}$ deutlich größer.

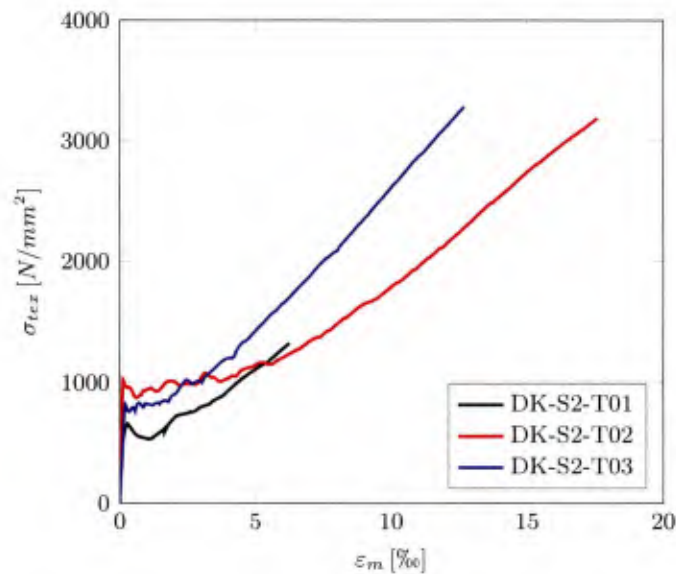


Bild 7.3: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der stat. Referenzversuche (Mittelwertkurven)

In den Versuchen war ein sehr unterschiedliches Rissbildungsverhalten der mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörper im Vergleich zu denjenigen mit T02 und T03 bewehrten Probekörpern zu beobachten. Bedingt durch die guten Verbundeigenschaften der Gelegen T02 und T03 stellten sich in den Versuchsserien DK-S2-T02 und DK-S2-T03 jeweils geringe Rissbreiten und -abstände von maximal 80 mm ein. Im Gegensatz hierzu wurden in der Versuchsserie DK-S2-T01 maximal drei Risse mit Abständen von 150 mm bis 180 mm und Breiten von bis zu 6 mm innerhalb des Messbereichs beobachtet. Dies bedeutet, dass die Textilzugspannungen nach dem Auftreten von lediglich drei Rissen aufgrund der schlechteren Verbundeigenschaften des Geleges T01 nicht mehr in den Beton eingeleitet werden konnten, um so weitere Risse mit insgesamt geringeren Rissbreiten zu erzeugen, wie sie in den in [38] beschriebenen Untersuchungen am gleichen Bewehrungstyp zu beobachten waren.

Ein weiterer wesentlicher Unterschied zwischen dem statischen Zugtragverhalten der mit dem SBR-beschichteten Gelege T01 bewehrten Dehnkörper und dem Verhalten der mit den Epoxid-beschichteten Bewehrungen T02 und T03 versehenen Proben bestand in der zu

beobachtenden Versagensart bei Erreichen der Bruchlast. Während in der Serie DK-S2-T01 bei allen Versuchen ein typischer Zugbruch mit einem schlagartigen Versagen einzelner oder aller im Querschnitt angeordneter Rovings innerhalb eines davor aufgetretenen Risses im Beton zu verzeichnen war, kam es in den Versuchsserien DK-S2-T02 und DK-S2-T03 zu einem Delaminationsversagen mit einem plötzlichen Absprengen der Betondeckung. Dabei konnte der das Versagen auslösende Delaminationsriss entlang des Bewehrungsgeleges bereits in der Rissbildungsphase bei einem niedrigen Lastniveau beobachtet werden. Im Falle der mit dem Gelege T02 bewehrten Dehnkörper wurde die Betondeckung jeweils innerhalb der gesamten Messlänge von 400 mm zwischen den Stahlplatten der Lasteinleitungsstruktur abgesprengt, was meist zu einer vollständigen Zerstörung der Bewehrung in diesem Bereich führte. Beim Gelege T03 hingegen trat i.d.R. ein einzelner Zugbruch der Rovings auf, der vermutlich durch die Delamination der Betondeckung von der Bewehrung ausgelöst wurde. Die unterschiedlichen Versagensformen und der die Delamination der Betondeckung von der Bewehrung auslösende Riss sind in Bild 7.4 dargestellt.



(a) Zugbruchversagen,
DK-S2-T01-3

(b) Delaminationsriss,
DK-S2-T02-3

(c) Delaminationsversagen,
DK-S2-T03-3

Bild 7.4: Zugbruchversagen im Versuch DK-S2-T01-3, bewehrungsparalleler Delaminationsriss im Versuch DK-S2-T02-3 sowie Probekörper DK-S2-T03-3 nach Delaminationsversagen

Als Ursache für den Delaminationsriss ist der hohe Verschiebewiderstand an den Knoten von Kett- und Schussrovings der Gelege T02 und T03 anzusehen. An diesen Stellen kommt es aufgrund der elliptischen Querschnittsform der quer zur Zugbelastungsrichtung angeordneten Rovings zu der von LORENZ [61] beschriebenen keilförmigen Kraftumlenkung, wie sie in Bild 7.5 dargestellt ist. Durch diese Umlenkung der Zugkräfte stellen sich Quersugspannungen senk-

recht zur Dehnkörperebene ein, die zunächst einen parallel zur Bewehrung verlaufenden Riss erzeugen [55]. Im weiteren Belastungsverlauf wächst die Rissbreite an und es kommt zu einem schlagartigen Absprengen der Betondeckung.

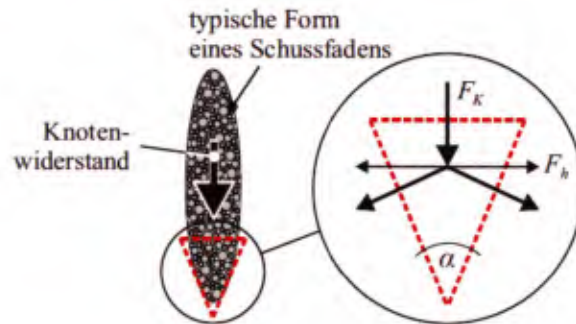


Bild 7.5: Querzugerzeugende Kraftumlenkung an den Rovingknoten nach [61]

Dem Delaminationsversagen der Dehnkörper scheint eine Relativverschiebung zwischen Bewehrungsgelege und Feinbetonmatrix vorauszugehen, wie Bild 7.6 vermuten lässt. In Bild 7.6a ist der Probekörper DK-S2-T02-03 und ein Teil der delaminierten Betondeckung zu erkennen, an dem die Beschichtung der Bewehrung anhaftet. Aufgrund der Versuchsbeobachtungen kann davon ausgegangen werden, dass vor dem Absprengen der Betondeckung eine Relativbewegung zwischen Carbonroving und umgebenden Beton auftritt, die zu einem Abstreifen der auf der Rovingoberfläche angeordneten Beschichtung vom Gelege führt. Demnach kommt es bei Dehnkörpern, die mit dem Gelege T02 bewehrt sind, zunächst zu einem Scherversagen innerhalb des Rovingquerschnitts. Dieser Effekt wird durch die oben beschriebenen, quer zur Probkörperebene wirkenden Zugspannungen begünstigt.



(a) Abgeschnittene Beschichtung, DK-S2-T02-3

(b) Relativverschiebung, DK-S10-T03-1

Bild 7.6: Von der Bewehrung abgeschnittene und am Beton anhaftende Beschichtung im Versuch DK-S2-T02-3 und Relativverschiebung zwischen Bewehrung und Beton im Versuch DK-S10-T03-1

Der Bewehrungsschlupf ist beim Gelege T03 im Vergleich zur Carbonbewehrung T02 wesentlich stärker ausgeprägt, wie anhand des Bildes 7.6b, das das geöffnete Probekörperende von DK-S10-T03-1 zeigt, ersichtlich wird. Es zeigt sich, dass sich die Rovings um mehrere Millimeter relativ zum umgebenden Beton bewegen und dabei einen Auszugskanal hinterlassen, an dessen Oberfläche deutliche Schleifspuren zu erkennen sind, an denen Teile der Beschichtung anhaften. Es sei darauf hingewiesen, dass der im Bild 7.6b gezeigte Probekörper zwar mit einer Weggeschwindigkeit von 10 mm/min belastet wurde, die dargestellten Auszugskanäle und Relativverschiebungen jedoch an allen mit dem Gelege T03 bewehrten Probekörpern beobachtet werden konnten. Dieses Phänomen scheint demnach unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit zu sein.

KULAS [55] macht den beschriebenen Bewehrungsschlupf für das in Kapitel 2.4 erläuterte Steifigkeitsdefizit des Verbundbaustoffs im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung verantwortlich. Die eigenen Versuche bestätigen, dass es bei Epoxid-beschichteten Carbongelegen zu einer je nach textilen Aufbau der Bewehrung unterschiedlich stark ausgeprägten Relativverschiebung zwischen Roving und umgebender Feinbetonmatrix kommt. KULAS [55] geht davon aus, dass der Übergang vom starren Haft- zum Reibverbund kontinuierlich mit zunehmender Belastung erfolgt. Dieser Vorgang ist mit sehr kleinen Relativverschiebungen von $< 0.5 \text{ mm}$ verbunden, was aus den in [61] beschriebenen Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen hervorgeht. Zur Überprüfung, ob die im Versuch beobachteten Schlupfbewegungen von mehreren Millimetern kontinuierlich mit zunehmender Zugbeanspruchung oder schlagartig bei Erreichen der Bruchlast auftreten, wurden die in Kapitel 7.6 beschriebenen, zyklisch belasteten Versuche an Dehnkörpern, die mit dem Gelege T03 bewehrt waren, kurz vor Erreichen der mittleren, aus den statischen Versuchen bestimmten Bruchlast gestoppt und die Betondeckung an den Probekörperenden einseitig entfernt. An keinem der Versuchskörper konnte augenscheinlich eine Relativverschiebung zwischen Carbonroving und Feinbeton festgestellt werden. Es kann somit davon ausgegangen werden, dass bis kurz vor Erreichen der Bruchlast die Rovings nur sehr kleine Verschiebungen erfahren und der Großteil des Bewehrungsschlupfes schlagartig zum Versuchsende hin auftritt, der somit das Versagen des Zugprobekörpers einleitet.

Die nach Erreichen des Zustands der abgeschlossenen Rissbildung mit höherer Geschwindigkeit (siehe Bild 7.2) belasteten Probekörper zeigen hinsichtlich der Versagensart keine Unterschiede zu den statischen Referenzversuchen. Hier kommt es ebenfalls zu den oben beschriebenen Versagensmechanismen. Bezüglich des Zugspannungs-Dehnungs-Verhaltens und insbesondere zur Dehnsteifigkeit des Verbundbaustoffs im Zustand IIb zeigen sich jedoch Unterschiede im Vergleich zum statischen Tragverhalten, die nachfolgend erläutert werden.

In den Bildern 7.7 bis 7.9 sind die Mittelwertkurven der $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Linien aus den Versuchsserien mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten einschließlich deren Streubereich (gefärbter Bereich) dargestellt. Die mittlere Dehnsteifigkeit wurde aus den Steifigkeiten der Einzelversuche bestimmt, welche jeweils anhand des Bereiches der Spannungs-Dehnungs-Linie ermittelt wurden, der zwischen letztem Riss (gekennzeichnet durch einen Abfall der Zugspannung, da weggesteuerte Versuche durchgeführt wurden) und der Bruchspannung liegt. Das in Bild 7.7 erkennbare Abknicken der $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Linie (blaue Kurve) aus den Versuchen mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 20 mm/min kurz vor Erreichen der mittleren Bruchspannungen ist auf den Einfluss des Versuchs DK-S20-T01-02 (siehe Bild C.28) zurückzuführen, in dem es zu

einer späten Rissbildung kam, auf die der Zugbruch des Probekörpers folgte.

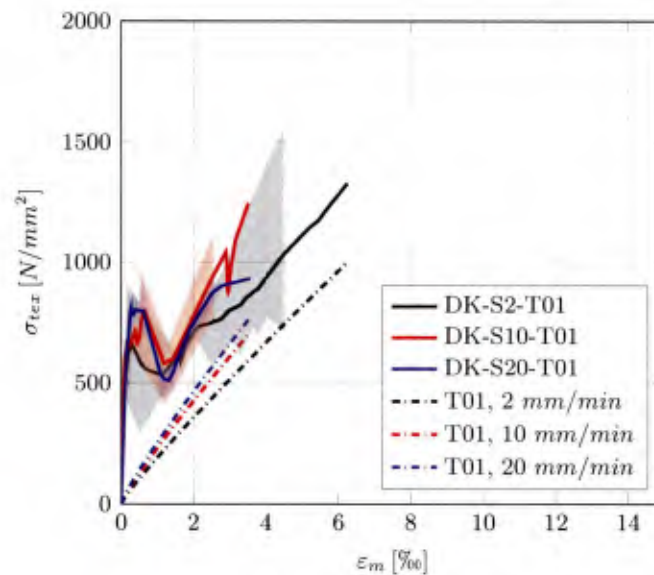


Bild 7.7: Zugspannungs–Dehnungs–Linien der Dehnkörperversuche DK-S2/10/20-T01 (durchgezogene Linien stellen die Mittelwertkurven und eingefärbte Bereiche die zugehörigen Streubereiche dar) und aus dem Maxwell-Modell ermittelte, theoretische Zugspannungs–Dehnungs–Linien des Geleges T01 für unterschiedliche Belastungsgeschwindigkeiten

Eine Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit führt bei mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern zu einer Erhöhung der Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung, wie in Bild 7.7 zu erkennen ist. Die mittlere Dehnsteifigkeit $E_{II,m}$ erhöht sich von $249.616 N/mm^2$ in den statischen Referenzversuchen auf $E_{II,m} = 389.591 N/mm^2$ bei einer Belastungsgeschwindigkeit von $10 mm/min$, was einem Zuwachs von 56 % entspricht. Die mittlere Bruchdehnung nimmt dabei von $\varepsilon_{m,u,m} = 6,20 \%$ (stat. Referenzversuche) auf $\varepsilon_{m,u,m} = 3,50 \%$ (Belastungsgeschw. $10 mm/min$) ab. Im Vergleich zu den Versuchen mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $v_{weg,2} = 10 mm/min$ reduziert sich die mittlere Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung in den Versuchen mit $v_{weg,3} = 20 mm/min$ geringfügig auf $E_{II,m} = 315.107 N/mm^2$, obwohl mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit eigentlich ein Anstieg der Steifigkeit zu erwarten wäre. Da die Spannungs–Dehnungs–Linien und insbesondere die Steifigkeiten im Zustand IIb jedoch starken Streuungen unterworfen sind, können hier nur qualitative Aussagen über das belastungsgeschwindigkeitsabhängige Steifigkeitsverhalten der mit T01 bewehrten Dehnkörper getroffen werden. Gleiches gilt für Aussagen hinsichtlich des Einflusses der Belastungsgeschwindigkeit auf die Höhe der Bruchspannung $\sigma_{tex,u,m}$. Während die Bruchspannungen der Versuchsserien DK-S2-T01 und DK-S10-T01 mit $\sigma_{tex,u,m} = 1330 N/mm^2$ und $\sigma_{tex,u,m} = 1286 N/mm^2$ nahezu gleich groß sind, ist die max. Zugspannung der Serie DK-S20-T01 mit $\sigma_{tex,u,m} = 970 N/mm^2$ etwas geringer.

In Bild 7.8 sind die mittleren σ_{tex} – ε_m -Linien einschließlich des zugehörigen Streubereichs der Versuche an den mit dem Carbonegelege T02 bewehrten Probekörpern dargestellt. Es wird ersichtlich, dass die mittleren Dehnsteifigkeiten der Versuchsserien DK-S2-T02 und DK-

S10-T02 mit $E_{II,m} = 184.262 \text{ N/mm}^2$ und $E_{II,m} = 186.228 \text{ N/mm}^2$ nahezu gleich sind. Aufgrund der großen Streuung der Ergebnisse der mit $v_{weg,2} = 10 \text{ mm/min}$ belasteten Versuche ist ein direkter Vergleich jedoch nicht möglich. Eine Steigerung der Belastungsgeschwindigkeit auf $v_{weg,3} = 20 \text{ mm/min}$ führt im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen zu einer Steifigkeitszunahme von ca. 38 % auf $E_{II,m} = 253.994 \text{ N/mm}^2$, die mit einer Verringerung der mittleren Bruchdehnung von $\varepsilon_{m,u,m} = 17,6 \text{ ‰}$ (stat. Referenzversuche) auf $\varepsilon_{m,u,m} = 14,1 \text{ ‰}$ ($v_{weg,3} = 20 \text{ mm/min}$) und einer Zunahme der Bruchspannung von $\sigma_{tex,u,m} = 3168 \text{ N/mm}^2$ (stat. Referenzversuche) auf $\sigma_{tex,u,m} = 3771 \text{ N/mm}^2$ ($v_{weg,3} = 20 \text{ mm/min}$) einhergeht.

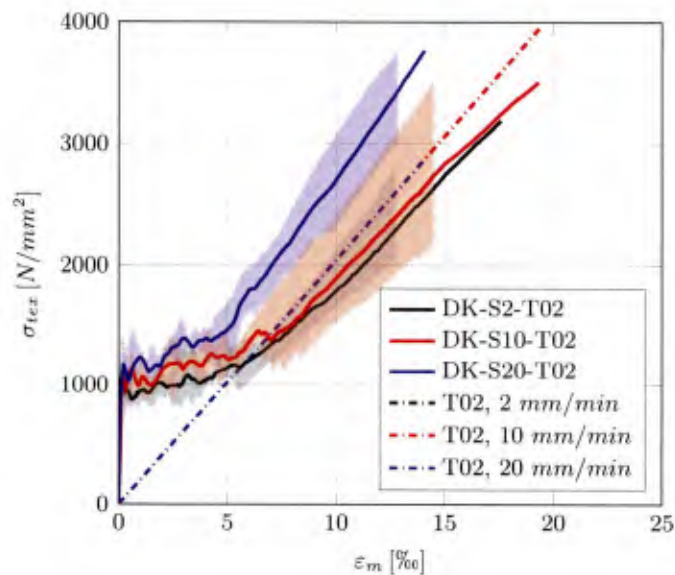


Bild 7.8: Zugspannungs–Dehnungs–Linien der Dehnkörperversuche DK-S2/10/20-T02 (durchgezogene Linien stellen die Mittelwertkurven und eingefärbte Bereiche die zugehörigen Streubereiche dar) und aus dem Maxwell–Modell ermittelte, theoretische Zugspannungs–Dehnungs–Linien des Geleges T02 für unterschiedliche Belastungsgeschwindigkeiten

Die in Bild 7.9 dargestellten Spannungs–Dehnungs–Linien der Zugversuche an mit dem Gelege T03 bewehrten Probekörpern zeigen, dass die Belastungsgeschwindigkeit auf die mittlere Dehnsteifigkeit $E_{II,m}$ im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung keinen Einfluss hat. Dies gilt in gleicher Weise für die mittlere Bruchdehnung $\varepsilon_{m,u,m}$ sowie –spannung $\sigma_{tex,u,m}$.

In den Bildern 7.7 bis 7.9 sind neben den mittleren Zugspannungs–Dehnungs–Linien der Dehnkörperversuche zudem die theoretischen σ_{tex} – ε_{tex} –Linien der „nackten“ Carbonbewehrungen dargestellt. Diese wurden mithilfe des in Gleichung 3.41 angegebenen Gedächtnisintegrals für das Generalisierte Maxwell–Modell für Dehnungsbeanspruchungen mit Weggeschwindigkeiten von 2 mm/min , 10 mm/min und 20 mm/min unter Verwendung der in Kapitel 6 ermittelten Prony–Parameter berechnet. Wie zu erwarten war, führt eine Steigerung der Dehnrates zu einer Zunahme der Dehnsteifigkeit des Geleges T01 und damit zu einem steileren Verlauf der Spannungs–Dehnungs–Linien in Bild 7.7, da sich die Beschichtung des Geleges bei Raumtemperatur im Glasübergangsbereich befindet, wie die Ergebnisse der in Kapitel 5.6 beschriebenen Temperatur–Frequenz–Sweeps zeigen. Die theoretischen Kennlinien des „nackten“ Geleges ver-

laufen im Zustand des abgeschlossenen Rissbildes nahezu parallel zu den $\sigma_{tex}-\varepsilon_{tex}$ -Linien der Dehnkörperversuche und sind um den Betrag des Tension-Stiffenings verschoben. Eine Unterschneidung der Spannungs-Dehnungs-Linien des Bewehrungsmaterials, wie sie von KULAS [55] beschrieben wurde, ist nicht zu beobachten.

Die theoretischen Spannungs-Dehnungs-Linien der Gelege T02 und T03 zeigen im Gegensatz zur Carbonbewehrung T01 kein dehnratenabhängiges Verhalten, da sich die Beschichtungen der Gelege bei Raumtemperatur im energieelastischen Bereich, d.h. außerhalb des Glasübergangs befinden. Die Bewehrungskennlinien der beiden Gelege verlaufen demnach für die unterschiedlichen Weggeschwindigkeiten parallel zu den Spannungs-Dehnungs-Linien der Dehnkörperversuche im Zustand des abgeschlossenen Rissbildes. Lediglich die rote und schwarze Linie der Versuchsserien DK-S2-T02 und DK-S10-T02 in Bild 7.8 bilden hiervon eine Ausnahme, da die $\sigma_{tex}-\varepsilon_{tex}$ -Linien der Dehnkörper hier die theoretischen Linien des „nackten“ Bewehrungsmaterials schneiden. Inwieweit das in diesen Versuchen beobachtete Steifigkeitsdefizit auf die in [55] beschriebene Überschätzung der aus den gemessenen Probekörperverformungen abgeleiteten Dehnungen ε_m sowie der durch die Querkontraktion bedingten Ablösung der Rovings von der Betonmatrix (vgl. auch Kapitel 2.4) verursacht wird, konnte im Rahmen der durchgeführten Versuche nicht verifiziert werden.

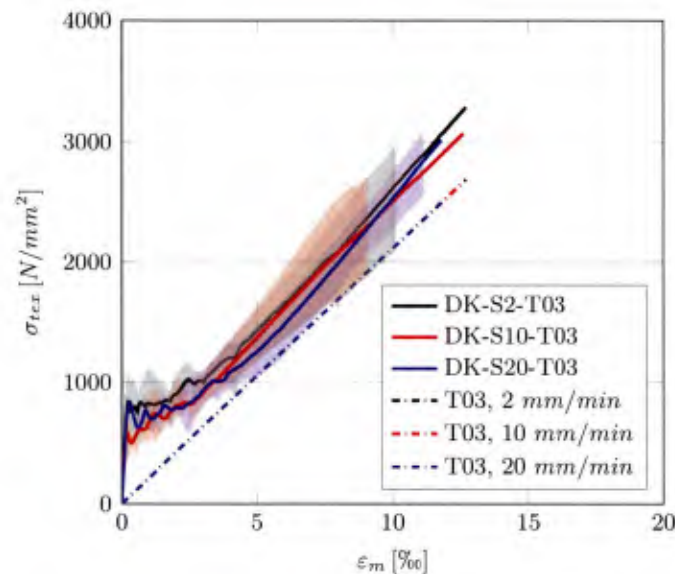


Bild 7.9: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Dehnkörperversuche DK-S2/10/20-T03 (durchgezogene Linien stellen die Mittelwertkurven und eingefärbte Bereiche die zugehörigen Streubereiche dar) und aus dem Maxwell-Modell ermittelte, theoretische Zugspannungs-Dehnungs-Linien des Geleges T03 für unterschiedliche Belastungsgeschwindigkeiten

7.6 Zugversuche unter zyklischer Belastung

7.6.1 Versuchsablauf

Für die Dauerversuche wurde das in Bild 7.10 dargestellte Belastungsschema in Anlehnung an die Versuche von FEIX und HANSL [28, 36] gewählt. Zunächst wurden die Prüfkörper weggesteuert mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 2 mm/min belastet, bis der Zustand der abgeschlossenen Rissbildung erreicht wurde. Im Anschluss daran wurde kraftgesteuert mit einer Geschwindigkeit von $0,03 \text{ kN/sec}$ bis zum Erreichen der im Versuch angestrebten Mittellast entlastet. Von diesem Zeitpunkt an wurde die kraftgesteuerte Belastung einer Sinusfunktion folgend mit einer Frequenz von 10 Hz aufgebracht, bis die gewählte Grenzlastwechselzahl von $N = 1,0 \cdot 10^6$ (siehe Kapitel 7.6.3) erreicht wurde. Zur Vermeidung eines ruckartigen Einschwingens wurde die zyklische Belastungsphase stufenweise bis zum Erreichen der angestrebten Schwingbreite in fünf Stufen zu je fünf Lastwechseln mit steigenden Amplituden aufgeblendet.

Nach Erreichen von N erfolgte ein Abblenden der schwingenden Belastung analog zur Aufblendphase mit 25 Lastwechseln. Daran anschließend wurden die Dehnkörper ausgehend von der Mittellast F_m mit einer Geschwindigkeit von $0,03 \text{ kN/sec}$ nahezu vollständig entlastet. Zur Vermeidung einer ungewollten Druckbeanspruchung der Probekörper bei einer vollständigen Entlastung auf $F = 0 \text{ kN}$ bedingt durch das im Kraftsignal vorhandene Messrauschen, wurde eine verbleibende Restkraft von $F = 0,5 \text{ kN}$ gewählt. Ausgehend von diesem Lastniveau wurden die Probekörper zum Schluss wie in den statischen Referenzversuchen weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/min kontinuierlich bis zum Erreichen der Bruchlast F_{ult} belastet.

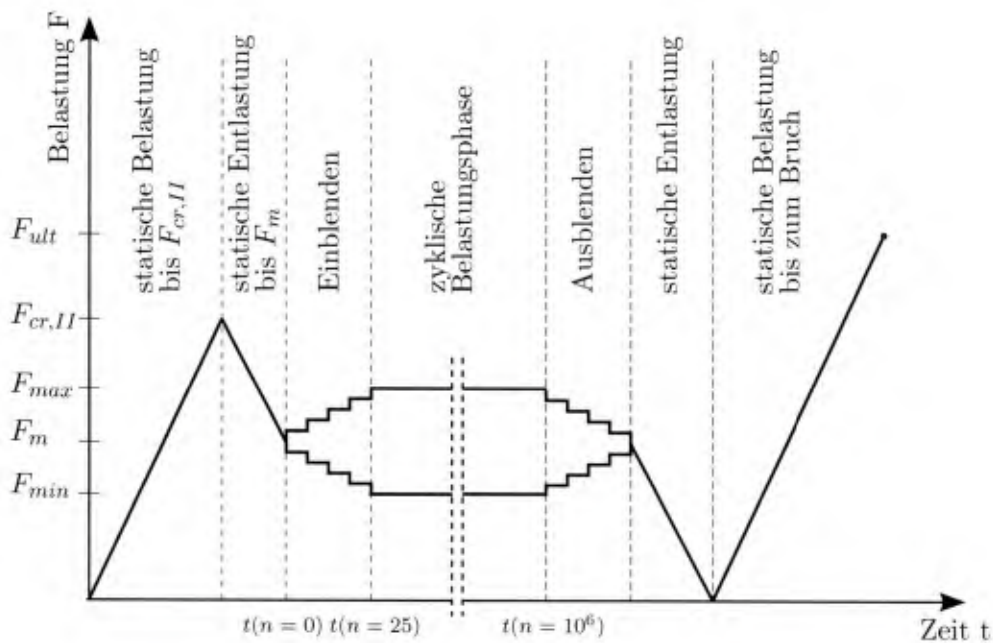


Bild 7.10: Belastungsschema der zyklisch belasteten Versuche

7.6.2 Wahl der zyklischen Belastungsniveaus

Das in Kapitel 4 vorgestellte Versuchsprogramm umfasst die Untersuchung von drei verschiedenen Schwingbreiten, deren Wahl sich am Gebrauchszustand von mit Carbonbeton verstärkten Stahlbetonbauteilen orientierte, wie das in den Untersuchungen von FEIX und HANSL [29] der Fall war. Die kleinste Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$ wurde deshalb derart gewählt, dass sie in etwa der aufnehmbaren Schwingbreite $\Delta\sigma_{Rsk} = 175 \frac{N}{mm^2}$ bei $N^* = 10^6$ Lastzyklen eines nicht geschweißten, geraden oder gebogenen Betonstahls nach DIN EN 1992-1-1 [22] entspricht. Dadurch wird sichergestellt, dass die Carbonbewehrung bei gleicher Schwingbreite mindestens die gleiche Ermüdungssicherheit wie die Betonstahlbewehrung aufweist und nicht schon bei geringeren Lastwechselzahlen versagt. Die zweite untersuchte Schwingbreite wurde mit $\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$ so gewählt, dass sie um 50 % größer ist als die niedrigste Schwingbreite. Die dritte und größte der auf die Probekörper aufgebrachten Schwingbreiten wurde zu $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$ gewählt. Sie entspricht damit ungefähr der Grenzzugspannung eines Betonstahls unter Gebrauchsbedingungen nach DIN EN 1992-1-1 von $0,8 \cdot f_{yk} = 400 \frac{N}{mm^2}$. Bezogen auf den Mittelwert der Zugbruchspannung stellt diese Schwingbreite eine vergleichsweise geringe Beanspruchung dar. Für das Gelege T01 ergibt sich ein Verhältnis von Schwingbreite zu Zugbruchspannung von $\frac{\Delta\sigma_{tex}}{\sigma_{tex,u,m}} = 0,32$ und für die Carbonbewehrung T03 ergibt sich lediglich ein Verhältniswert von 0,13, vgl. Tabelle 7.2.

Tabelle 7.2: Lastniveaus der zyklisch beanspruchten Dehnkörper

	$\sigma_{tex,min}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,m}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,max}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\frac{\sigma_{tex,min}}{\sigma_{tex,u,m}}$ [-]	$\frac{\sigma_{tex,m}}{\sigma_{tex,u,m}}$ [-]	$\frac{\sigma_{tex,max}}{\sigma_{tex,u,m}}$ [-]	$\frac{\Delta\sigma_{tex}}{\sigma_{tex,u,m}}$ [-]
$\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$							
T01	84	168	252	0,06	0,13	0,19	0,13
T02	138	222	306	0,04	0,07	0,10	0,05
T03	92	176	260	0,03	0,05	0,08	0,05
$\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$							
T01	84	210	336	0,06	0,16	0,25	0,19
T02	138	264	390	0,04	0,08	0,13	0,08
T03	92	218	344	0,03	0,07	0,11	0,08
$\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$							
T01	84	294	504	0,06	0,22	0,38	0,32
T02	138	348	558	0,04	0,11	0,18	0,13
T03	92	302	512	0,03	0,09	0,16	0,13

Ursprünglich war geplant die Versuchsreihen mit konstanten Unterspannungen $\sigma_{tex,min}$ durchzuführen, da schwingende Beanspruchungen von Stahl- bzw. Spannbetonkonstruktionen i.d.R. durch Verkehrslasten verursacht werden, die sich mit ständigen Lasten aus Eigengewicht und

Vorspannung überlagern [59]. Aufgrund der Tatsache, dass Bauteile aus textilbewehrtem Beton ein sehr geringes Eigengewicht aufweisen und daher der Lastanteil aus Verkehrslasten dominiert, was insbesondere beim Einsatz als Verstärkungsschicht der Fall ist, wurde versucht, die Unterspannung $\sigma_{tex,min}$ in den Versuchen zu Null zusetzen, was jedoch aufgrund von Messrauschen im Kraftsignal und der damit verbundenen Gefahr von ungewollten Druckbeanspruchungen der Probekörper nicht möglich war. Es wurde deshalb eine einheitliche Unterlast von $F_{min} = 1,0 \text{ kN}$ für alle Versuchsreihen gewählt, die aufgrund der unterschiedlichen Querschnittsflächen der Gelege zu gewissen Unterschieden der absoluten Unterspannungen $\sigma_{tex,min}$ führen, wie aus Tabelle 7.2 hervorgeht. Hinsichtlich der relativen, auf die jeweilige mittlere Bruchspannung bezogene Unterspannung $\frac{\sigma_{tex,min}}{\sigma_{tex,u,m}}$ sind die Unterschiede jedoch gering.

7.6.3 Wahl der Grenzlastwechselzahl

Die Zielsetzung der Zugversuche, die dem Belastungsschema in Bild 7.10 folgen, war vornehmlich die Untersuchung der Auswirkungen einer zyklischen Beanspruchung auf die Steifigkeit der carbonbewehrten Dehnkörper im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung in einer der schwingenden Beanspruchung angeschlossenen Resttragfähigkeitsuntersuchung. Ausgehend von den zuvor beschriebenen Erkenntnissen aus den DMA-Versuchen, dass die in [28, 29, 36] beobachtete Steifigkeitszunahme durch die viskoelastischen Eigenschaften der beschichteten Carbonbewehrung verursacht wird, ist zu erwarten, dass derartige Effekte (abhängig von der Relaxationszeit der Beschichtung) bereits nach geringeren Lastwechselzahlen wie z.B. $N = 10^3$ oder $N = 10^4$ zu verzeichnen sind. Innerhalb der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Dehnkörperversuche wurde jedoch bewusst eine Grenzlastwechselzahl von $N = 10^6$ gewählt. Dies hat zum einen den Grund, dass damit eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Versuche an mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern mit den Resultaten von FEIX und HANSL [28, 29, 36] gegeben ist, da in deren Untersuchungen ebenfalls $N = 10^6$ gewählt wurde. Zum anderen kann durch die Festlegung einer Grenzlastwechselzahl von $N = 10^6$ in Anlehnung an einen Wöhlerversuch gleichzeitig eine ausreichende Ermüdungssicherheit nachgewiesen werden, vorausgesetzt es kommt nicht zu einem Ermüdungsversagen vor Erreichen dieser Lastwechselzahl. Dieses Vorgehen scheint im Hinblick auf die nur in sehr geringer Anzahl in der Literatur zu findenden Untersuchungen zu textilbewehrtem Beton unter zyklischer Beanspruchung durchaus von Bedeutung zu sein. Da für die Versuche eine Belastungsfrequenz von $f = 10 \text{ Hz}$ gewählt wurde, kann eine Grenzlastwechselzahl von $N = 10^6$ innerhalb einer akzeptablen Prüfzeit von ca. 28 Stunden je Versuch erreicht werden.

7.6.4 Versuchsergebnisse und –auswertung

Die Auswertung der Versuche an zyklisch belasteten Dehnkörpern erfolgt im Hinblick auf

- das Zugspannungs–Dehnungs–Verhalten der Probekörper,
- die Dehnungsentwicklung über die zyklische Belastungsphase,
- die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung sowie

- die erreichte Bruchspannung und -dehnung.

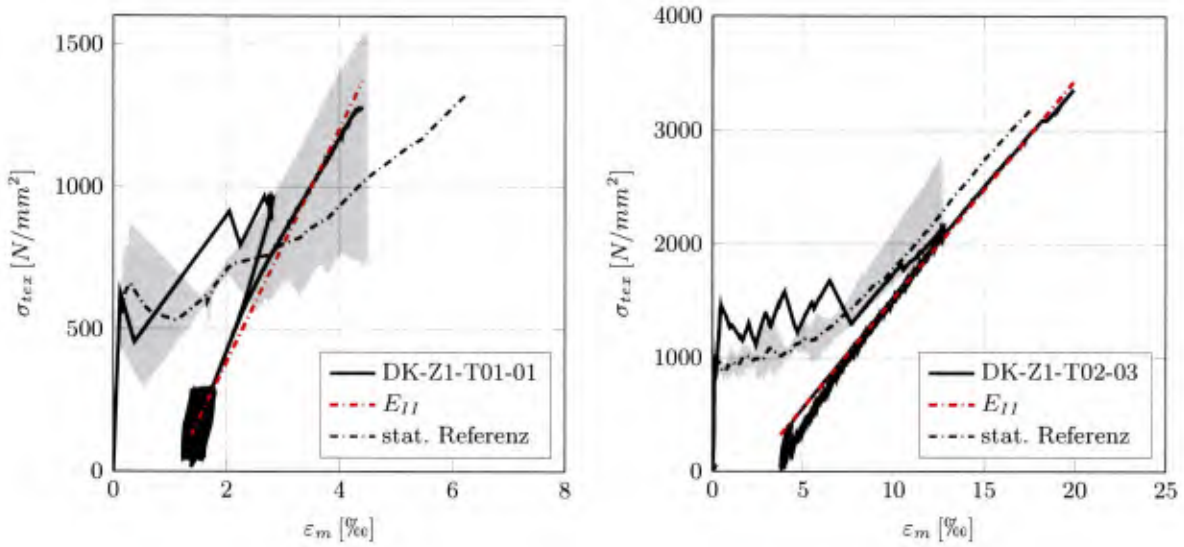
Wie zuvor bei den in Kapitel 7.5 beschriebenen Zugversuchen unter kontinuierlicher Belastung mit verschiedenen Geschwindigkeiten handelt es sich bei den Zugspannungen σ_{tex} um rechnerische Textilzugspannungen, die sich aus dem Quotienten aus der gemessenen Prüfzylinderkraft und der Textilquerschnittsfläche A_{tex} ergeben. Die angegebenen Dehnungen sind wie zuvor als mittlere Bauteildehnungen des Probekörpers definiert.

7.6.4.1 Zugspannungs-Dehnungs-Verhalten

In Bild 7.11 sind die Zugspannungs-Dehnungs-Linien ausgewählter Einzelversuche dargestellt, von denen jeweils ein mit dem Gelege T01, T02 und T03 bewehrter Dehnkörper enthalten ist. Die gezeigten Versuche wurden mit einer Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$ ausgeführt. Zusätzlich zu den $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Linien der mit einer zyklischen Belastung beanspruchten Probekörpern sind in den Bildern 7.11a bis 7.11c die Spannungs-Dehnungs-Linien der statischen Referenzversuche einschließlich des zugehörigen Streubereichs zu Vergleichszwecken gezeigt. Darüber hinaus enthalten die Bilder die Kennlinien der aus den Versuchsdaten ermittelten Dehnsteifigkeiten im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung, auf die in Kapitel 7.6.4.3 eingegangen wird. Die Ergebnisse der Einzelversuche sind in Anhang C.3.4 zusammengestellt. Die zyklisch belasteten Dehnkörper erreichten mit Ausnahme des Versuchs DK-Z3-T01-02, in dem es bereits nach 4961 Lastwechseln zu einem vermutlich auf eine Vorschädigung zurückzuführenden Zugbruch der Bewehrung kam, alle die gewählte Grenzlastspielzahl von $N = 1,0 \cdot 10^6$.

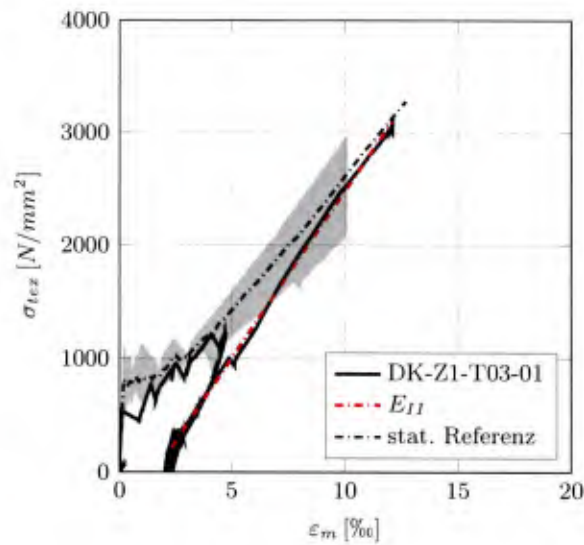
In den Versuchen DK-Z3-T03-01 und -02 wurde von dem in Bild 7.10 dargestellten Belastungsschema abgewichen und die Probekörper mit weiteren Lastwechseln mit Schwingbreiten, die in 3 Schritten (jeweils nach $N = 1,8 \cdot 10^6$ Lastwechseln auf $\Delta\sigma_{tex} = 525 \frac{N}{mm^2}$ und $N = 3,2 \cdot 10^6$ bzw. $N = 3,4 \cdot 10^6$ Lastwechseln auf $\Delta\sigma_{tex} = 729 \frac{N}{mm^2}$) auf $\Delta\sigma_{tex} = 830 \frac{N}{mm^2}$ (entspricht $\frac{\Delta\sigma_{tex}}{\sigma'_{ex,u,m}} = 0,26$) gesteigert wurden, beansprucht. Diese zwei Versuche wurden nach $N = 6,7 \cdot 10^6$ und $N = 7,75 \cdot 10^6$ Lastwechseln abgebrochen, ohne dass ein Ermüdungsbruch der Bewehrung zu beobachten war. Zur Ermittlung der Steifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung wurden die Versuchskörper DK-Z3-T03-01 und -02 nach Erreichen von 10^6 Lastwechseln bis ca. 70 % bzw. 40 % der mittleren Bruchlast aus den statischen Referenzversuchen belastet, bevor die weiteren Lastwechsel aufgebracht wurden.

Allgemein kann festgehalten werden, dass es aufgrund der zyklischen Belastung innerhalb der aufgetragten 10^6 Lastwechseln zu keinerlei anhand der Zugspannungs-Dehnungs-Linien zu beobachtenden Ermüdungsdegradation wie beispielsweise einer überproportional zunehmenden Verformung kam. Dies war selbst bei der relativ hohen Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$ nicht der Fall.



(a) Versuch DK-Z1-T01-01

(b) Versuch DK-Z1-T02-03



(c) Versuch DK-Z1-T03-01

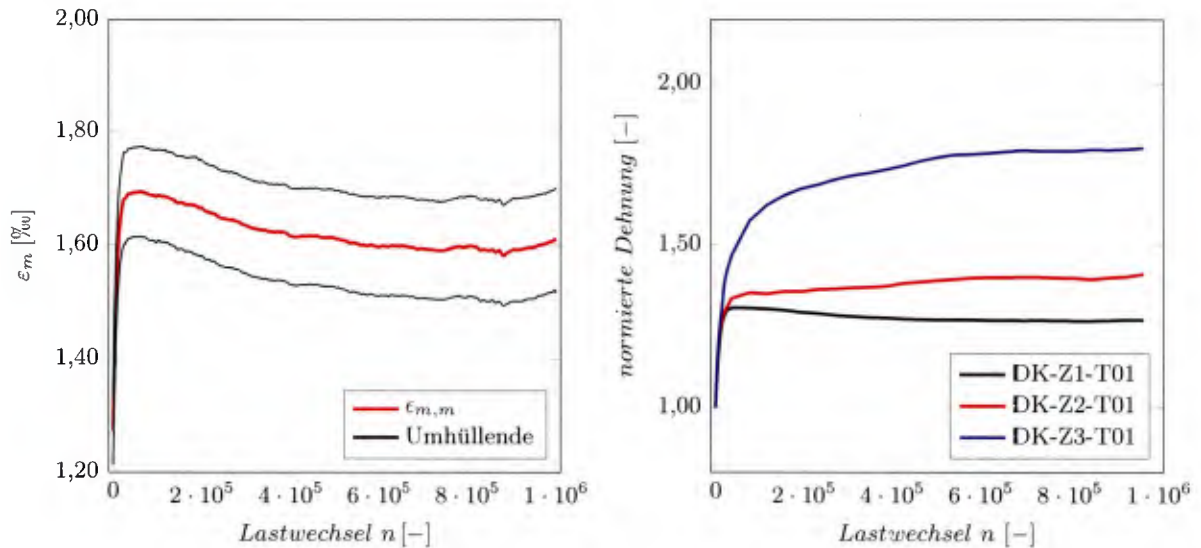
Bild 7.11: Zugspannungs–Dehnungs–Linien ausgewählter Einzelversuche mit einer Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$

7.6.4.2 Dehnungsentwicklung während der zyklischen Belastungsphase

In Bild 7.12a sind die absoluten Werte der Mitteldehnung sowie der Ober- und Unterdehnung als Umhüllende über die aufgebrachten 10^6 Lastwechsel des Versuchs DK-Z1-T01-01 aufgetragen. Bevor nachfolgend die in den Versuchen zu beobachtende Dehnungsentwicklung während der zyklischen Belastungsphase beschrieben wird, soll zunächst am Beispiel dieses Einzelversuches ein in mehreren Versuchen aufgetretenes Dehnungsverhalten diskutiert werden.

In Bild 7.12a ist zu erkennen, dass die Mitteldehnung zu Beginn der zyklischen Belastungsphase

zunächst innerhalb der ersten ca. 23.000 Lastwechsel von anfänglich 1,27 ‰ auf 1,86 ‰ rasch anwächst und bis zum Erreichen von ca. $0,9 \cdot 10^6$ Lastwechseln kontinuierlich auf 1,59 ‰ abfällt. Innerhalb der letzten $0,1 \cdot 10^6$ Lastwechsel erfolgt sodann ein geringer Anstieg auf 1,61 ‰ Dehnung.



(a) DK-Z1-T01-01

(b) Mittelwerte DK-Z-T01

Bild 7.12: Dehnungs–Lastwechsel-Diagramme des Versuchs DK-Z1-T01-01 sowie Mittelwerte aus allen Versuchen mit jeweils konstanter Schwingbreite

Derartige Ergebnisse scheinen zunächst verwunderlich, da eine Abnahme der mittleren Dehnung bei konstant bleibender Mittellast bzw. –spannung nur durch eine Zunahme der Dehnsteifigkeit der Bewehrung erklärt werden kann. Aus der Auswertung der zeitabhängigen E-Moduli $E(t)$ in den Bildern 6.17 und 6.18 geht hervor, dass es innerhalb der Versuchsdauer von knapp 28 Stunden (10^6 Lastwechsel bei 10 Hz Belastungsfrequenz) zu einer Abnahme der Steifigkeit des Geleges T01 von 53 % und für das Textil T03 von 0,6 % kommt. Eine Zunahme der Dehnsteifigkeit wäre denkbar, wenn es im Laufe eines Versuches zu einer Abkühlung der Bauteiltemperatur gekommen wäre, da tiefere Temperaturen zu einer Versteifung der beschichteten Carbonbewehrung führen. Der zur Überwachung der Umgebungstemperatur um den Probekörper angebrachte Temperatursensor zeigte jedoch, dass es im Tagesgang – die Versuche wurden immer morgens gestartet – meist zu einer Erhöhung der Temperatur um 2°C bis 3°C kam, weswegen eine Abkühlung als Erklärung für die Dehnungsabnahme ausscheidet.

Bei metallischen Werkstoffen ist ein derartiges Dehnungsverhalten zum Teil ebenfalls beobachtbar und durch eine Zugverfestigung des Materials bei zyklischer Beanspruchung zu erklären. Sie tritt jedoch nur auf, wenn das Verhältnis von Zugfestigkeit zur Streckgrenze bzw. 0,2 %-Dehngrenze kleiner als 1,2 ist und sie ist – im Gegensatz zu den im Rahmen dieser Arbeit gemachten Versuchsbeobachtungen – meist nach geringen Lastwechselzahlen abgeschlossen [68]. Des Weiteren ist zu erwarten, dass die zyklische Zugbeanspruchung zu einer Schädigung des Verbunds zwischen Beton und Carbonbewehrung führt, was ebenfalls in einer über die schwingende Belastungsphase zunehmenden Dehnung resultieren würde.

Eine weitere mögliche Erklärung für die über die zyklische Belastungsphase abnehmende Dehnung wäre, dass es zum Teil zu einem Herausrutschen der Probekörper aus der Klemmung zwischen den Stahlplatten der Lasteinleitungsstruktur kam und sich infolgedessen die vorhandenen Risse im Beton teilweise schlossen. Gegen diese These spricht jedoch die in Bild 7.11a gezeigte Spannungs-Dehnungs-Linie des gleichen Versuches, in der eine deutliche Zunahme der Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung gegenüber der statischen Referenzversuche zu erkennen ist. Bei Relativbewegungen zwischen Dehnkörper und Lasteinleitungsstruktur wäre eine überproportionale Zunahme der Dehnungen während der Resttragfähigkeitsuntersuchung zu beobachten, was nicht der Fall ist.

In Anbetracht der absoluten Größe des Dehnungsverlustes von lediglich 0,27 ‰ ist es fraglich, inwiefern derartige Messergebnisse belastbar sind, da eine Dehnung in dieser Größenordnung bei einer Messlänge von 400 mm (siehe Bild 7.1) einer geringen Verformung von ca. 0,11 mm entspricht. Die eingesetzten induktiven Wegaufnehmer besitzen jedoch eine Genauigkeit von 0,2 mm, weswegen davon ausgegangen wird, dass die in den Versuchen teilweise beobachteten Dehnungsabnahmen während der zyklischen Belastungsphase auf Messfehler und nicht auf die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Materialien zurückzuführen sind. Um derartige Effekte in künftigen Untersuchungen ausschließen zu können, wäre es sinnvoll, optische Messsysteme einzusetzen, wie dies z.B. in den Versuchen von FEIX und HANSL der Fall war.

In Bild 7.12b sind die Mittelwertkurven der Versuche mit jeweils konstanter Schwingbreite an den mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern dargestellt. Es zeigt sich, dass der Einfluss der zum Teil in den Einzelversuchen aufgetretenen Dehnungsabnahmen im Mittel vernachlässigbar gering ist. Dies gilt auch für die Versuchsserien DK-Z-T02 und -T03 mit den Carbonbewehrungen T02 und T03. Da die Dehnungen aus den mittels auf den Probekörpern applizierten Wegaufnehmern gemessenen Verformungen bestimmt wurden, sind die absoluten Dehnungswerte stark abhängig von der Anzahl und Breite der aufgetretenen Risse im Beton. Aus diesem Grund wurden die Dehnungsverläufe von ε_m in Bild 7.12b sowie in Bild 7.13a und 7.13b zunächst in den Einzelversuchen jeweils auf den ersten Messwert, bei dem die volle Schwingbreite erreicht war, normiert, damit eine gute Vergleichbarkeit gewährleistet ist.

Die in allen Versuchsserien beobachteten Dehnungsentwicklungen zeigen qualitativ sehr ähnliche Charakteristika. Zu Beginn der zyklischen Belastungsphase steigt ε_m innerhalb der ersten 20.000 bis 100.000 Lastwechsel sprunghaft an. Dabei zeigen die normierten Dehnungen der Versuchsserien DK-Z1-T02 und DK-Z2-T02 mit einem Faktor von 1,03 die geringsten Anstiege. Im Anschluss daran nähern sich die Dehnungen einem konstanten Wert an. Eine Ausnahme bildet hier die Versuchsreihe DK-Z3-T02, bei der die mittlere normierte Dehnung ab etwa $4 \cdot 10^5$ Lastwechsel einen erneuten Anstieg bis zum Erreichen der Grenzlastwechselzahl erfährt. Da für diese Versuche jedoch nur zwei Probekörper zur Verfügung standen, wird das Dehnungsverhalten stark von einem Einzelversuch dominiert, weswegen die Aussagekraft der gezeigten Kurve anzuzweifeln ist. Die größten mittleren Dehnungszuwächse während der schwingenden Beanspruchung sind in den Versuchen mit der textilen Carbonbewehrung T01 mit einer Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$ zu beobachten. Hier steigen die Dehnungen um 80 % innerhalb der zyklischen Beanspruchungsphase an. In den Versuchen an mit dem Gelege T03 bewehrten Dehnkörpern liegen die Zuwächse zwischen 12 % und 20 %.

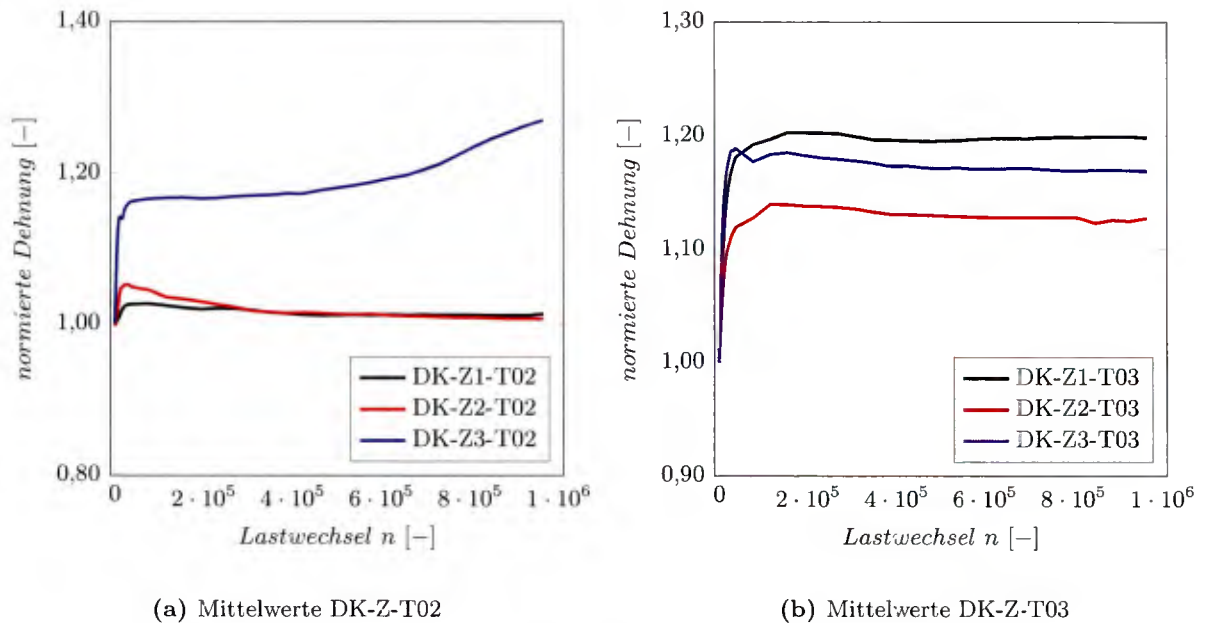


Bild 7.13: Dehnungs–Lastwechsel-Diagramme der Versuchsserien DK-Z-T02 und DK-Z-T03

7.6.4.3 Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung

Unter der Annahme, dass die Spannungs–Dehnungs–Linie von carbonbewehrtem Beton im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung parallel zur Spannungs–Dehnungs–Linie der „nackten“ Bewehrung verläuft, entspricht die Dehnsteifigkeit E_{II} des Komposits dem Elastizitätsmodul E_{tex} des Geleges. Dies gilt unter der Voraussetzung, dass der Verbundbaustoff und das Bewehrungsmaterial mit der gleichen Belastungsgeschwindigkeit beansprucht werden.

In Bild 7.11a ist zu erkennen, dass die Dehnsteifigkeit des Versuchskörpers DK-Z1-T01-01 im Zustand IIb deutlich größer ist als die mittlere Steifigkeit der statischen Referenzversuche, was an der deutlich steiler verlaufenden Spannungs–Dehnungs–Linie zu erkennen ist. Im Mittel ergibt sich für die mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörper eine Dehnsteifigkeit von $E_{II,m} = 390.712 \frac{N}{mm^2}$ in der Resttragfähigkeitsuntersuchung nach der zyklischen Belastung. Dies geht aus Tabelle 7.3 sowie Bild 7.14 hervor, in dem die Mittelwerte der Dehnsteifigkeiten $E_{II,m}$ für die Versuchsserien mit konstanten Schwingbreiten sowie die Mittelwerte aus allen zyklischen Versuchen im Vergleich zu den Referenzuntersuchungen unter statischer Belastung dargestellt sind.

Im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen, in denen sich eine mittlere Dehnsteifigkeit von $E_{II,m} = 249.616 \frac{N}{mm^2}$ ergab, bedeutet dies eine durch die zyklische Belastung bedingte Zunahme der Steifigkeit von 56,5 %. Betrachtet man die Mittelwerte der einzelnen Versuchsserien mit konstanter Schwingbreite, so fällt auf, dass sich für die Versuche DK-Z1-T01 mit einer Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$ die größte mittlere Dehnsteifigkeit mit $E_{II,m} = 456.645 \frac{N}{mm^2}$ aus allen zyklisch belasteten Versuchen ergibt, während $E_{II,m}$ mit $363.757 \frac{N}{mm^2}$ und $362.245 \frac{N}{mm^2}$ in den Versuchen mit $\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$ bzw. $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$ in etwa gleich ist. Es kann somit festgestellt werden, dass eine zyklische Belastung mit $N = 10^6$ Lastwechseln bei mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern zu einer deutlichen Erhöhung der Dehnsteifigkeit im Zustand

der abgeschlossenen Rissbildung führt. Ein Einfluss der Schwingbreite auf die Größenordnung der Zunahme kann auf Basis der durchgeführten Versuche nicht beobachtet werden.

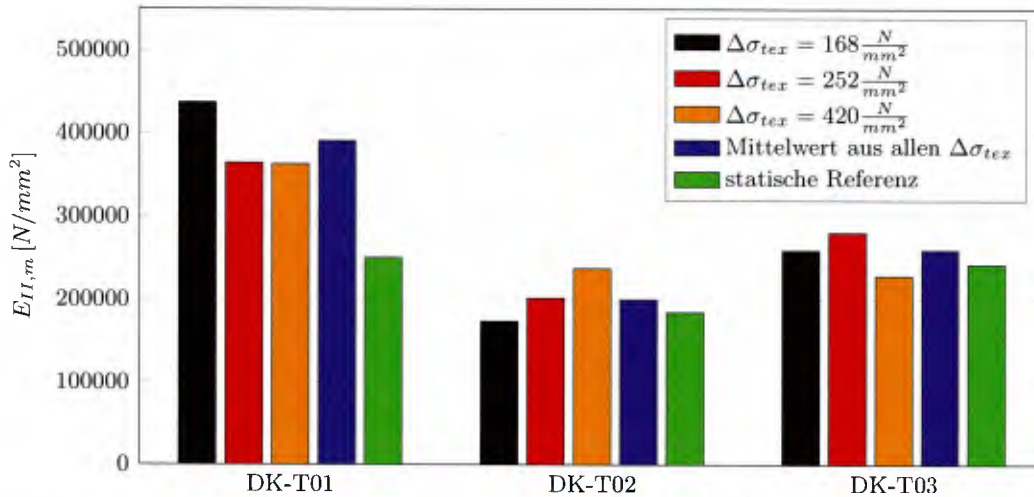


Bild 7.14: Mittelwerte der Dehnsteifigkeiten $E_{II,m}$ aus den zyklisch belasteten Versuchen im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen

Im Gegensatz zu den Untersuchungen an mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern zeigen die Versuche unter zyklischer Zugbelastung an Probekörpern, die mit den Gelegen T02 und T03 bewehrt waren, nur geringfügige Zunahmen der Dehnsteifigkeit im Vergleich zu den statischen Referenzen, wie aus Bild 7.14 und Tabelle 7.3 hervorgeht. Die prozentuale Änderung von $E_{II,m}$ beträgt +8,5 % für die Carbonbewehrung T02 und +7,2 % für das textile Gelege T03.

Tabelle 7.3: Dehnsteifigkeiten $E_{II,m}$ im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung

	T01	T02	T03
$E_{II,m}$ aus zykl. Versuchen (Mittelwert aus allen $\Delta\sigma_{tex}$ [$\frac{N}{mm^2}$])	390.712	199.976	259.514
Standardabweichung [$\frac{N}{mm^2}$]	95.058	53.159	57.786
Variationskoeffizient	0,24	0,27	0,22
$E_{II,m}$ aus stat. Referenzversuchen (Mittelwert) [$\frac{N}{mm^2}$]	249.616	184.262	242.073
Standardabweichung [$\frac{N}{mm^2}$]	62.026	46.772	33.074
Variationskoeffizient	0,25	0,25	0,14
Änderung von $E_{II,m}$ bezogen auf stat. Referenz [%]	+56,5	+8,5	+7,2

Insgesamt unterliegt die Dehnsteifigkeit im Zustand IIb großen Streuungen, was die in Tabelle 7.3 zusammengestellten Variationskoeffizienten von 0,14 bis 0,27 zeigen. Dennoch sind die Versuchsergebnisse im Hinblick auf die Erkenntnisse aus den DMA-Untersuchungen in Kapitel 5 insofern plausibel, dass sich das Gelege T01 bei Raumtemperatur im Glasübergangsbereich befindet und damit Änderung der Belastungsart und insbesondere der Belastungsgeschwindigkeit auf die Steifigkeit auswirken. Die Bewehrungen T02 und T03 befinden sich bei Raumtemperatur hingegen im energie-elastischen Zustand, weswegen bei diesen Textilien keine Auswirkungen der zykli-

schen Belastung auf die Dehnsteifigkeit zu erwarten sind. Eine tiefer greifende Diskussion des Steifigkeitsverhaltens im Zustand IIb wird in Kapitel 7.6.4.5 vorgenommen.

7.6.4.4 Bruchspannung und -dehnung

Die Auswertung der Bruchspannungen und -dehnungen erfolgte lediglich für die Versuche an denjenigen Dehnkörpern, die mit dem Gelege T01 oder T02 bewehrt waren. Die mit T03 bewehrten Probekörper wurden dazu verwendet den Verankerungsschlupf der Bewehrung zu untersuchen, wofür die Versuche kurz vor Erreichen der Bruchlast beendet wurden, wie in Kapitel 7.5.2 beschrieben ist.

Die Balkendiagramme in den Bildern 7.15 und 7.16 zeigen die Mittelwerte der Bruchspannungen $\sigma_{tex,u,m}$ und der Bruchdehnungen $\varepsilon_{m,u,m}$ für die Versuchsserien mit konstanten Schwingbreiten sowie die Mittelwerte aus allen zyklischen Versuchen im Vergleich zu den Referenzuntersuchungen unter statischer Belastung. Der Vollständigkeit halber sind die Werte der Versuchsreihen DK-T03 ebenfalls in den Bildern dargestellt. Bei den gezeigten Werten handelt es sich jedoch um erreichte Maximalwerte und nicht um Bruchspannungen bzw. -dehnungen.

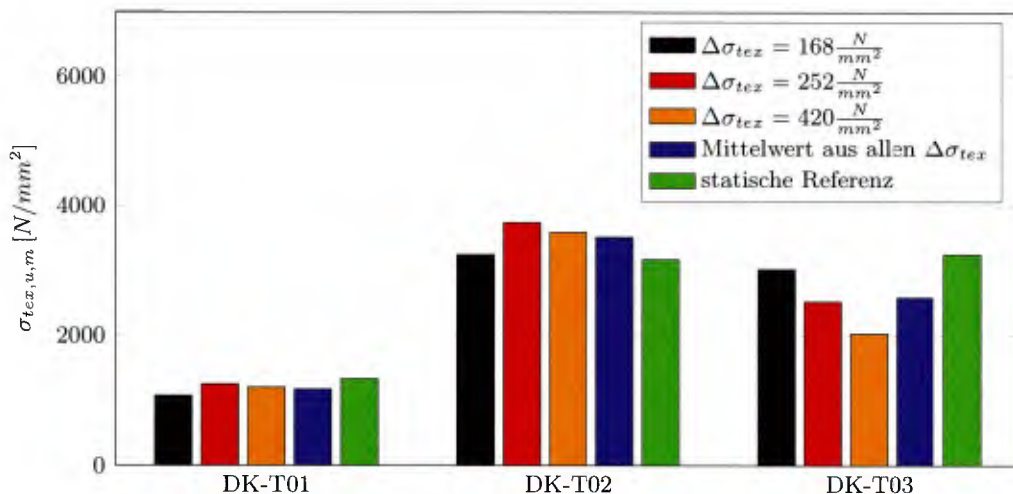


Bild 7.15: Mittelwerte der Bruchspannungen $\sigma_{tex,u,m}$ aus den zyklisch belasteten Versuchen im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen

Der Vergleich der Mittelwerte der Bruchspannungen aus den Versuchen DK-T01 an mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern zeigt, dass in den statischen Referenzversuchen im Mittel die größten Werte von $\sigma_{tex,u,m}$ und in den zyklischen Versuchen mit der geringsten Schwingbreite die kleinsten Bruchspannungen von $\sigma_{tex,u,m} = 1074 \frac{N}{mm^2}$ erreicht werden. Der Mittelwert aller Zugversuche unter schwingender Belastung ergibt sich zu $\sigma_{tex,u,m} = 1173 \frac{N}{mm^2}$ und weicht damit lediglich um ca. 13 % vom Mittelwert aus den statischen Referenzversuchen ($\sigma_{tex,u,m} = 1330 \frac{N}{mm^2}$) ab.

Die Versuchsreihen der mit dem Gelege T02 bewehrten Probekörper zeigen ein sehr ähnliches Bild, wobei hier der Mittelwert der zyklisch belasteten Versuche mit $\sigma_{tex,u,m} = 3515 \frac{N}{mm^2}$ geringfügig größer ist als derjenige aus den statischen Zugversuchen. Die Abweichung beträgt

hier ca. 11 %.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass eine zyklische Zugbelastung keinen erkennbaren Einfluss auf die einaxiale Zugfestigkeit carbonbewehrter Dehnkörper besitzt. Die Untersuchungen von FEIX und HANSL [28, 29, 36] kamen ebenfalls zu diesem Ergebnis.

Die in Bild 7.16 aufgetragenen mittleren Bruchdehnungen $\varepsilon_{m,u,m}$ zeigen, dass es bei den mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörpern durch die zyklische Belastung im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen zu einer geringfügigen Reduktion der erreichbaren Zugdehnungen kommt. Diese fällt mit ca. 14 % jedoch kleiner aus als in den in [36] beschriebenen Versuchen. Hier wurden im Durchschnitt um 20 % geringere Bruchdehnungen nach einer zyklischen Belastung festgestellt. Betrachtet man lediglich die Versuche mit einer Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$, so ist kein Unterschied der mittleren Bruchdehnungen im Vergleich zur statischen Referenz erkennbar. Ein eindeutiger Trend lässt sich somit anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen nicht feststellen.

In den Versuchsserien DK-T02 führt die zyklische Belastung im Mittel zu einer Erhöhung der Bruchdehnung im Vergleich zu den Zugversuchen unter rein statischer Belastung. Der Mittelwert aller Versuche unter schwingender Beanspruchung ergibt sich hier zu $\varepsilon_{m,u,m} = 20,7 \%$ und fällt damit um ca. 18 % größer aus als die statische Referenz. Insgesamt sind die Ergebnisse der Versuche an mit dem Gelege T02 bewehrten Dehnkörpern jedoch starken Streuungen unterworfen, weswegen sich hier ebenfalls kein eindeutiger Trend abzeichnet.

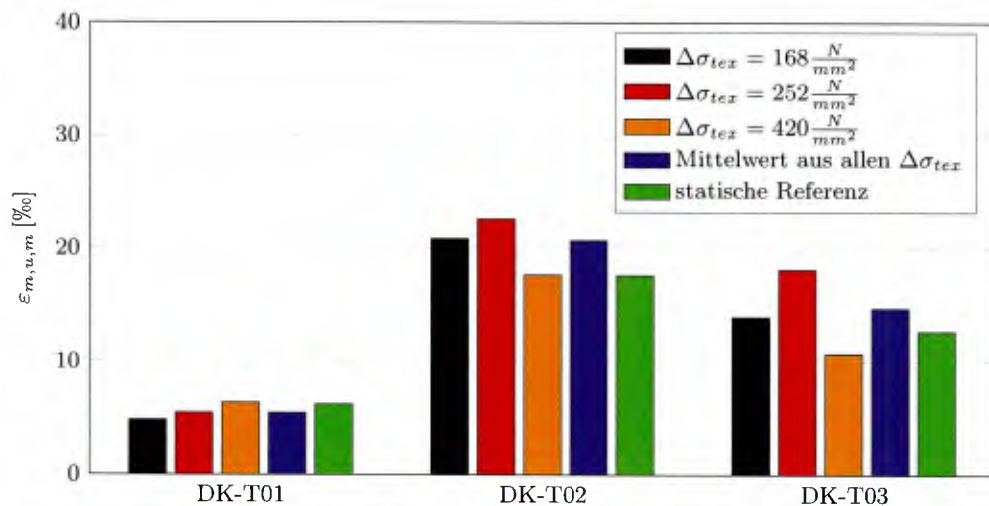


Bild 7.16: Mittelwerte der Bruchdehnungen $\varepsilon_{m,u,m}$ aus den zyklisch belasteten Versuchen im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen

7.6.4.5 Interpretation der Versuchsergebnisse

In Bild 7.17 sind die mittleren normierten Dehnungen der Versuche an den mit dem Gelege T01 und T03 bewehrten Dehnkörpern für die untersuchten Schwingbreiten im Vergleich zu den berechneten normierten Dehnungen des Bewehrungsmaterials, die man aus der numerischen Lösung des Gedächtnisintegrals 3.41 für den in den Versuchen aufgebrauchten Belastungsverlauf (siehe Bild 7.10) erhält, dargestellt. Da die mittlere Dehnung lediglich von der Höhe der Mittel-

spannung und nicht von der Schwingbreite abhängt, wurde zur Vereinfachung der Berechnung der Prony-Reihe anstatt der schwingenden Beanspruchung eine konstante Last vorgegeben.

In Bild 7.17a ist zu erkennen, dass der Verlauf der berechneten Dehnungen der textilen Bewehrung T01 qualitativ dem am Verbundbaustoff experimentell ermittelten Dehnungen entspricht. Zu Beginn der zyklischen bzw. konstanten Belastung kommt es zu einem deutlichen Anstieg, der im weiteren Verlauf abflacht und sich asymptotisch einem Endwert anzunähern scheint. Die Dehnungen der Dehnkörper verlaufen dabei jedoch auf einem deutlich höheren Niveau. Es wird vermutet, dass dieses Verhalten durch eine Öffnung der in die Probekörper durch die Erstbelastung eingepprägten Risse bedingt wird, da die auftretenden Rissbreiten in den gemessenen Dehnungen enthalten sind. Da der berechnete Dehnungszuwachs des Carbongeleges T03 in Bild 7.17b unter 1 % beträgt, fällt der anfängliche Anstieg der in den Dehnkörperversuchen experimentell bestimmten Dehnungen entsprechend geringer aus.

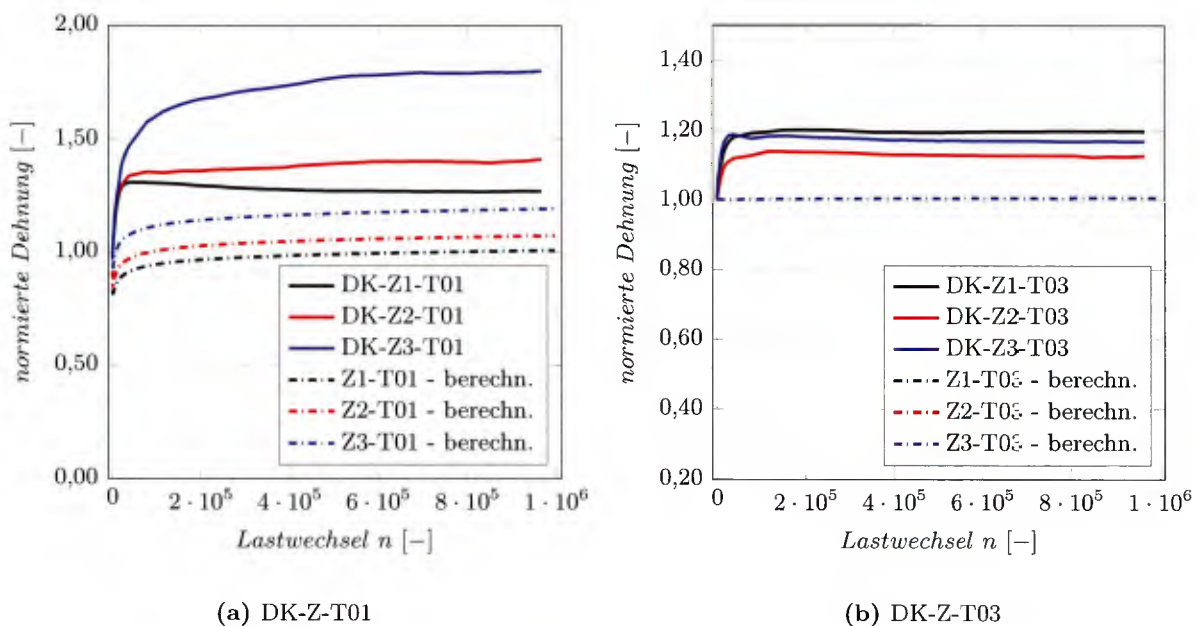


Bild 7.17: Vergleich von experimentellen und berechneten normierten Dehnungen während der zyklischen Belastungsphase

In Bild 7.17a ist bei kleinen Dehnungen ein Effekt zu beobachten, der sich aus den ausgeprägten viskoelastischen Eigenschaften des Geleges T01 ergibt. Zu Beginn der konstanten Belastungsphase nehmen die Dehnungen zunächst ab, wobei sich mit 18 % die größten Verluste bei einer Schwingbreite von $\Delta\sigma_{tex} = 168 \text{ N/mm}^2$ ergeben. Dieses Verhalten resultiert aus dem Be- und -Entlastungsvorgang, der unternommen wird, bevor das Lastniveau konstant gehalten wird. Bei Erreichen des Mittelspannungsniveaus ist der Entlastungsvorgang aufgrund des Relaxatorverhaltens der Dämpfer des Maxwell-Modells (siehe Bild 3.9) von Gelege T01 noch nicht abgeklungen, weswegen die Dehnungen bei konstanter Belastung weiterhin abnehmen, wie im Spannungs-Dehnungs-Diagramm in Bild 7.18 zu erkennen ist. Sobald die durch die Entlastung induzierten Spannungen herausgebrochen sind, nehmen die Dehnungen aufgrund der konstanten Mittelspannung wieder zu. Da das Erstbelastungsniveau für alle in der Berechnung untersuchten Schwingbreiten identisch war, ergibt sich für die geringste Schwingbreite der größte Span-

nungsunterschied und deshalb der größte Dehnungsverlust zu Beginn der Phase mit konstanter Belastung.

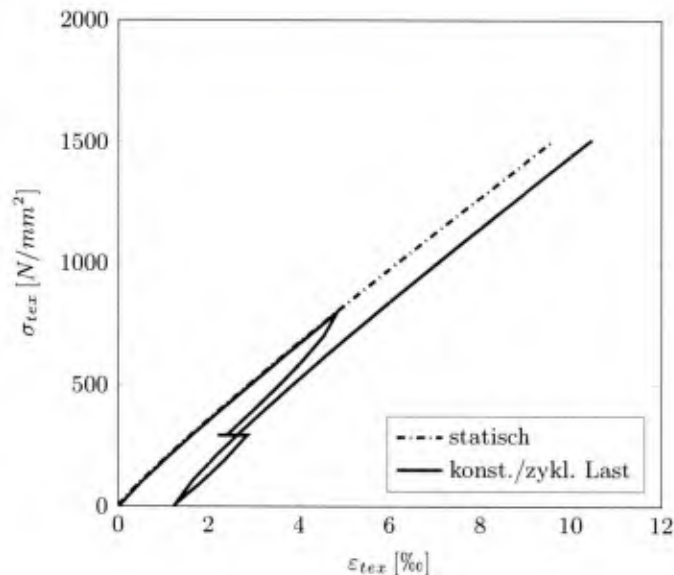


Bild 7.18: Berechnung der Spannungs-Dehnungs-Linie mittels Lösung der Prony-Reihe des Geleges T01 für eine quasi-statische Belastung und eine den zyklischen Dehnkörperversuchen nachempfundene Belastungsgeschichte

Im Anschluss an die konstante Belastungsphase erfolgte in der Berechnung eine vollständige Entlastung, bevor erneut belastet wurde. Dabei führt der oben beschriebene Effekt bei Belastungsumkehr zu einer geringfügigen Zunahme der Steifigkeit im Vergleich zu einer kontinuierlichen (statischen) Beanspruchung, da sich hier die durch die Entlastung bedingte Dehnungsabnahme mit der Zunahme der Dehnungen aus der Wiederbelastung überlagert. Die Steifigkeitszunahme beträgt für das Gelege T01 jedoch maximal 3 %, wenn man die Steifigkeiten der linearisierten Spannungs-Dehnungs-Linien vergleicht, wie das bei den Dehnkörperversuchen geschehen ist. Führt man die Berechnung der Prony-Reihe anstatt der konstanten Belastung mit einer schwingenden Beanspruchung durch, so ergeben sich keinerlei Unterschiede im Steifigkeitsverhalten bei anschließender Wiederbelastung. Diese Erkenntnis führt zu dem Schluss, dass die im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen zunehmende Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung nach einer zyklischen Zugbeanspruchung nicht allein auf die viskoelastischen Eigenschaften des Bewehrungsmaterials zurückzuführen ist. Inwieweit dieses Phänomen durch das Zusammenwirken der beschichteten Carbonbewehrung mit dem umgebenden Beton oder durch Vorgänge innerhalb des Rovings, wie z.B. ein Ausrichten nicht gestreckt vorliegender Filamente verursacht wird, konnte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen nicht geklärt werden und sollte deshalb Gegenstand zukünftiger Forschungsarbeiten sein.

7.7 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden die durchgeführten experimentellen Untersuchungen an carbonbewehrten Dehnkörpern vorgestellt. Neben Zugversuchen unter quasi-statischer Belastung wurden Pro-

Dehnkörper mit Belastungsgeschwindigkeiten von 10 mm/min und 20 mm/min beansprucht und die Auswirkungen der Dehnrates insbesondere auf die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung untersucht. Es konnte festgestellt werden, dass die Belastungsgeschwindigkeit bei Raumtemperatur wesentlichen Einfluss auf die Steifigkeit im Zustand IIb der mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörper hatte, wohingegen bei den mit den Carbonbewehrungen T02 und T03 versehenen Dehnkörpern keine Auswirkungen festzustellen waren. Durch numerisches Lösen der Faltungsintegrale mit den in Kapitel 6 ermittelten Prony-Reihen-Parametern konnte gezeigt werden, dass das in den Versuchen beobachtete Verhalten auf die viskoelastischen Eigenschaften der SBR- und EP-beschichteten Carbonbelege zurückzuführen ist.

Des Weiteren wurden Zugversuche unter einer zyklischen Belastung mit 10^6 Lastwechseln an zuvor unter statischer Belastung in den gerissenen Zustand überführten Probekörpern durchgeführt. Im Anschluss an die schwingende Belastungsphase erfolgte eine Entlastung sowie eine weggesteuerte Belastung bis zum Bruch. Es konnte beobachtet werden, dass die mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörper nach der zyklischen Zugbeanspruchung eine im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen deutlich größere Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung aufwiesen, wie es auch in den Untersuchungen von FEIX und HANSL der Fall war. Bei den mit den Textilien T02 und T03 bewehrten Dehnkörpern war kein Steifigkeitszuwachs erkennbar. Durch numerische Berechnungen der Prony-Reihe für eine den Versuchen nachempfundene Belastungsgeschichte konnte das während der zyklischen Belastungsphase auftretende Dehnungsverhalten der Zugprobekörper nachvollzogen werden und zudem gezeigt werden, dass der beobachtete Zuwachs der Dehnsteifigkeit nicht allein auf die viskoelastischen Eigenschaften der beschichteten Carbonbewehrung zurückzuführen ist. Die Ursachen für dieses Verhalten sollten deshalb in zukünftigen Untersuchungen noch eingehender erforscht werden.

8 Numerische Simulation des uniaxialen Zugtragverhaltens von carbonbewehrtem Beton

8.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird die numerische Simulation (Nachrechnung) des ausgewählten Dehnkörperversuchs DK-S2-T03-01 vorgestellt, welche als zusätzliche Versuchsinterpretation, neben der numerischen Berechnung des Faltungsintegrals (Gl. 3.41) in Kapitel 7.5.2, dienen soll. Bei dem Versuch handelt es sich um einen der durchgeführten Referenzversuche unter statischer (weggesteuerter) Belastung an einem Probekörper, der mit dem Carbongelege T03 bewehrt war. Die Modellierung wurde im Finite-Element-Programm ANSYS WORKBENCH in der Version 18.0 vorgenommen. Zur Beschreibung des Feinbetons wurde ein in Ansys implementiertes elastoplastisches Materialmodell verwendet, welches in Kapitel 8.4.1 beschrieben wird. Die Abbildung des Materialverhaltens der Carbonbewehrung T03 erfolgt über ein Generalisiertes Maxwell-Modell unter Verwendung der in Kapitel 6 ermittelten Prony-Parameter.

Im Anschluss an die Versuchsnachrechnung wurde der Einfluss einer Temperaturerhöhung und den damit verbundenen Auswirkungen auf das Steifigkeitsverhalten der beschichteten Carbonbewehrung auf die Dehnsteifigkeit des Zugprobekörpers unter statischer Belastung untersucht. Auf die Simulation der zyklisch belasteten Versuche wurde im Rahmen dieser Arbeit verzichtet, da die Abbildung der für 10^6 Lastwechsel erforderlichen Zeiträume einen sehr hohen numerischen Aufwand mit entsprechenden Rechenzeiten bedeutet. Insbesondere die Berechnung der Spannungs- bzw. Dehnungsgeschichte mithilfe von zeitlicher Diskretisierung in Schritten Δt und numerischer Lösung des Faltungsintegrals in Gl. 3.41 erfordert hohe Rechenkapazitäten. Grundsätzlich wäre es möglich, anstatt von Integralmodellen ein deutlich effizienteres äquivalentes Ratenmodell zu verwenden, in dem die differentiellen Spannungs- bzw. Dehnungsänderungen ohne Berücksichtigung der vorangegangenen Belastungsgeschichte allein aus dem augenblicklichen Zustand ermittelt werden [80]. Die Entwicklung eines derartigen Ratenmodells in Exponentialreihen für Kriech- bzw. Relaxationsfunktionen von Beton ist in [5] beschrieben. Da im Rahmen dieser Arbeit eine Modellierung des visko-elastischen Materialverhaltens der beschichteten Carbonbewehrung unter Verwendung einer vergleichsweise hohen Anzahl an Maxwell-Elementen durchgeführt wurde, würde selbst eine äquivalente Ratenformulierung jedoch einen sehr hohen numerischen Aufwand bedeuten.

Innerhalb dieses Kapitels wird darauf verzichtet, auf die Grundlagen der Finite-Element-Methode und der Simulation von Stahlbetonbauteilen einzugehen und auf die einschlägige Fachliteratur wie z.B. [91], [94], [42] oder [65] verwiesen.

8.2 Verwendetes Programmsystem

Das verwendete Programmsystem Ansys Workbench ist ein universell einsetzbares Finite-Element-Programm für lineare und geometrisch sowie physikalisch nichtlineare statische und dynamische Berechnungen. Ansys Workbench ist eine Simulationsumgebung, die neben der Strukturmechanik auch für Problemstellungen der Strömungsmechanik, Elektromagnetik, Multiphysik sowie für Berechnungen von Temperaturfeldern geeignet ist.

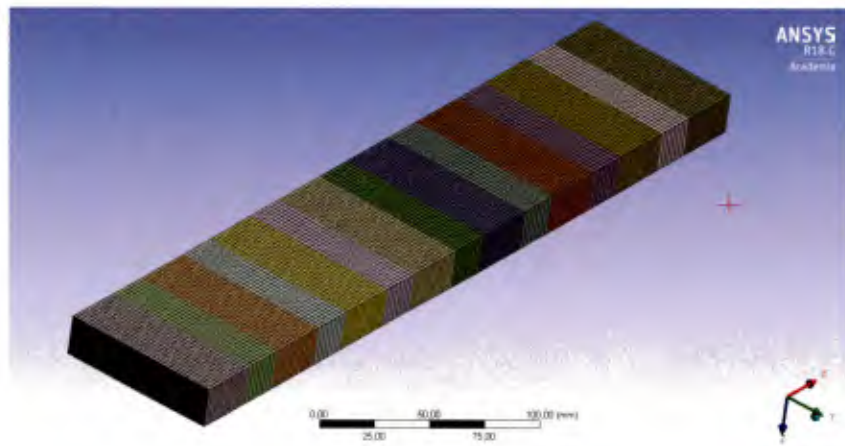
Die Wahl des Finite-Element-Programms zur Simulation des uniaxialen Zugtragverhaltens von carbonbewehrtem Beton wurde zugunsten von Ansys getroffen, da dies zum Zeitpunkt der Entstehung der vorliegenden Arbeit das einzige kommerziell erhältliche FE-Programm war, das sowohl die Eingabe einer Prony-Reihe erlaubte sowie die notwendigen Simulationswerkzeuge zur Abbildung von bewehrtem Beton bereitstellte.

8.3 Finite-Element-Modell

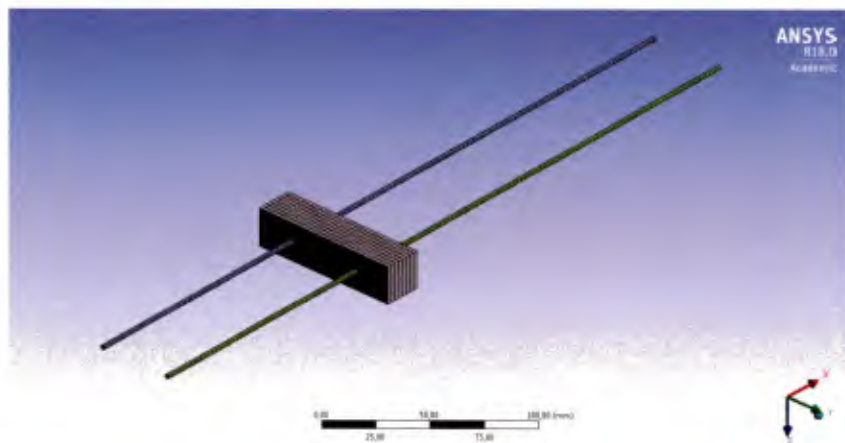
In Bild 8.1a ist das zur Simulation des carbonbewehrten Betondehnkörpers verwendete Finite-Element-Modell dargestellt. Zur Reduzierung der Rechenzeit und zur Vermeidung von Kontaktdefinitionen wurde lediglich der 400 mm lange Messbereich des in Bild 7.1 einschließlich Versuchsaufbau dargestellten Probekörpers unter Vernachlässigung der mittels Klemmung zwischen je zwei Stahlplatten realisierten Lasteinleitungsstrukturen im Modell abgebildet. Da der Fokus der Simulation vornehmlich auf dem Tragverhalten des Dehnkörpers und insbesondere dessen Steifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung lag, wurden zur weiteren Vereinfachung Scheiben- bzw. Schalenelemente für den Beton gewählt und dementsprechend auf die Abbildung der Spannungsverläufe in Dickenrichtung verzichtet. Hierzu wurden die in Ansys implementierten 4-knotigen SHELL181-Elemente verwendet. Die Carbonrovings wurden als diskrete Bewehrungsstäbe mittels BEAM188-Elementen unter Vernachlässigung der Querrovings in das Modell eingefügt, siehe Bild 8.1b. Die Bewehrungselemente wurden durch Kopplung der Knotenfreiheitsgrade mit den Scheibenelementen verbunden. Es wird dementsprechend von starrem Verbund zwischen Feinbetonmatrix und den Rovings des Carbongeleges T03 ausgegangen.

Die Lagerung des FE-Modells erfolgt in horizontaler Richtung (globale X-Richtung) durch Festhaltung der Verschiebungen einer Kante der beiden Stirnseiten. Somit sind Verformungen, wie sie auch im Versuch auftreten können, in Querrichtung (globale Y-Richtung) des Dehnkörpermodells möglich. Da die Modellierung des Versuches als ebenes Scheibenproblem erfolgte, sind senkrecht zum Modell wirkende Last- und Lagerungsrandbedingungen nicht zu berücksichtigen. Damit keine Translationen in Y-Richtung und keine Rotationen um die Z-Achse auftreten können, wurden die entsprechenden Freiheitsgrade des Mittelknotens der in horizontaler Richtung gehaltenen Kante ebenfalls festgehalten.

Die Aufbringung der Zugbelastung erfolgt wie im Versuch weggesteuert über die Kante der verbleibenden Stirnseite.



(a) Scheibenmodell



(b) Eingebette Bewehrungsstäbe

Bild 8.1: Finite-Element-Modell des mit dem Gelege T03 bewehrten Dehnkörpers

Die Simulation von bewehrten Betonzugkörpern stellt im Hinblick auf eine realitätsnahe Beschreibung der Rissbildungsphase eine komplexe Aufgabe dar. Üblicherweise wird dem gesamten Bauteil eine konstante Zugfestigkeit in der FE-Analyse zugewiesen, was dazu führt, dass bei Erreichen der Zugfestigkeit alle Betonelemente gleichzeitig als gerissen betrachtet werden und somit bei Erreichen der Erstrisslast im Modell bereits der Zustand der abgeschlossenen Rissbildung vorliegt [50]. Erst durch eine Variation der Betonzugfestigkeit lässt sich der bei weggesteuerter Belastung typische sägezahnförmige Verlauf der Kraft-Verformungs-Linie beobachten und eine Mehrfachrissbildung erfassen. In denjenigen Elementen, die dabei die Zugfestigkeit erreichen, liegt ebenfalls der Zustand IIb vor [50]. Eine Berechnung von Rissabständen ist mit einer derartigen Berücksichtigung der streuenden Zugfestigkeit nicht möglich.

Ursprünglich war vorgesehen, in dem in Bild 8.1a dargestellten FE-Modell sieben schmale Streifen mit einer geringeren Zugfestigkeit als in den breiteren Abschnitten vorzusehen, damit eine realitätsnahe Beschreibung der Mehrfachrissbildung möglich ist. Die Betonzugfestigkeit f_{ct} der so im Modell diskret vorgegebenen Risse wurde dabei geringfügig variiert, damit

die im Versuch DK-S2-T03-01 nacheinander aufgetretenen Risse in der Simulation abgebildet werden konnten. Diese Vorgehensweise führte jedoch nicht zum erwünschten Ergebnis den sägezahnförmigen Verlauf innerhalb der Rissbildungsphase wie im Versuch abzubilden, da es in den Dehnkörperversuchen zu der in Kapitel 7.5.2 beschriebenen Bildung von Delaminationsrisse entlang der Bewehrung kam, die mit der gewählten ebenen Modellierung nicht abgebildet werden konnte. Daraufhin wurde das Modell vereinfacht und eine über die Modelllänge konstante Betonzugfestigkeit definiert, wie nachfolgend in Kapitel 8.4.1 eingehend erläutert ist.

Für die Elementgröße wurde eine Kantenlänge von 1 mm in den schmalen Streifen und 1 mm bzw. 2 mm in den breiteren Abschnitten gewählt. Die FE-Netzgröße wurde zunächst in einer Konvergenzstudie untersucht und kann als ausreichend fein diskretisiert erachtet werden.

8.4 Materialmodelle

8.4.1 Feinbeton

Zur numerischen Abbildung von Beton und Stahlbeton ist in Ansys ein spannungsbasiertes, elastoplastisches Materialmodell implementiert, in dem der Dehnungsvektor in reversible und irreversible Anteile aufgeteilt wird [79]:

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\varepsilon}^{\text{el}} + \underline{\varepsilon}^{\text{pl}} \quad (8.1)$$

Die Materialfestigkeit wird dabei mit einer Drucker-Prager Fließfläche (z.B. [42]) mithilfe der drei Kenngrößen uniaxiale Druckfestigkeit R_c , biaxiale Druckfestigkeit R_b und Zugfestigkeit R_t beschrieben, wobei für die durchgeführten Simulationen der Zugversuche im Wesentlichen nur die Zugfestigkeit von Bedeutung ist. Das Rissbildungsverhalten wird über das Zugentfestigungsverhalten (Tension Softening) des Betons über die plastischen Anteile des Dehnungsvektors $\underline{\varepsilon}$ erfasst. Wie oben bereits beschrieben, führte die diskrete Vorgabe von Rissen im FE-Modell durch Definition von Streifen mit geringerer, variierender Zugfestigkeit aufgrund der im Versuch aufgetretenen Delamination zwischen Bewehrung und Beton zu keiner sinnvollen Abbildung des Zugtragverhaltens des Dehnkörpers. Aus diesem Grund wurde dem Beton ein konstantes R_t zugewiesen, was zur Folge hatte, dass sich bei Erreichen der Zugfestigkeit bereits der Zustand der abgeschlossenen Rissbildung einstellte und sich die Betonelemente entsprechend plastisch verformten. Die Erfassung der Auswirkungen der Rissbildung und der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen (Tension Stiffening) musste deshalb indirekt durch das Zugentfestigungsverhalten und damit durch das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Betons erfolgen.

Die Evolution des Tension Softenings wird über die in Bild 8.2 dargestellten Entfestigungsfunktionen [79]

$$\Omega = \Omega_t(\kappa) \quad \text{mit} \quad 0 \leq \Omega_t(\kappa) \leq 1 \quad (8.2)$$

beschrieben. Die Entfestigung hängt somit von der Größe der auftretenden plastischen Dehnungen ab.

$$\kappa = \kappa(\underline{\varepsilon}^{\text{pl}}) \quad (8.3)$$

Damit der mit Auftreten eines Risses bei verformungsgesteuerter Belastung einhergehende Spannungsabfall in der $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Linie annähernd erfasst werden konnte, wurde $\kappa_{tr} = 0,5 \text{ ‰}$ gewählt, um bereits bei geringen Zugdehnungen des Betons eine deutliche Festigkeitsverminderung zu erzielen. Der nach Erreichen der plastischen Zugdehngrenze κ_{tr} verbleibende konstante Zugfestigkeitsanteil Ω_{tr} beschreibt das Tension Stiffening. Wie im Folgenden noch erläutert wird, hat die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen wesentlichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse für das Zugtragverhalten des Dehnkörpers, weswegen zwei unterschiedliche Entfestigungsfunktionen untersucht wurden.

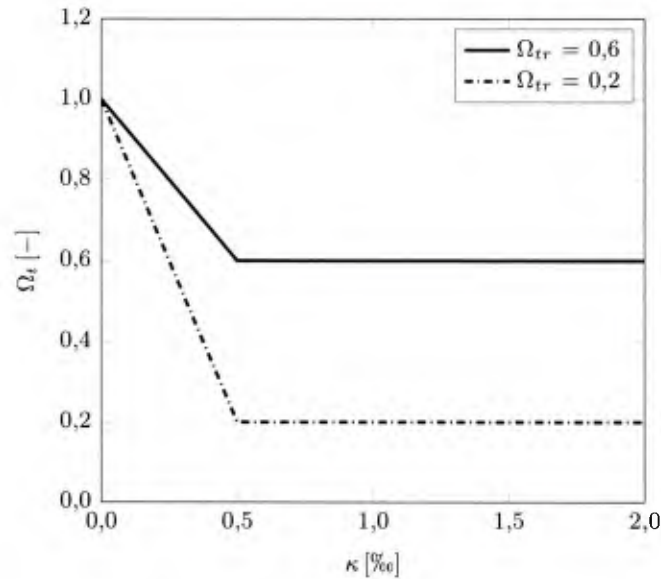


Bild 8.2: In der numerischen Simulation für den Feinbeton verwendete Zugentfestigungsfunktionen $\Omega(\kappa)$

8.4.2 Carbonbewehrung

Zur Beschreibung des Materialverhaltens der beschichteten textilen Carbonbewehrung T03 kam das in Ansys verfügbare Materialmodell für lineare Viskoelastizität zum Einsatz. Hierfür wurden die in Kapitel 6 ermittelten Prony-Reihen-Parameter des Geleges T03 verwendet. In der praktischen Berechnung wird die Prony-Reihe auf die spontan-elastische Reaktion E_0 zum Zeitpunkt $t = 0$ wie folgt normiert (siehe auch Gleichung 3.43):

$$E(t) = E_0 \cdot \left[\sum_{k=1}^K r_k e^{-\frac{t}{\tau_k}} \right] = E_0 \bar{E}(t)$$

$$E_0 = E_\infty + \sum_{k=1}^K E_k = E(0) \tag{8.4}$$

$$r_k = \frac{E_k}{E_0}$$

$$r_\infty = \frac{E_\infty}{E_0}$$

Die Spannungen werden mithilfe des Gedächtnisintegral unter Verwendung von Gleichung 8.5 für den hier betrachteten eindimensionalen Fall wie nachfolgend angegeben berechnet.

$$\sigma(t) = \int_0^t \bar{E}(t-s) E_0 \frac{d\varepsilon}{ds} ds \quad (8.5)$$

Ein Versagenskriterium ist in dem beschriebenen viskoelastischen Materialmodell nicht enthalten.

8.5 Nachrechnung eines ausgewählten statischen Referenzversuches

Bild 8.3 zeigt die Zugspannungs–Dehnungs–Linien der Finite–Elemente–Simulationen des Dehnkörpers DK-S2-T03-01 für die zwei untersuchten Entfestigungsfunktionen im Vergleich zur experimentell ermittelten Kurve. Es wird ersichtlich, dass die Ergebnisqualität wesentlich von der angesetzten Größe des Tension Stiffenings abhängt. Mit einer verbleibenden Zugfestigkeit nach Erreichen der Rissspannung von $\Omega_{tr} = 0,6$ kann eine sehr gute Übereinstimmung der numerischen Simulation mit der experimentellen $\sigma_{tex}-\varepsilon_m$ -Linie erzielt werden, wohingegen mit $\Omega_{tr} = 0,2$ das Zugtragverhalten deutlich unterschätzt wird. In der Berechnung wurde eine Betonzugfestigkeit von $f_{ct} = 4,4 \frac{N}{mm^2}$ angesetzt, welche der für die Charge 04 bestimmten mittleren Zugfestigkeit $f_{ctm,28d}$ nach 28 Tagen entspricht. Die im Versuch beobachtete Erstrissspannung kann damit in der FE–Berechnung sehr gut abgebildet werden. Die Rissbildungsphase kann aufgrund der Annahme des starren Verbundes zwischen Carbonbewehrung und Beton und der im Modell angesetzten konstanten Betonzugfestigkeit nur näherungsweise wiedergegeben werden.

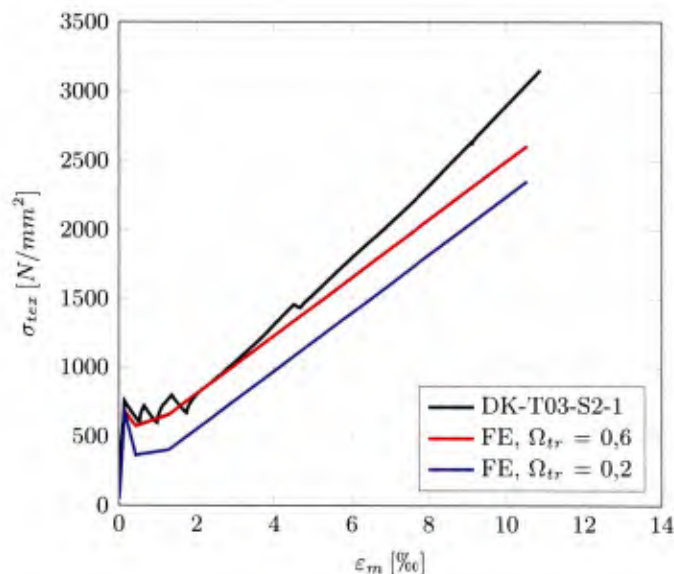


Bild 8.3: Zugspannungs–Dehnungs–Linie des Dehnkörpers DK-S2-T03-01 für den Versuch und die numerische Nachrechnung für $\Omega_{tr} = 0,2$ und $\Omega_{tr} = 0,6$

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das Zugspannungs–Dehnungs–Verhalten des Dehnkörpers DK-S2-T03-01 mit der gewählten, vergleichsweise einfachen Modellbildung in einer

numerischen Simulation sehr gut beschrieben werden kann, die Ergebnisse jedoch stark von der zugrunde gelegten Zugfestigungskurve für den Feinbeton abhängen.

8.6 Modellierung der Auswirkungen einer Temperaturerhöhung

In Bild 8.4 sind die Zugspannungs–Dehnungs–Linien des Dehnkörpers DK-S2-T03-01 für eine verformungsgesteuerte Belastung bei verschiedenen Temperaturen von $T = 60^\circ\text{C}$, 80°C und 100°C im Vergleich zu der bei der Referenztemperatur von $T_{ref} = 20^\circ\text{C}$ ermittelten Kurve dargestellt. In der numerischen Simulation des temperaturabhängigen Zugtragverhaltens wurde der in Bild 6.5b gezeigte Temperatur–Verschiebungs–Zusammenhang der Prony–Reihe über den Faktor a_T berücksichtigt. Es wird somit vereinfachend davon ausgegangen, dass sich die Temperaturänderung lediglich auf die Bewehrung auswirkt.

Es wird ersichtlich, dass die zu erwartende, durch die Temperaturerhöhung bedingte Verringerung der Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung in der FE–Berechnung sehr gut abgebildet werden kann. Inwieweit sich die thermischen Eigenschaften des die beschichtete Carbonbewehrung umgebenden Feinbetons und die sich bei Erwärmung im Querschnitt des Dehnkörpers einstellende Temperaturverteilung auf das Zugtragverhalten auswirken, kann mit der gewählten Modellbildung nicht erfasst werden. Hierfür sind weitergehende Betrachtungen zur Lösung dieses gekoppelten thermo–mechanischen Problems notwendig.

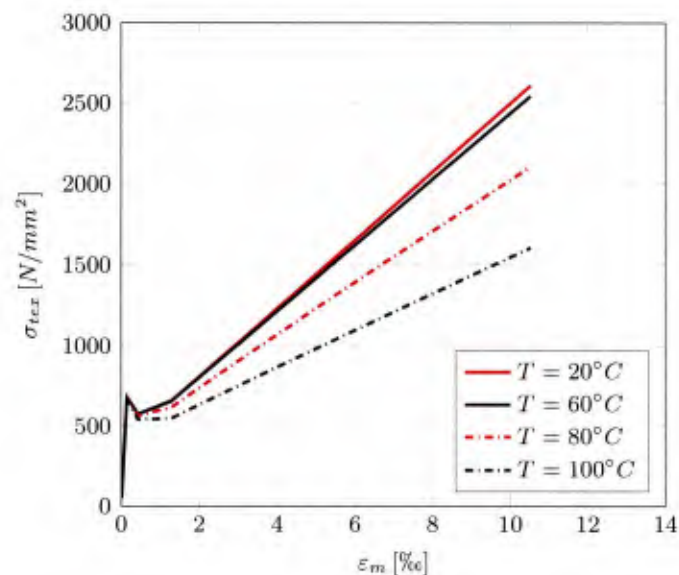


Bild 8.4: Numerische Simulation der Zugspannungs–Dehnungs–Linie des Dehnkörpers DK-S2-T03-01 für eine verformungsgesteuerte Belastung bei verschiedenen Temperaturen

8.7 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde zur Untersuchung des Zugtragverhaltens der Dehnkörperversuch DK-S2-T03-01 mithilfe eines Finite-Elemente-Modells nachgerechnet. Hierfür kam ein linear vis-

koelastisches Materialmodell zum Einsatz, in dem die für das Gelege T03 abgeleiteten Prony-Parameter implementiert wurden. Das Zugspannungs-Dehnungs-Verhalten konnte dabei sehr gut abgebildet werden, ist jedoch stark von der gewählten Funktion für die Zugentfestigung des Feinbetons und des darin enthaltenen Anteils des Tension Stiffenings abhängig.

Zudem wurden anhand der gewählten Modellbildung die Auswirkungen einer Temperaturerhöhung auf die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung betrachtet.

9 Zusammenfassung und weiterer Forschungsbedarf

9.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich schwerpunktmäßig mit dem Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften von mit Styrol-Butadien oder Epoxidharz sekundärbeschichteten textilen Carbonbelegen auf das einaxiale Zugtragverhalten von bewehrtem Feinbeton. Einen wesentlichen Teil bilden dabei die experimentellen Untersuchungen am Bewehrungsmaterial und an bewehrten Dehnkörpern. Des Weiteren wird ein Verfahren zur Ermittlung von Materialparametern anhand der erhobenen Versuchsergebnisse vorgestellt, welche zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens der Bewehrung dienen. Die so erlangten Modellparameter werden im Rahmen einer Finite-Elemente-Simulation zur numerischen Beschreibung des Zugtragverhaltens von carbonbewehrten Dehnkörpern verwendet.

Für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der drei untersuchten beschichteten Carbonbewehrungen wurden Dynamisch-Mechanische Analysen durchgeführt. Dabei handelt es sich um eine im Bereich der Luft- und Raumfahrttechnik und der Automobilindustrie gebräuchliche Untersuchungsmethode für viskoelastische Werkstoffe. Aufgrund der Tatsache, dass hinsichtlich Dynamisch-Mechanischer Analysen an beschichteten textilen Carbonbewehrungen im Bauwesen keine Erfahrungswerte vorlagen, wurden zunächst statische Versuche (statische Sweeps) unter Zugbelastung und als Dreipunktbiegeversuche durchgeführt. Es zeigte sich, dass Zugversuche als Belastungsmodus ungeeignet sind. Dies liegt zum einen an versuchstechnischen Gründen, wie z.B. auftretendem Schlupf in den Halteklemmen, der zu einer Überschätzung der Verformungen führt. Zum anderen beschreiben die Dreipunktbiegeversuche den sich in der einbetonierten Bewehrung einstellenden Spannungs-Dehnungs-Zustand deutlich realistischer, da sich hier die Beanspruchungen innerhalb des Rovingquerschnitts durch in der Beschichtung wirkende Schubspannungen auf die Einzelfilamente verteilen und nicht wie beim Zugversuch durch die Klemmung direkt in die Fasern eingeleitet werden. Hinsichtlich der Versuchsauswertung bestand jedoch die Schwierigkeit, die Biegesteifigkeit der Rovings realistisch zu erfassen, welche wesentlichen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hat. Aus diesem Grund wurde ein Auswerteverfahren entwickelt, das auf einer Idealisierung des Carbonrovings als Zweipunktquerschnitt beruht. Da dieses Verfahren jedoch nur bei vergleichsweise biegesteifen Rovings zu realistischen Ergebnissen führte, wurde der empirische Erhöhungsfaktor α_E eingeführt, der für die weiteren Untersuchungen verwendet wurde. Die durchgeführten Temperatur-Frequenz-Sweeps zeigten, dass die Gelege je nach eingesetztem Beschichtungsmaterial eine deutlich ausgeprägte Abhängigkeit der Steifigkeit und des Dämpfungsverhaltens von der Belastungsfrequenz sowie der Temperatur aufweisen.

Dieses Verhalten scheint zudem von der im DMA-Versuch gewählten Mittellast beeinflusst zu werden.

In Kapitel 6 wird ein Verfahren präsentiert, welches erlaubt, aus den DMA-Messdaten Masterkurven für Speicher- und Verlustmodul mittels Extrapolation des gemessenen Frequenzbereichs nach dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip zu entwickeln. Die Masterkurven werden dazu benutzt die Modellparameter des Generalisierten Maxwell-Modells mithilfe der Methode „GUSTL“ [53] zu bestimmen. Die Grundlage für dieses Verfahren bilden Steifigkeitsmatrizen, die die gegenseitige Beeinflussung einzelner Maxwell-Elemente berücksichtigen. Es wird gezeigt, dass das entwickelte Verfahren in der Lage ist, in kurzer Rechenzeit die Prony-Reihen-Parameter ohne aufwendige globale Optimierungsverfahren exakt zu ermitteln.

In Kapitel 7 werden die durchgeführten Zugversuche an carbonbewehrten Dehnkörpern unter quasi-statischer Belastung und unter Belastungsgeschwindigkeiten von 10 mm/min und 20 mm/min vorgestellt und deren Auswirkungen insbesondere auf die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung untersucht. Die Belastungsgeschwindigkeit hat bei Raumtemperatur wesentlichen Einfluss auf die Steifigkeit im Zustand IIb der mit dem Gelege T01 (Styrol-Butadien-Beschichtung) bewehrten Dehnkörper. Bei den mit den Carbonbewehrungen T02 und T03 (beide Epoxid-beschichtet) versehenen Dehnkörpern waren keine Auswirkungen festzustellen. Durch numerisches Lösen der Faltungintegrale mit den in Kapitel 6 ermittelten Prony-Reihen-Parametern konnte gezeigt werden, dass das in den Versuchen beobachtete Verhalten auf die viskoelastischen Eigenschaften der SBR- und EP-beschichteten Carbongelege zurückzuführen ist.

Neben den Versuchen mit verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten wurden ebenfalls zyklische Belastungen mit 10^6 Lastwechseln untersucht. Bei der im Anschluss an die schwingende Belastungsphase erfolgten Resttragfähigkeitsuntersuchung konnte beobachtet werden, dass die mit dem Gelege T01 bewehrten Dehnkörper nach der zyklischen Zugbeanspruchung eine im Vergleich zu den statischen Referenzversuchen deutlich größere Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung aufwiesen, wie es auch in den Untersuchungen von FEIX und HANSL der Fall war. Bei den mit den Textilien T02 und T03 bewehrten Dehnkörpern war kein Steifigkeitszuwachs erkennbar. Durch numerische Faltung des Gedächtnisintegrals konnte gezeigt werden, dass der beobachtete Zuwachs der Dehnsteifigkeit nicht allein auf die viskoelastischen Eigenschaften der beschichteten Carbonbewehrung zurückzuführen ist.

Im Anschluss an die experimentellen Untersuchungen wird die Nachrechnung des Dehnkörperversuchs DK-S2-T03-01 mithilfe eines Finite-Elemente-Modells, in dem die für das Gelege T03 abgeleiteten Prony-Parameter implementiert wurden, präsentiert. Das im Versuch beobachtete Zugspannungs-Dehnungs-Verhalten konnte dabei sehr gut abgebildet werden. Die Ergebnisqualität ist jedoch stark von der gewählten Funktion für die Zugentfestigung des Feinbetons abhängig. Darüber hinaus werden die Auswirkungen einer Temperaturerhöhung auf die Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung betrachtet.

Die im Rahmen dieser Arbeit insbesondere zur Erforschung des viskoelastischen Materialverhaltens sekundärbeschichteter Carbonbewehrungen angewendeten Untersuchungsmethoden und die angestellten theoretischen und numerischen Betrachtungen liefern einen Beitrag für das bessere Verständnis der mechanischen Eigenschaften textiler Bewehrungen und deren Auswirkungen auf das einaxiale Zugtragverhalten von Carbonbeton unter statischer und dynamischer Belastung.

9.2 Weiterer Forschungsbedarf

Durch die Anwendung der Dynamisch-Mechanischen Analyse konnten wesentliche Erkenntnisse hinsichtlich des mechanischen Verhaltens beschichteter Carbonbewehrungen gewonnen werden. Eine moderne Versuchstechnik wie die DMA besitzt großes Potential die Erforschung der Materialeigenschaften polymerer Werkstoffe im Bauwesen voranzubringen. Im Rahmen dieser Arbeit konnten nur ausgewählte Versuchsparameter untersucht werden, weswegen weiterführende Arbeiten insbesondere zu den Temperatur-Frequenz-Sweeps notwendig sind, um beispielsweise die Einflüsse der Anregungsart (spannungs- oder verzerrungsgesteuert), die Höhe des Mittellastniveaus, der Frequenzreihenfolge oder des Temperaturverlaufs (kalt nach warm oder warm nach kalt) auf die Ergebnisse zu verifizieren. Zudem besteht weiterer Forschungsbedarf hinsichtlich der Erfassung der Biegesteifigkeit der Rovings und den damit verbundenen Auswirkungen auf die Versuchsauswertung.

Das vorgestellte Verfahren „GUSTL“ stellt eine effiziente Methode zur Bestimmung der Materialparameter für die Prony-Reihe dar. Die Entwicklung der dafür notwendigen Masterkurven anhand der experimentellen Daten beruht auf der Annahme der thermorheologischen Einfachheit. Hier wäre eine Erweiterung auf thermorheologisch komplexes Materialverhalten wünschenswert, um ein breiteres Anwendungsgebiet zu erschließen.

In den DMA-Versuchen wurde ein relativ großer Temperaturbereich gewählt, der das gesamte zunächst unbekannte Relaxationsspektrum der beschichteten Carbongelege (zufällig) abdeckte. Da dies nicht immer der Fall sein muss, wäre die Entwicklung eines Verfahrens zur Extrapolation des Relaxationsverhaltens anhand von einem begrenzt experimentell erfassten Temperaturbereichs sehr hilfreich. Dies könnte auch zur Reduktion der Versuchsdauer und damit zur Effizienzsteigerung der Dynamisch-Mechanischen Analyse beitragen.

Die durchgeführten Temperatur-Frequenz-Sweeps beschränkten sich auf das reine Bewehrungsmaterial, weswegen eventuell vorhandene Einflüsse aus den Eigenschaften der Feinbetonmatrix nicht erfasst wurden. Es wäre deshalb sinnvoll, die Auswirkungen des alkalischen Milieus des Betons auf das Relaxationsverhalten der Beschichtungen zu erforschen.

Anhand der durchgeführten Zugversuche an bewehrten Dehnkörpern und den hierzu angestellten theoretischen Überlegungen konnte gezeigt werden, dass die viskoelastischen Eigenschaften des Bewehrungsmaterials wesentlich das Steifigkeitsverhalten des Verbundbaustoffs in Abhängigkeit der Belastungsgeschwindigkeit beeinflussen. Die ursprüngliche Vermutung, dass die in den eigenen und in den Versuchen von FEIX und HANSL [28, 29, 36] beobachtete Zunahme der Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung nach einer zyklischen Belastung von 10^6 Lastwechseln ebenfalls auf die Viskoelastizität der Carbongelege zurückzuführen ist, konnte nicht bestätigt werden. Hierzu sind noch weiterführende Untersuchungen zum Zusammenwirken von textiler Bewehrung und Betonmatrix zu tätigen.

Die Untersuchungen mithilfe der Dynamisch-Mechanischen Analyse haben gezeigt, dass beschichtete Carbongelege eine ausgeprägte Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der vorherrschenden Temperatur besitzen. In zukünftigen Forschungsarbeiten sollte geklärt werden, inwieweit sich dieses Verhalten auf die Zugtragfähigkeit und die Steifigkeit im Zustand IIB von bewehrten Dehnkörpern auswirkt.

Literaturverzeichnis

- [1] AL-MASRI, A. ; WULFHORST, B. : *Mechanische Charakterisierung textiler Strukturen für den Einsatz in textilbewehrtem Beton*. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. RWTH Aachen, 2001, S. 58–70
- [2] AVK – INDUSTRIEVEREINIGUNG VERSTÄRKTE KUNSTSTOFFE E.V. (Hrsg.): *Handbuch Faserverbundkunststoffe/ Composites – Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2011
- [3] BANHOLZER, B. : *Bond behaviour of a multi-filament yarn embedded in a cementitious matrix*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2004
- [4] BARHUM, R. : *Mechanisms of the interaction between continuous and short fibres in textile-reinforced concrete (TRC)*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Schriftenreihe des Institutes für Baustoffe, Heft 2014/1, Dissertation, 2014
- [5] BAZANT, Z. P. ; WU, S. T.: *Rate-type creep law of aging concrete based on Maxwell chain*. In: *Materials and Structures* 7 (1974), S. 45–60
- [6] BERGSTRÖM, J. : *Mechanics of Solid Polymers – Theory and Computational Modeling*. Amsterdam: Elsevier, 2015
- [7] BOOIJ, H. C. ; THOONE, G. : *Generalization of Kramers–Kronig Transforms and Some Approximations of Relations between Viscoelastic Quantities*. In: *Rheologica Acta* 21 (1982), Nr. 1, S. 15–24
- [8] BRÜCKNER, A. : *Querkraftverstärkung von Bauteilen mit textilbewehrtem Beton*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2011
- [9] BRÜCKNER, A. ; WELLNER, S. ; ORTLEPP, R. ; SCHEERER, S. ; CURBACH, M. : *Plattenbalken mit Querkraftverstärkung aus Textilbeton unter nicht vorwiegend ruhender Belastung*. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 108 (2013), Heft 3, S. 169–178
- [10] BRINSON, H. F. ; BRINSON, L. C.: *Polymer Engineering Science and Viscoelasticity – An Introduction*. 1. Auflage. New York: Springer Verlag, 2008
- [11] BROCKMANN, T. : *Anforderungen und Eigenschaften zementgebundener Feinbetone*. In: *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532* (Aachen: 15. und 16.2.2001). Aachen, 2001, S. 83–98
- [12] BROCKMANN, T. : *Mechanical and fracture mechanical properties of fine grained concrete for textile reinforced composites*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen

Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2006

- [13] BROCKMANN, T. ; BRAMESHUBER, W. ; HINZEN, M. : *Bemessungsrelevante Kennwerte von Feinbeton für einaxiale Druckbeanspruchung*. In: Beton- und Stahlbetonbau 102 (2007), Heft 6, S. 371–379
- [14] BRUCKERMANN, O. : *Zur Modellierung des Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2007
- [15] CHERIF, C. ; DIESTEL, O. ; ENGLER, T. ; HUFNAGL, E. ; WEILAND, S. : *Weiterverarbeitungsaspekte und Anwendungsbeispiele*. In: CHERIF, C. (Hrsg.): *Textile Werkstoffe für den Leichtbau. Techniken – Verfahren – Materialien – Eigenschaften*. Heidelberg: Springer Verlag, 2011, S. 637–701
- [16] CHERIF, C. (Hrsg.): *Textile Werkstoffe für den Leichtbau. Techniken – Verfahren – Materialien – Eigenschaften*. Heidelberg: Springer Verlag, 2011
- [17] CURBACH, M. ; ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis – Tagungsband zum 6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken. 6th Colloquium on Textile Reinforced Structures – CTRS6 (Berlin: 19. und 20.9.2011)*. Dresden, 2011
- [18] DIN 13343: *Linear-viskoelastische Stoffe – Begriffe, Stoffgesetze, Grundfunktionen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, April 1994
- [19] DIN 18555-3: *Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln – Festmörtel – Bestimmung der Biegezugfestigkeit, Druckfestigkeit und Rohdichte*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, September 1982
- [20] DIN 196-1: *Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Mai 2005
- [21] DIN 65382: *Luft- und Raumfahrt – Verstärkungsfasern für Kunststoffe – Zugversuch an imprägnierten Garnen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Dezember 1988
- [22] DIN EN 1992-1-1: *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau. Deutsche Fassung EN 1992-1-1:2004 + AC:2010*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2011
- [23] DIN EN ISO 10618: *Kohlenstofffasern – Bestimmung des Zugverhaltens von harzimpregnierten Garnen (ISO 10618:2004). Deutsche Fassung EN ISO 10618:2004*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, November 2004
- [24] DIN EN ISO 5079: *Textilien – Faser – Bestimmung der Höchstzugkraft und Höchstzugkraftdehnung an Spinnfasern*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Februar 1996
- [25] ECKERS, V. ; SKÖCK-HARTMANN, B. ; RYPL, R. ; CHUDOBA, R. ; GRIES, T. ; HEGGER, J. : *Modified tensile test setup for high-modulus multi-filament yarns*. In: BRAMESHUBER, W. (Hrsg.): *2nd ICTRC – Textile Reinforced Concrete – International RILEM Conference on Material Science – MATSCI*. Aachen, 2010, S. 111–116

- [26] EHRENSTEIN, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe. Werkstoffe – Verarbeitung – Eigenschaften*. 2. Auflage. München: Carl Hanser Verlag, 2000
- [27] ERHARD, E. ; WEILAND, S. ; LORENZ, E. ; SCHLADITZ, F. ; BECKMANN, B. ; CURBACH, M. : *Anwendungsbeispiele für Textilbetonverstärkung – Instandsetzung und Verstärkung bestehender Tragwerke mit Textilbeton*. In: Beton- und Stahlbetonbau Spezial — Verstärken mit Textilbeton (2015), S. 74–82
- [28] FEIX, J. : *Neue Verfahren zur Verstärkung bestehender Tragwerke unter dynamischen Lasten wie z.B. Brückentragwerke*. In: BLETZINGER, K.-U. (Hrsg.) ; FISCH, R. (Hrsg.) ; GEBBEKEN, N. (Hrsg.): Baustatik – Baupraxis 12. Technische Universität München, 2014, S. 463–470
- [29] FEIX, J. ; HANSL, M. : *Pilotanwendungen von Textilbeton für Verstärkungen im Brückenbau*. In: CURBACH, M. (Hrsg.): 25. Dresdner Brückenbausymposium. Technische Universität Dresden, 2015, S. 99–110
- [30] FINDLEY, W. N. ; LAI, J. S. ; ONARAN, K. : *Creep and Relaxation of Nonlinear Viscoelastic Materials*. Amsterdam: North-Holland Publishing Company, 1975
- [31] FLÜGGE, W. : *Viscoelasticity*. Second Edition. Berlin: Springer, 1975
- [32] FOELLINGER, O. : *Laplace-, Fourier- und z-Transformation*. 1C. Vollständige Überarbeitung. Berlin: VDE-Verlag, 2011
- [33] FREUDENBERG, C. : *Textile Faserstoffe*. In: CHERIF, C. (Hrsg.): Textile Werkstoffe für den Leichtbau. Techniken – Verfahren – Materialien – Eigenschaften. Heidelberg: Springer Verlag, 2011, S. 39–109
- [34] GROSS, D. ; HAUGER, W. ; WRIGGERS, P. : *Technische Mechanik. Band 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. 6. Auflage. Berlin: Springer, 2007
- [35] HALM, H. ; DECKMANN, H. : *Dynamic-Mechanical Thermal Analysis of Polymers and Solids*, 2016
- [36] HANSL, M. : *Textilbeton zur Verstärkung zyklisch beanspruchter Tragwerke*. In: TUDALIT Magazin (2013), Magazin Nr. 9, S. 16
- [37] HANSL, M. : *Textilbewehrte Betone zur Instandsetzung und Verstärkung von Fahrplattens aus Stahlbeton*, Fakultät für Technische Wissenschaften der Universität Innsbruck, Dissertation, 2014
- [38] HANSL, M. ; FEIX, J. : *Untersuchung der Rissbreiten in textilbewehrtem Beton*. In: Beton- und Stahlbetonbau 110 (2015), Heft 6, S. 410–418
- [39] HARTIG, J. ; JESSE, F. ; HÄUSSLER-COMBE, U. : *Untersuchung der Rissbreiten in textilbewehrtem Beton*. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, Heft 6 2015, S. 410–418
- [40] HINZEN, M. : *Einfluss von Kurzfasern auf die Frisch- und Festbetoneigenschaften sowie das Tragverhalten von Textilbeton*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2014

- [41] HOFMANN, T. J.: *Beitrag zur verfeinerten Balkentheorie*, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Universität Stuttgart, Dissertation, 1992
- [42] HÄUSSLER-COMBE, U. : *Computational Methods for Reinforced Concrete Structures*. Berlin: Ernst & Sohn, 2015
- [43] ISO 3341: *Textile glass – Yarns – Determination of breaking force and breaking elongation*. ISO, Mai 2000
- [44] JESSE, F. ; CURBACH, M. : *Verstärken mit Textilbeton*. In: BERGMEISTER, K. ; FINGERLOOS, F. ; WÖRNER, J.-D. (Hrsg.): *Betonkalender 2010*. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 2009, S. 457–565
- [45] JESSE, F. : *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2004
- [46] JOHLITZ, M. : *Materialmodellierung*. Universität des Saarlandes, Lehrstuhl für Technische Mechanik, Juli 2009
- [47] KESSLER-KRAMER, C. : *Zugtragverhalten von Beton unter Ermüdungsbeanspruchung*, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Universität Fridericiana zu Karlsruhe, Dissertation, 2002
- [48] KEUERLEBER, M. : *Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Kunststoffen bei hohen Dehnraten am Beispiel von PP*, Fakultät für Maschinenbau der Universität Stuttgart, Dissertation, 2006
- [49] KIRSTEN, M. ; FREUDENBERG, C. ; CHERIF, C. : *Carbonfasern, der Werkstoff des 21. Jahrhunderts – Textile Ausgangsbasis für filigrane hochtragende Betonbauteile*. In: *Beton- und Stahlbetonbau Spezial — Verstärken mit Textilbeton (2015)*, S. 8–15
- [50] KOLODZIEJCZYK, A. : *Untersuchungen zum Kippen schlanker Stahlbeton- und Spannbetonträger beliebiger Geometrie mit der nichtlinearen FEM*, Technische Universität Dortmund Schriftenreihe Betonbau Heft 6, Dissertation, 2015
- [51] KRAUS, M. ; NIEDERWALD, M. ; SIEBERT, G. : *A monolithic approach for modeling viscoelastic materials in civil engineering*. In: *Proceedings of the 39th IABSE Symposium – Engineering the Future*, Vancouver, Canada, 2017
- [52] KRAUS, M. ; NIEDERWALD, M. ; SIEBERT, G. ; KEUSER, M. : *Rheological modelling of linear viscoelastic materials for strengthening in bridge engineering*. In: *Proceedings of the 11th German Japanese Bridge Symposium*, Osaka, Japan, 2016
- [53] KRAUS, M. ; NIEDERWALD, M. : *Generalized collocation method using stiffness matrices in the context of the theory of linear viscoelasticity (GUSTL)*. In: *Technische Mechanik 37 (2017)*, Heft 1, S. 82–106
- [54] KRÜGER, M. : *Vorgespannter textildewehrter Beton*, Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart, Dissertation, 2004
- [55] KULAS, C. : *Zum Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente für Betonbauteile*

- le, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2013
- [56] KUNTSCHKE, J. K.: *Mechanisches Verhalten von Verbundglas unter zeitabhängiger Belastung und Explosionsbeanspruchung*. Mechanik, Werkstoffe und Konstruktion im Bauwesen, Band 46. Fachbereich Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Technischen Universität Darmstadt, Dissertation. Berlin: Springer Vieweg, 2015
- [57] LAWSON, C. L. ; HANSON, R. J.: *Solving Least Squares Problems*. Prentice-Hall, 1974
- [58] LIEBOLDT, M. : *Feinbetonmatrix für Textilbeton. Anforderungen – baupraktische Adaption – Eigenschaften*. In: Beton- und Stahlbetonbau Spezial — Verstärken mit Textilbeton (2015), S. 22–28
- [59] LINDORF, A. : *Ermüdung des Verbundes von Stahlbeton unter Querzug*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2011
- [60] LION, A. : *Einführung in die Lineare Viskoelastizität*. Beiträge zur Materialtheorie, Heft 4/07, 2007
- [61] LORENZ, E. : *Untersuchungen zur Endverankerung und Übergreifung textiler Bewehrungen in Betonmatrices*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2014
- [62] LORENZ, E. ; SCHÜTZE, E. ; SCHLADITZ, F. ; CURBACH, M. : *Textilbeton – Grundlegende Untersuchungen im Überblick*. In: Beton- und Stahlbetonbau 108 (2013), Heft 10, S. 711–722
- [63] LORENZ, E. ; SCHÜTZE, E. ; WEILAND, S. : *Textilbeton – Eigenschaften des Verbundwerkstoffs*. In: Beton- und Stahlbetonbau Spezial — Verstärken mit Textilbeton (2015), S. 29–41
- [64] MARQUES, S. P. C. ; CREUS, G. J.: *Computational Viscoelasticity*. Heidelberg: Springer, 2012
- [65] MEHLHORN, G. ; KOLLEGER, J. : *Anwendung der Finite Elemente Methode im Stahlbetonbau*. In: MEHLHORN, G. (Hrsg.): Der Ingenieurbau: Rechnerorientierte Baumechanik. Berlin: Ernst & Sohn, 1996
- [66] MENARD, K. P.: *Dynamic Mechanical Analysis – A Practical Introduction*. First Edition. Boca Raton (USA): CRC Press LLC, 1999
- [67] MÖHLER, K. : *Über das Tragverhalten von Biegeträgern und Druckstäben mit zusammengesetztem Querschnitt und nachgiebigen Verbindungsmittel*. Karlsruhe, Habilitation, 1956
- [68] MÜLLER, F. P. ; KEINTZEL, E. ; CHARLIER, H. : *Dynamische Probleme im Stahlbetonbau. Teil I: Der Baustoff Stahlbeton unter dynamischer Beanspruchung*. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, 1983 (Deutscher Ausschuss für Stahlbeton Heft 342)
- [69] MODEL CODE 2010: *Fédération Internationale du Béton: fib Model Code for Concrete Structures 2010*. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 2013

- [70] MOLTER, M. : *Zum Tragverhalten von textildbewehrtem Beton*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2005
- [71] MORALES CRUZ, C. ; RAUPACH, M. ; MULLER, M. : *Tragverhalten von polymergetränkten Carbon-Bewehrungen unter einaxialer Zugbeanspruchung im Normaltemperaturbereich*. In: *Massivbau im Wandel : Festschrift zum 60. Geburtstag von Josef Hegger / Lehrstuhl und Institut für Massivbau der RWTH Aachen*. Berlin: Ernst & Sohn Verlag, 2014, S. 627–636
- [72] NASDALA, L. : *FEM-Formelsammlung – Statik und Dynamik. Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. 3. Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015
- [73] NIEDERWALD, M. ; KEUSER, M. : *Fatigue Behaviour of Carbon Textile Reinforced Concrete under Tensile Loading*. In: Beushausen, H. (ed.): *fib Symposium 2016 – Performance-Based Approaches for Concrete Structures*. Cape Town, South Africa, 2016
- [74] OFFERMANN, P. ; ABDKADER, A. ; ENGLER, T. ; SCHIERZ, M. : *Grundlagen textiler Bewehrungsstrukturen zur Verstärkung bestehender Bauwerke*. In: *Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung: Arbeits- und Ergebnisbericht für die Periode II/1999–I/2002, Sonderforschungsbereich 528, Technische Universität Dresden*. Dresden, 2001, S. 25–74
- [75] ORTLEPP, R. : *Untersuchungen zur Verbundverankerung textildbewehrter Feinbetonverstärkungsschichten für Betonbauteile*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2006
- [76] PUSCH, T. : *Textilphysikalische Prüfungen*. In: CHERIF, C. (Hrsg.): *Textile Werkstoffe für den Leichtbau. Techniken – Verfahren – Materialien – Eigenschaften*. Heidelberg: Springer Verlag, 2011, S. 509–572
- [77] SCHEERER, S. : *Was ist Textilbeton? – Eine kurze Einführung in das Thema*. In: *Beton- und Stahlbetonbau Spezial — Verstärken mit Textilbeton (2015)*, S. 4–6
- [78] SCHLADITZ, F. : *Torsionstragverhalten von textildbetonverstärkten Stahlbetonbauteilen*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2011
- [79] SCHLEGEL, R. : *Nichtlineare Berechnung von Beton und Stahlbetonstrukturen nach DIN 1045-1 mit ANSYS*. In: *23rd CADFEM Users' Meeting 2005, International Congress on FEM Technology with ANSYS CFX & ICEM CFD Conference*. Bonn, 2005
- [80] SCHNEIDER, R. : *Modellierung des Tragverhaltens flächenhafter Stahlbetontragwerke und Dauerlast*, Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Universität München 1/2005, Dissertation, 2005
- [81] SCHOLZ, A. : *Ein Beitrag zur Berechnung von Flächentragwerken aus Holz*, Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Universität München 3/2004, Dissertation, 2004
- [82] SCHOLZEN, A. : *Flächige Tragstrukturen aus textildbewehrtem Beton: Experimentelle und numerische Charakterisierung des Tragverhaltens, Bemessung und Herstellungsmethodik*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aa-

- chen, Dissertation, 2014
- [83] SCHÜRMAN, H. : *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. Auflage. Berlin: Springer Verlag, 2007
- [84] SCHÜTZE, E. ; LORENZ, E. ; CURBACH, M. : *Static and Dynamic Fatigue Strength of Textile Reinforced Concrete*. In: IABSE Conference Nara 2015 – Elegance in Structures, IABSE c/o Zürich, 2015
- [85] SCHWARZL, F. R.: *Polymermechanik*. Berlin: Springer Verlag, 1990
- [86] TSCHOEGL, N. W.: *The Phenomenological Theory of Linear Viscoelastic Behavior*. Berlin: Springer, 1989
- [87] VOSS, S. : *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2008
- [88] WEILAND, S. : *Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton*, Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden, Dissertation, 2009
- [89] WÖLFEL, E. : *Nachgiebiger Verbund – Eine Näherungslösung und deren Anwendungsmöglichkeiten*. In: Stahlbau (1987), S. 173–180
- [90] WRANA, C. : *Polymerphysik. Eine physikalische Beschreibung von Elastomeren und ihren anwendungsrelevanten Eigenschaften*. 1. Auflage. Berlin: Springer, 2014
- [91] WUNDERLICH, W. ; REDANZ, W. : *Die Methode der Finiten Elemente*. In: MEHLHORN, G. (Hrsg.): *Der Ingenieurbau: Rechnerorientierte Baumechanik*. Berlin: Ernst & Sohn, 1996
- [92] YOUNES, A. ; SEIDEL, A. ; RITTNER, S. ; CHERIF, C. ; THYROFF, R. : *Innovative textile Bewehrungen für hochbelastbare Betonbauteile*. In: *Beton- und Stahlbetonbau Spezial — Verstärken mit Textilbeton* (2015), S. 16–21
- [93] Z-31.10-182: *Verfahren zur Verstärkung von Stahlbeton mit TUDALIT (Textilbewehrter Beton)*. *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung*. Deutsches Institut für Bautechnik, 06.06.2014
- [94] ZINKIEWICZ, O. C.: *The Finite Element Method*. Third Edition. London: McGraw-Hill, 1977

A Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

DMA	Dynamisch-Mechanische Analyse
DMTA	Dynamisch-Mechanische-Thermische Analyse
EP	Epoxidharz
SBR	Styrol-Butadien-Kautschuk, englisch Styrene-Butadiene-Rubber
<i>tex</i>	Feinheit eines Filaments ($1 \text{ tex} = \frac{1 \text{ g}}{1000 \text{ m}}$)
TRS	Thermorheological simplicity (thermorheologische Einfachheit)
WLF	Temperatur-Verschiebungs-Ansatz nach William-Landel-Ferry
ZTV	Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip

Lateinische Buchstaben

$\underline{\mathbf{a}}_T$	Vektor der Verschiebungsfaktoren
A	Querschnittsfläche
A_{tex}	Faserquerschnittsfläche eines Rovings
A_V	Querschnittsfläche der Schubschicht des idealisierten Zweipunktquerschnitts
b	Querschnittsbreite
b_D	Breite der Deckschicht im idealisierten Zweipunktquerschnitt
$\underline{\mathbf{b}}_k$	Vektor der Basisfunktionen
$\underline{\mathbf{B}}$	Basisvektor
B_D	Biegesteifigkeit der Deckschicht des idealisierten Zweipunktquerschnitts
B_S	Biegesteifigkeit des idealisierten Zweipunktquerschnitts
\overline{B}_S	Ersatzbiegesteifigkeit des idealisierten Zweipunktquerschnitts
e	Innerer Hebelarm
E	Steifigkeit der Grundfeder im rheologischen Modell
\hat{E} bzw. \hat{E}_k	Steifigkeit der Feder im Maxwell-Element
E_0	Initialer E-Modul $E_0 = E + \sum_{k=1}^K \hat{E}_k$ des Generalisierten Maxwell-Modells
E_{lin}	Unter Annahme der Bernoulli-Hypothese für einen Rechteckquerschnitt ermittelter E-Modul
E_m	Mittlerer E-Modul aus allen Zugversuchen
$E_{SBR/EP}$	E-Modul des Beschichtungsmaterials

E_{tex}	Faser-E-Modul
$E_{tex,Z}$	In den statischen DMA-Zugversuchen bestimmter Faser-E-Modul
$E_{tex,Z,m}$	Mittlerer in den statischen DMA-Zugversuchen bestimmter Faser-E-Modul
$E_{tex,3P,m}$	Mittlerer in den statischen DMA-Dreipunktbiegeversuchen bestimmter Faser-E-Modul
$E(t)$	Zeitabhängiger E-Modul/ Relaxationsfunktion des Generalisierten Maxwell-Modells
$\tilde{\mathbf{E}}$	Messdatenvektor für Speicher- und Verlustmodul
E^*	Komplexer Modul
E'	Speichermodul
E''	Verlustmodul
E'_u und E'_o	Grenzen des Überlappungsbereichs zweier aufeinander folgender Speichermodulkurven
E_{II}	Dehnsteifigkeit im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung
$f_{cm,28d}$	Betondruckfestigkeit nach 28 Tagen
$f_{cm,90d}$	Betondruckfestigkeit nach 90 Tagen
$f_{ctm,fl,28d}$	Betonbiegezugfestigkeit nach 28 Tagen
$f_{ctm,fl,90d}$	Betonbiegezugfestigkeit nach 90 Tagen
$f_{ctm,28d}$	Zentrische Betonzugfestigkeit nach 28 Tagen
$f_{ctm,90d}$	Zentrische Betonzugfestigkeit nach 90 Tagen
F	Kraft
$F_{cr,II}$	Last bei Erreichen des Zustands IIb
F_{min}	Unterlast im zyklisch belasteten Versuch
F_m	Mittellast im zyklisch belasteten Versuch
F_{max}	Oberlast im zyklisch belasteten Versuch
F_{ult}	Bruchlast im Versuch
\mathbf{G}	Koordinatenvektor
G_V	Schubmodul der Schubschicht im idealisierten Zweipunktquerschnitt
h	Querschnittshöhe
h_D	Höhe der Deckschicht im idealisierten Zweipunktquerschnitt
h_V	Höhe der Schubschicht im idealisierten Zweipunktquerschnitt
I	Flächenträgheitsmoment
$J(t)$	Kriech- oder Komplianzfunktion
k	Verhältnis zwischen Querkraft- und Momentenverformung des idealisierten Zweipunktquerschnitts
\mathbf{K}_{Store}	Steifigkeitsmatrix für den Speichermodul
\mathbf{K}_{Loss}	Steifigkeitsmatrix für den Verlustmodul
\mathbf{K}_{global}	globale Steifigkeitsmatrix

l	Spannweite
M	Biegemoment
M_D	Momententraganteil der Deckschichten des idealisierten Zweipunktquerschnitts
n	Lastwechselzahl
N	Grenzlastwechselzahl
$r(t)$	Dimensionslose Form der Relaxationsfunktion
$R(t)$	Relaxationsfunktion
S_V	Schubsteifigkeit der Zwischenschicht des idealisierten Zweipunktquerschnitts
T_{ref}	Referenztemperatur
v_{weg}	Belastungsgeschwindigkeit im weggesteuerten Versuch
w	Durchbiegung
\mathcal{W}	Widerstandsmoment

Griechische Buchstaben

α_E	Empirischer Erhöhungsfaktor für DMA-Messergebnisse
β_0	Beiwert des Momententraganteils der Deckschichten des idealisierten Zweipunktquerschnitts
δ	Phasenversatz oder virtuelle Arbeit
$\underline{\varepsilon}$	Dehnungsvektor
$\underline{\varepsilon}^{el}$	Elastischer Anteil des Dehnungsvektors
$\underline{\varepsilon}^{pl}$	Plastischer Anteil des Dehnungsvektors
ε_e	Elastischer Verzerrungsanteil der Gesamtverzerrung ε
ε_i	Inelastischer Verzerrungsanteil der Gesamtverzerrung ε
ε_m	Mittlere Bauteildehnung
$\varepsilon_{m,crII}$	Mittlere Bauteildehnung bei Erreichen des Zustands IIb
$\varepsilon_{m,u}$	Mittlere Bauteilbruchdehnung
ε_R	Randfaserdehnung
ε_{tex}	Dehnung der Carbonbewehrung
η	Viskosität
κ	Plastische Zugdehnung des Betons
ν	Querverformungszahl
ρ	Geometrischer Bewehrungsgrad
τ_{eq}	Gleichgewichtsspannung
τ_{neq}	Nichtgleichgewichtsspannung

σ_R	Randfaserspannung
σ_{tex}	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Zugspannung in der Carbonbewehrung
$\sigma_{tex,cr}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Zugspannung in der Carbonbewehrung bei Erstrissbildung
$\sigma_{tex,crII}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Zugspannung in der Carbonbewehrung bei Erreichen des Zustands IIb
$\sigma_{tex,min}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Unterspannung in der Carbonbewehrung
$\sigma_{tex,m}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Mittelspannung in der Carbonbewehrung
$\sigma_{tex,max}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Oberspannung in der Carbonbewehrung
$\Delta\sigma_{tex}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Spannungsschwingbreite in der Carbonbewehrung
$\sigma_{tex,u}$	Auf die Faserquerschnittsfläche A_{tex} bezogene Bruchspannung in der Carbonbewehrung
τ	Relaxationszeit $\tau = \frac{\eta}{E}$
Φ	Füllfaktor zur Beschreibung des Anteils der Faserquerschnittsfläche A_{tex} an der Gesamtquerschnittsfläche A
ω	Kreisfrequenz
Ω_t	Zugentfestigungsfunktion des Betons

Mathematische Symbole

$1(t)$	Heaviside-Funktionen
$f(t)$	Kausale Funktionen
$F(\dots)$	Fouriertransformierte
$\Re(\dots)$	Realteil einer komplexen Funktion
$\Im(\dots)$	Imaginärteil einer komplexen Funktion

B Parameter der Prony–Reihe

Nachfolgend sind die mittels der Methode „GUSTL“ bestimmten Parameter des Generalisierten Maxwell–Modells angegeben. Die Federsteifigkeiten sind im Koordinatenvektor $\underline{\mathbf{G}}$ (siehe Gleichung 6.14 und 6.14) und die Relaxationszeiten im Vektor $\underline{\tau}$ zusammengefasst.

B.1 Carbongelege T01

Aus Versuch DMA-TFS-T01-04 abgeleitete Prony–Parameter für $T_{ref} = 20^\circ\text{C}$:

$$\underline{\mathbf{G}}_{\text{T01}} = \left[E; \hat{E}_1; \dots; \hat{E}_K \right]^T = \left[6,4733; 0,3371; 0,0068; 0,2346; 0,1270; 0,1643; \right. \\ 0,2465; 0,1780; 0,2300; 0,2156; 0,2210; 0,2591; \\ 0,2504; 0,2811; 0,3130; 0,2881; 0,3494; 0,2633; \\ 0,3292; 0,3997; 0,6472; 0,7256; 1,0977; 1,2091; \\ 1,6383; 2,2067; 3,1060; 3,6948; 5,1080; 5,2095; \\ 6,3616; 4,9323; 2,8995; 0,5180; 0,0120; 0,0001; \\ \left. 0,0001; 0,0001; 0,0001 \right] \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (\text{B.1})$$

$$\underline{\tau}_{\text{T01}} = \left[\tau_1; \dots; \tau_K \right]^T = \left[1,000 \cdot 10^{14}; 3,472 \cdot 10^{14}; 1,205 \cdot 10^{13}; 4,184 \cdot 10^{13}; \right. \\ 1,453 \cdot 10^{12}; 5,043 \cdot 10^{12}; 1,751 \cdot 10^{11}; 6,078 \cdot 10^{11}; \\ 2,110 \cdot 10^{10}; 7,326 \cdot 10^{10}; 2,543 \cdot 10^9; 8,830 \cdot 10^9; \\ 3,065 \cdot 10^8; 1,064 \cdot 10^7; 3,695 \cdot 10^7; 1,283 \cdot 10^6; \\ 4,453 \cdot 10^6; 1,546 \cdot 10^5; 5,367 \cdot 10^5; 1,863 \cdot 10^4; \\ 6,469 \cdot 10^4; 2,246 \cdot 10^3; 7,796 \cdot 10^3; 2,707 \cdot 10^2; \\ 9,397 \cdot 10^2; 3,262 \cdot 10^1; 1,133 \cdot 10^0; 3,932 \cdot 10^0; \\ 1,365 \cdot 10^{-01}; 4,739 \cdot 10^{-01}; 1,645 \cdot 10^{-02}; 5,712 \cdot 10^{-02}; \\ 1,983 \cdot 10^{-03}; 6,884 \cdot 10^{-03}; 2,390 \cdot 10^{-04}; 8,297 \cdot 10^{-04}; \\ \left. 2,880 \cdot 10^{-05}; 1,000 \cdot 10^{-06} \right] \text{ s} \quad (\text{B.2})$$

B.2 Carbongelege T02

Die nachfolgend aufgelisteten Prony-Parameter wurden aus dem Versuch DMA-TFS-T02-03 für $T_{ref} = 40^\circ C$ abgeleitet und mithilfe des Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzips auf $T_{ref} = 20^\circ C$ umgerechnet. Hierfür wurde ein quadratischer Verschiebungsansatz gemäß Gleichung 6.11 gewählt, für den die Koeffizienten $a_2 = -2,446 \cdot 10^{-4}$, $b_2 = -0,1329$ und $c_2 = -5,7084$ ermittelt wurden.

$$\underline{\mathbf{G}}_{\mathbf{T02}} = \left[E; \hat{E}_1; \dots; \hat{E}_K \right]^T = \left[2,3781; 0,1952; 0,0036; 0,1592; 0,1428; 0,1282; \right. \\ \left. 0,1576; 0,2168; 0,1948; 0,2239; 0,5181; 0,5165; \right. \\ \left. 1,0595; 1,2629; 1,3904; 1,4403; 1,2610; 1,2121; \right. \\ \left. 1,0088; 0,8292; 0,7106; 0,5431; 0,4220; 0,3336; \right. \\ \left. 0,3144; 0,2609; 0,3456; 0,4070; 0,4403; 0,5958; \right. \\ \left. 0,5444; 0,5228; 0,6034 \right] \cdot 10^4 \frac{N}{mm^2} \quad (\text{B.3})$$

$$\underline{\mathbf{\tau}}_{\mathbf{T02}} = \left[\tau_1; \dots; \tau_K \right]^T = \left[8,950 \cdot 10^{23}; 2,532 \cdot 10^{23}; 7,162 \cdot 10^{22}; 2,026 \cdot 10^{22}; \right. \\ \left. 5,732 \cdot 10^{21}; 1,621 \cdot 10^{21}; 4,587 \cdot 10^{20}; 1,296 \cdot 10^{20}; \right. \\ \left. 3,671 \cdot 10^{19}; 1,038 \cdot 10^{19}; 2,937 \cdot 10^{18}; 8,309 \cdot 10^{17}; \right. \\ \left. 2,3506 \cdot 10^{17}; 6,650 \cdot 10^{16}; 1,881 \cdot 10^{16}; 5,321 \cdot 10^{15}; \right. \\ \left. 1,505 \cdot 10^{15}; 4,258 \cdot 10^{14}; 1,205 \cdot 10^{14}; 3,408 \cdot 10^{13}; \right. \\ \left. 9,640 \cdot 10^{12}; 2,727 \cdot 10^{12}; 7,715 \cdot 10^{11}; 2,182 \cdot 10^{11}; \right. \\ \left. 6,174 \cdot 10^{10}; 1,746 \cdot 10^{10}; 4,940 \cdot 10^{09}; 1,398 \cdot 10^{09}; \right. \\ \left. 3,954 \cdot 10^{08}; 1,1184 \cdot 10^{08}; 3,164 \cdot 10^{07}; 8,950 \cdot 10^{06} \right] s \quad (\text{B.4})$$

B.3 Carbongelege T03

Aus Versuch DMA-TFS-T03-04 abgeleitete Prony-Parameter für $T_{ref} = 20^\circ C$:

$$\underline{\mathbf{G}}_{\mathbf{T03}} = \left[E; \hat{E}_1; \dots; \hat{E}_K \right]^T = \left[5,2674; 0,0717; 0,0001; 0,0708; 0,0731; 0,1620; \right. \\ \left. 0,2781; 0,4792; 0,6544; 0,7670; 0,7549; 0,7173; \right. \\ \left. 0,6756; 0,6344; 0,5946; 0,5639; 0,6000; 0,6626; \right. \\ \left. 0,7707; 0,9006; 1,0468; 1,1539; 1,0756; 0,9054; \right. \\ \left. 0,6929; 0,5207; 0,3562; 0,2609; 0,2070; 0,1306; \right. \\ \left. 0,0095; 0,0602; 0,0220 \right] \cdot 10^4 \frac{N}{mm^2} \quad (\text{B.5})$$

$$\begin{aligned}
\tau_{\mathbf{T03}} = [\tau_1; \dots; \tau_K]^T = & \left[1,000 \cdot 10^{21}; 3,535 \cdot 10^{21}; 1,250 \cdot 10^{20}; 4,417 \cdot 10^{20}; \right. \\
& 1,562 \cdot 10^{19}; 5,520 \cdot 10^{19}; 1,951 \cdot 10^{18}; 6,898 \cdot 10^{13}; \\
& 2,438 \cdot 10^{17}; 8,620 \cdot 10^{17}; 3,047 \cdot 10^{16}; 1,077 \cdot 10^{15}; \\
& 3,808 \cdot 10^{15}; 1,346 \cdot 10^{14}; 4,758 \cdot 10^{14}; 1,682 \cdot 10^{13}; \\
& 5,946 \cdot 10^{13}; 2,102 \cdot 10^{12}; 7,430 \cdot 10^{12}; 2,626 \cdot 10^{11}; \\
& 9,284 \cdot 10^{11}; 3,282 \cdot 10^{10}; 1,160 \cdot 10^{09}; 4,101 \cdot 10^{09}; \\
& 1,450 \cdot 10^{08}; 5,125 \cdot 10^{08}; 1,812 \cdot 10^{07}; 6,404 \cdot 10^{07}; \\
& \left. 2,264 \cdot 10^{06}; 8,003 \cdot 10^{06}; 2,829 \cdot 10^{05}; 1,000 \cdot 10^{04} \right] s
\end{aligned} \tag{B.6}$$

C Versuchsergebnisse

C.1 Versuchsergebnisse der statischen Sweeps

C.1.1 Statische Zugversuche

DMA-S-Z-T01

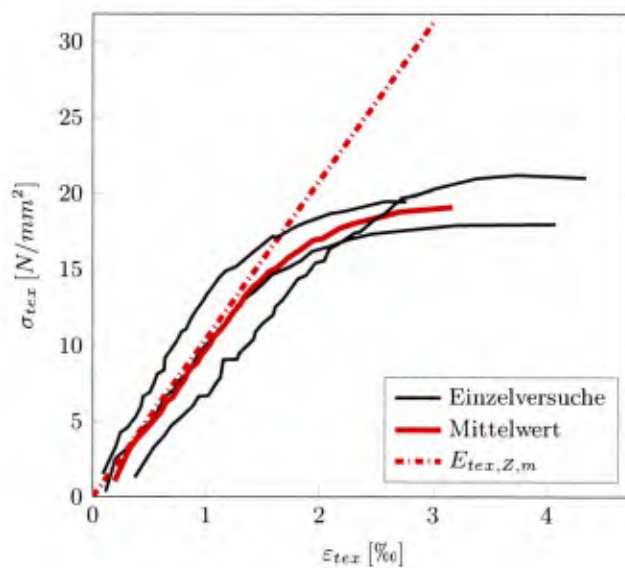


Bild C.1: Zugspannungs–Dehnungs–Linien der statischen Zugversuche DMA-S-Z-T01

Tabelle C.1: Ergebnisse der statischen Zugversuche DMA-S-Z-T01

Versuch	$\sigma_{tex,max}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{tex,max}$ [%]	$E_{tex,Z}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
DMA-S-Z-T01-1	9,87	0,98	10.075
DMA-S-Z-T01-2	6,66	1,02	8.418
DMA-S-Z-T01-3	12,9	0,97	12.737
Mittelwert	9,60	0,99	10.410
Standardabweichung	3,40	0,03	2.179
Variationskoeffizient	0,35	0,03	0,21

DMA-S-Z-T02

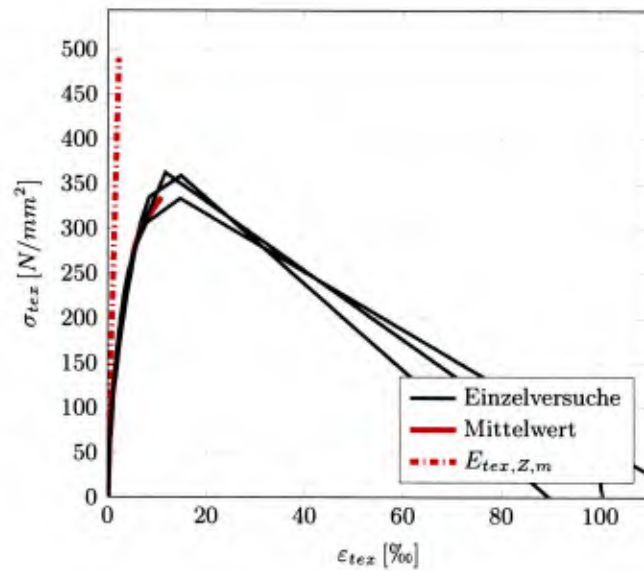


Bild C.2: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der statischen Zugversuche DMA-S-Z-T02

Tabelle C.2: Ergebnisse der statischen Zugversuche DMA-S-Z-T02

Versuch	$\sigma_{tex,max}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{tex,max}$ [%]	$E_{tex,Z}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
DMA-S-Z-T02-1	58,9	0,38	220.912
DMA-S-Z-T02-2	59,3	0,35	238.795
DMA-S-Z-T02-3	58,8	0,47	179.255
Mittelwert	58,8	0,40	212.987
Standardabweichung	0,05	0,06	30.551
Variationskoeffizient	0,009	0,15	0,14

DMA-S-Z-T03

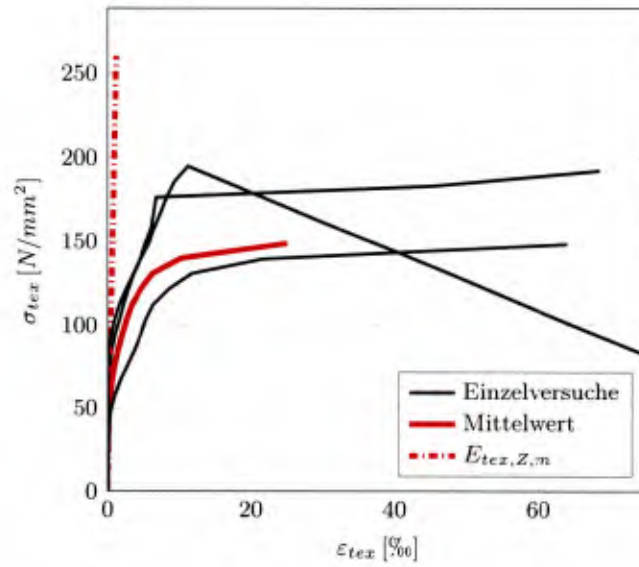


Bild C.3: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der statischen Zugversuche DMA-S-Z-T03

Tabelle C.3: Ergebnisse der statischen Zugversuche DMA-S-Z-T03

Versuch	$\sigma_{tex,max}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{tex,max}$ [%]	$E_{tex,Z}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
DMA-S-Z-T03-1	38,5	0,15	217.878
DMA-S-Z-T03-2	29,1	0,05	168.512
DMA-S-Z-T03-3	38,5	0,21	263.518
Mittelwert	35,3	0,13	216.636
Standardabweichung	5,44	0,08	47.515
Variationskoeffizient	0,15	0,59	0,22

C.1.2 Statische Dreipunktbiegeversuche

DMA-S-3P-T01

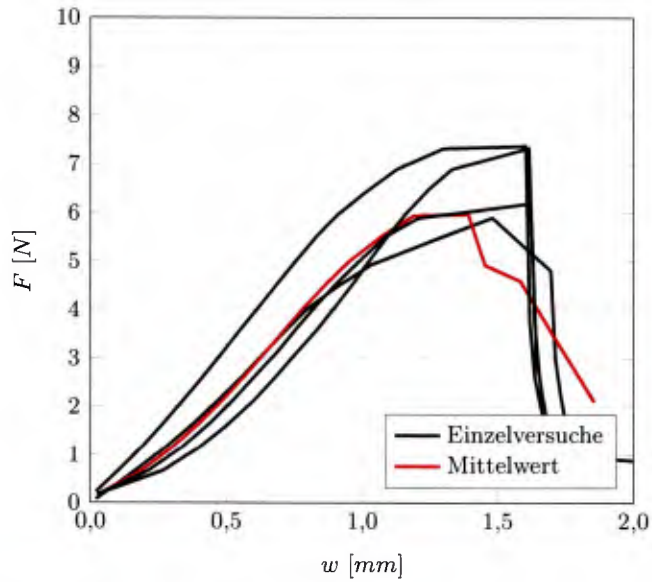


Bild C.4: Kraft–Durchbiegungs–Kurven der statischen Dreipunktbiegeversuche DMA-S-3P-T01

Tabelle C.4: Ergebnisse der statischen Dreipunktbiegeversuche DMA-S-3P-T01

Versuch	F_{max} [N]	$u_{F,max}$ [mm]	$E_{tex,3P}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
DMA-S-3P-T01-1	5,89	1,48	193.483
DMA-S-3P-T01-2	7,37	1,60	278.024
DMA-S-3P-T01-3	7,33	1,62	239.438
DMA-S-3P-T01-4	6,19	1,62	268.754
Mittelwert	6,70	1,58	244.925
Standardabweichung	0,77	0,07	38.034
Variationskoeffizient	0,11	0,04	0,16

DMA-S-3P-T02

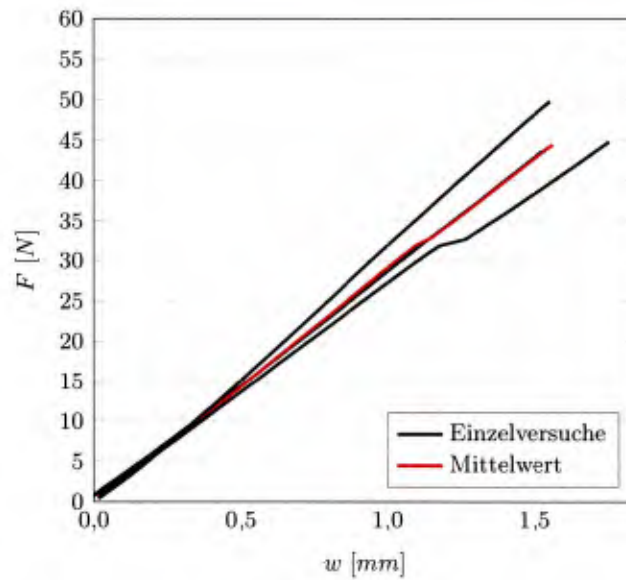


Bild C.5: Kraft-Durchbiegungs-Kurven der statischen Dreipunktbiegeversuche DMA-S-3P-T02

Tabelle C.5: Ergebnisse der statischen Dreipunktbiegeversuche DMA-S-3P-T02

Versuch	F_{max} [N]	u_{max} [mm]	$E_{tex,3P}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
DMA-S-3P-T02-1	43,7	1,54	209.492
DMA-S-3P-T02-2	49,8	1,55	190.727
DMA-S-3P-T02-3	44,8	1,75	189.499
Mittelwert	46,1	1,61	196.573
Standardabweichung	3,23	0,12	11.205
Variationskoeffizient	0,07	0,07	0,06

DMA-S-3P-T03

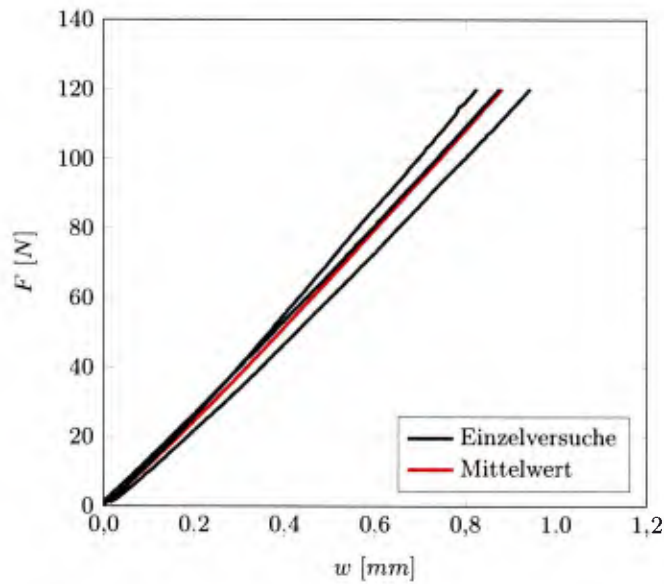


Bild C.6: Kraft–Durchbiegungs–Kurven der statischen Dreipunktbiegeversuche DMA-S-3P-T03

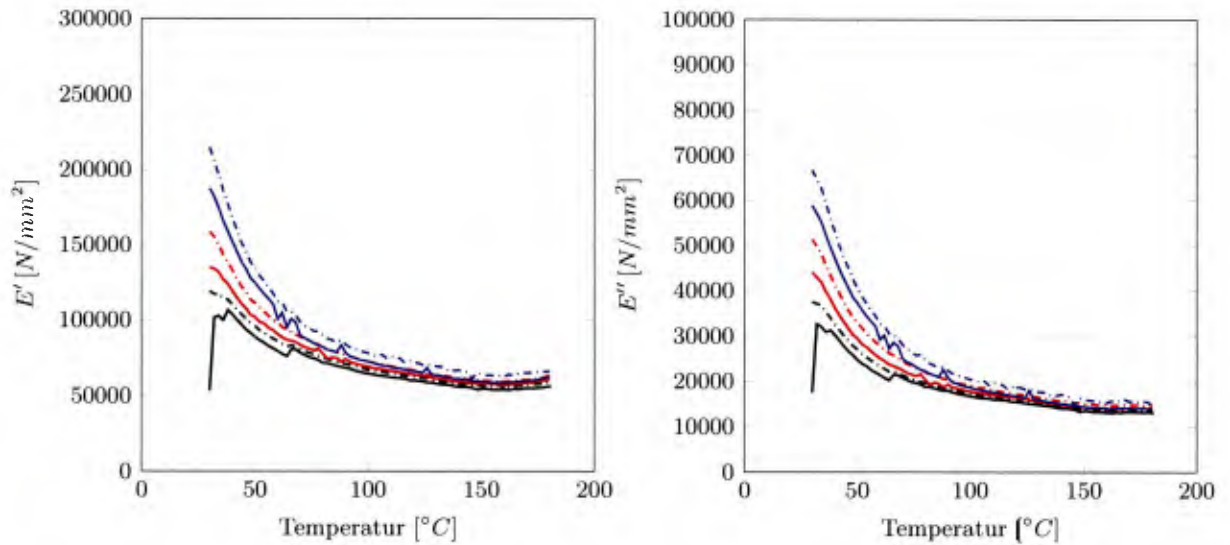
Tabelle C.6: Ergebnisse der statischen Dreipunktbiegeversuche DMA-S-3P-T03

Versuch	F_{max} [N]	u_{max} [mm]	$E_{tex,3P}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
DMA-S-3P-T03-1	120,0	0,94	264.798
DMA-S-3P-T03-2	119,99	0,82	204.287
DMA-S-3P-T03-3	119,96	0,88	220.933
Mittelwert	120,0	0,88	230.006
Standardabweichung	0,03	0,06	31.259
Variationskoeffizient	0,0002	0,068	0,14

C.2 Versuchsergebnisse der Dynamisch-Mechanischen Analysen

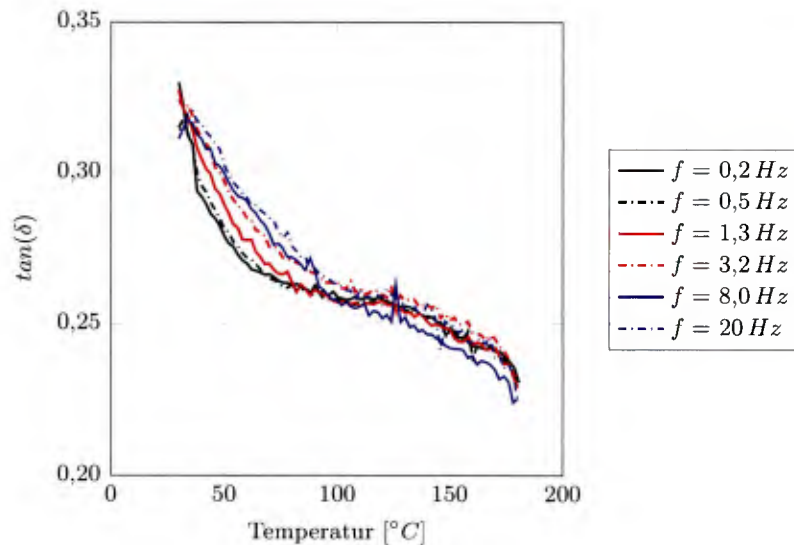
C.2.1 DMA-TFS-T01

DMA-TFS-T01-01



(a) E' - T -Diagramm

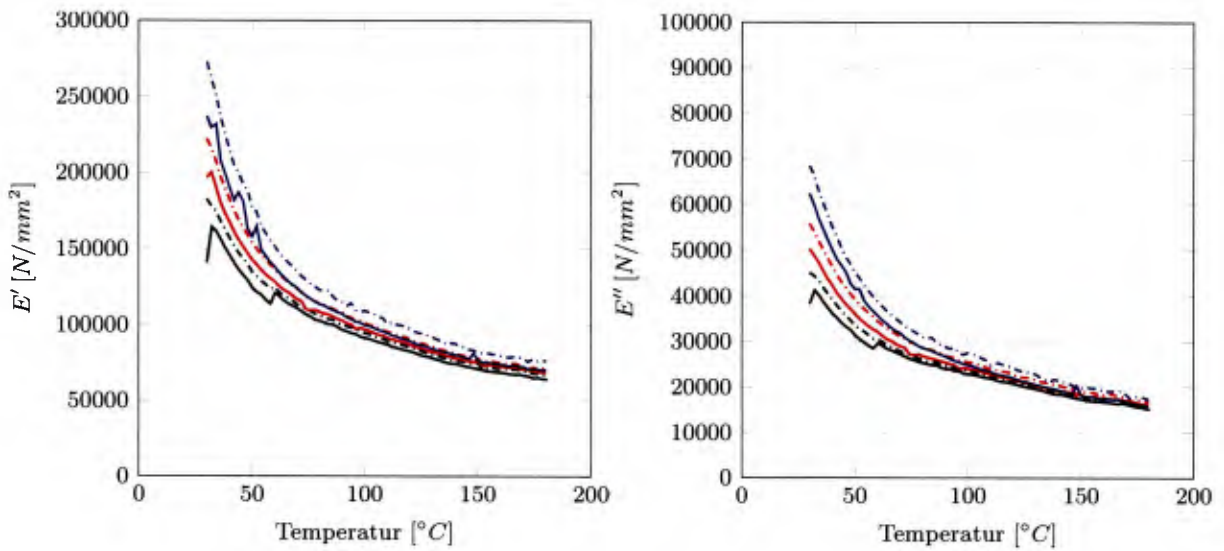
(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

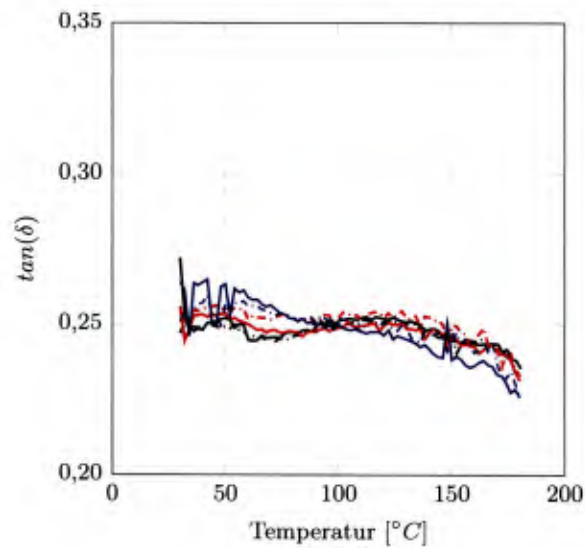
Bild C.7: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T01-01

DMA-TFS-T01-02



(a) E' - T -Diagramm

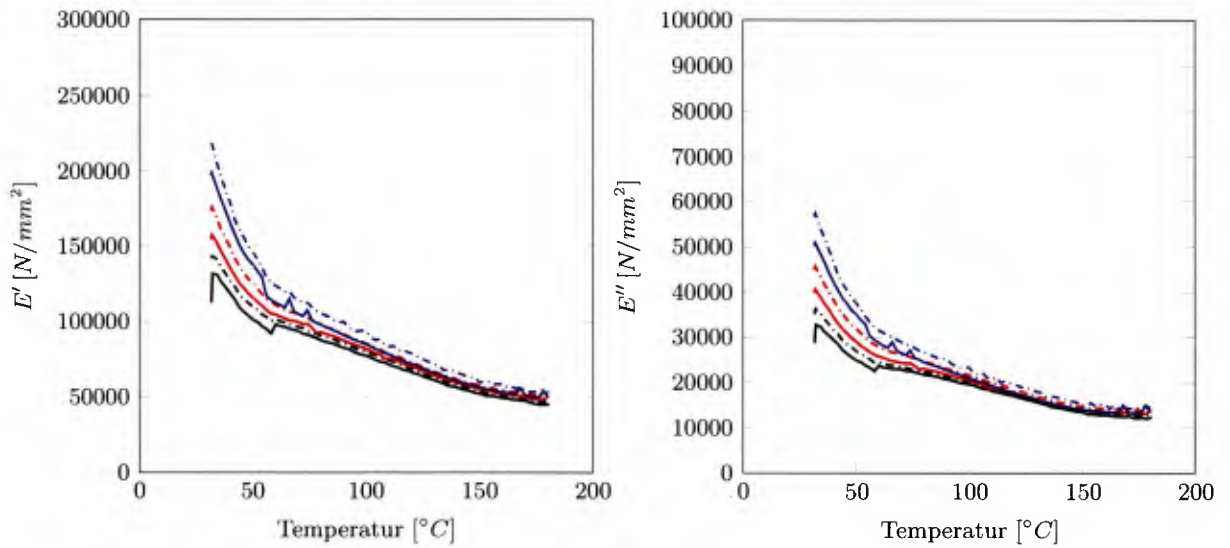
(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

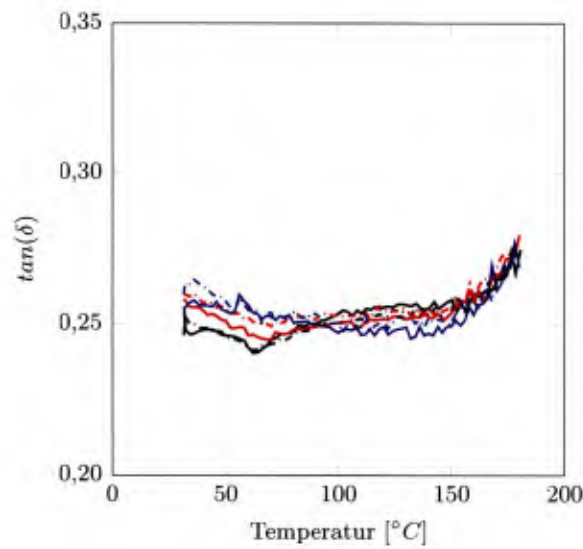
Bild C.8: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T01-02

DMA-TFS-T01-03



(a) E' - T -Diagramm

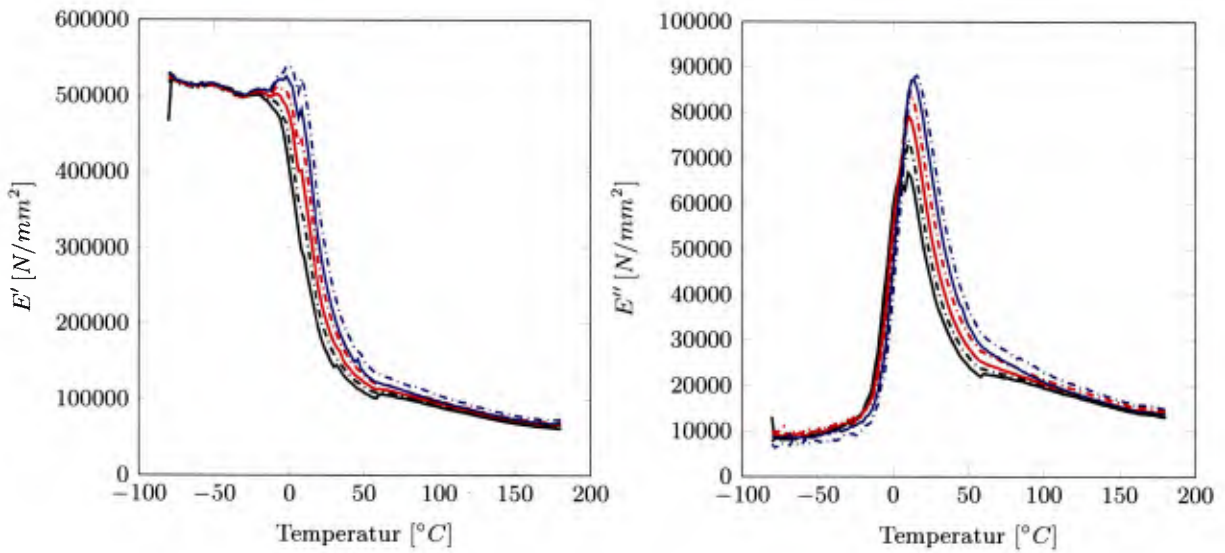
(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

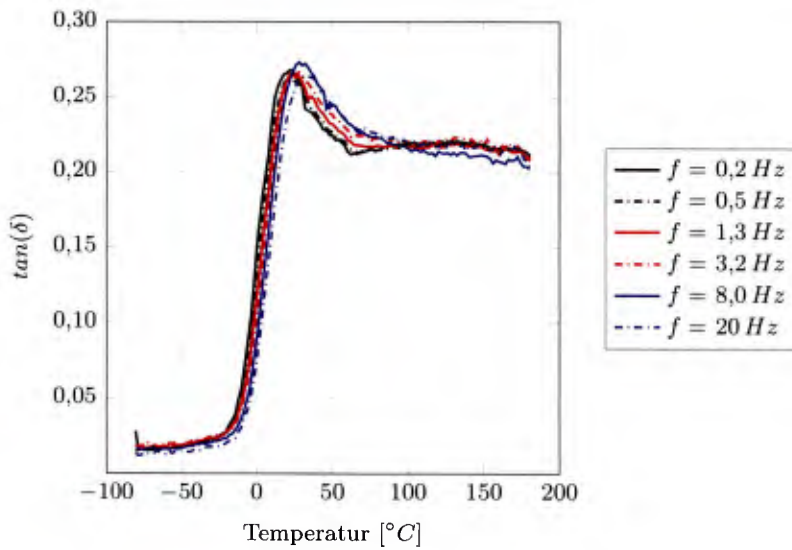
Bild C.9: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T01-03

DMA-TFS-T01-04



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild C.10: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T01-04

C.2.2 DMA-TFS-T02

DMA-TFS-T02-01

Bei ca. $T = 142^\circ\text{C}$ trat ein Versagen des Probekörpers ein.

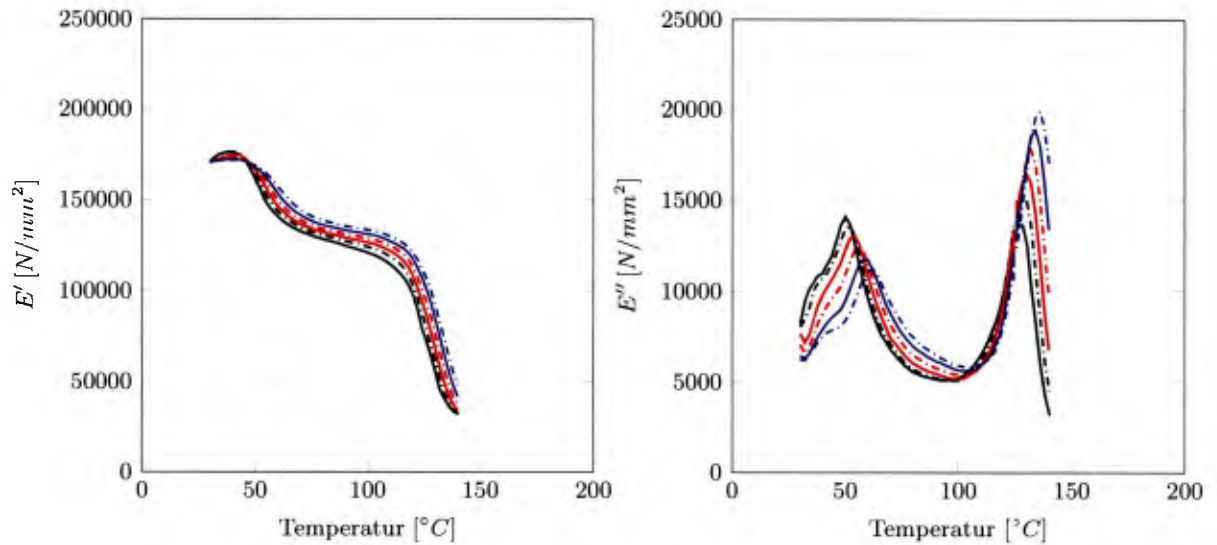
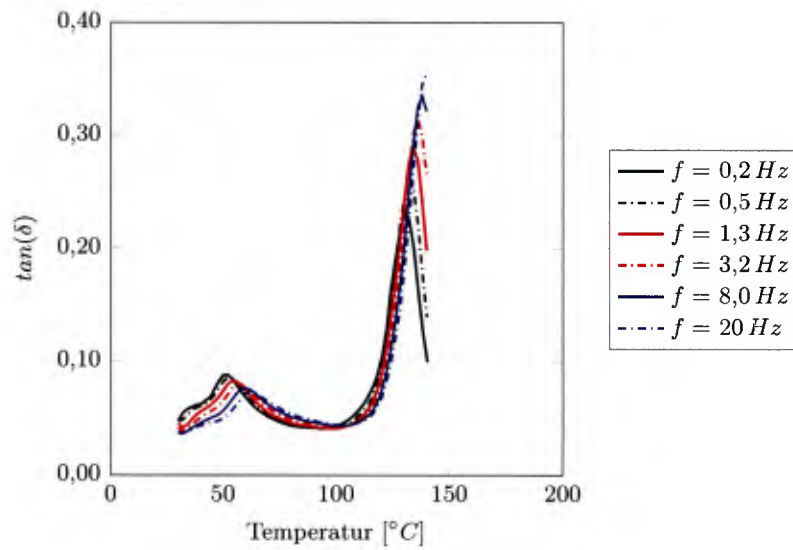
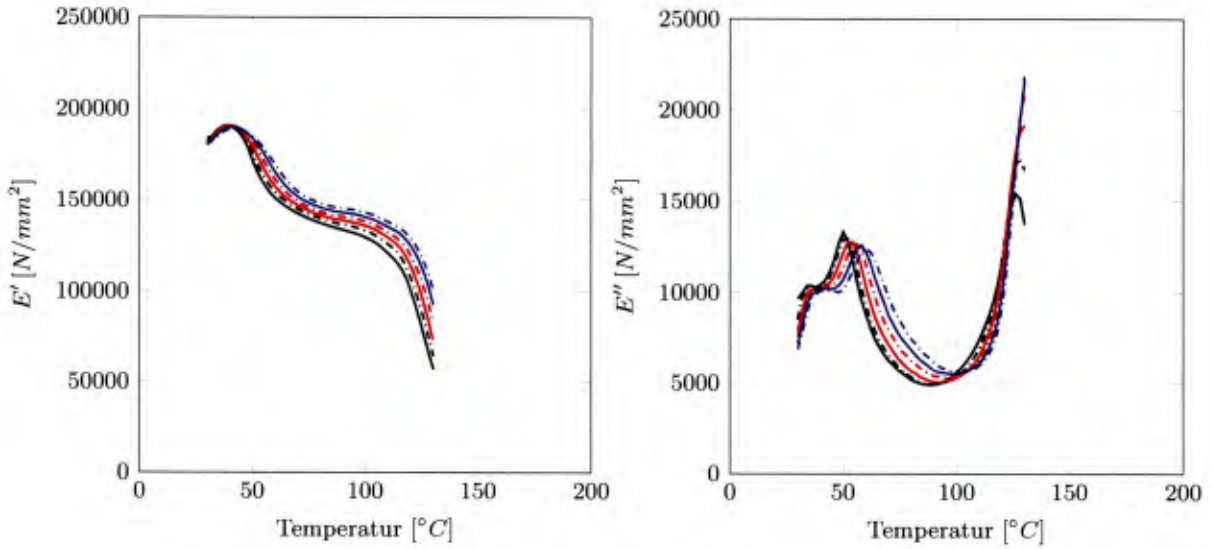
(a) E' - T -Diagramm(b) E'' - T -Diagramm(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild C.11: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T02-01

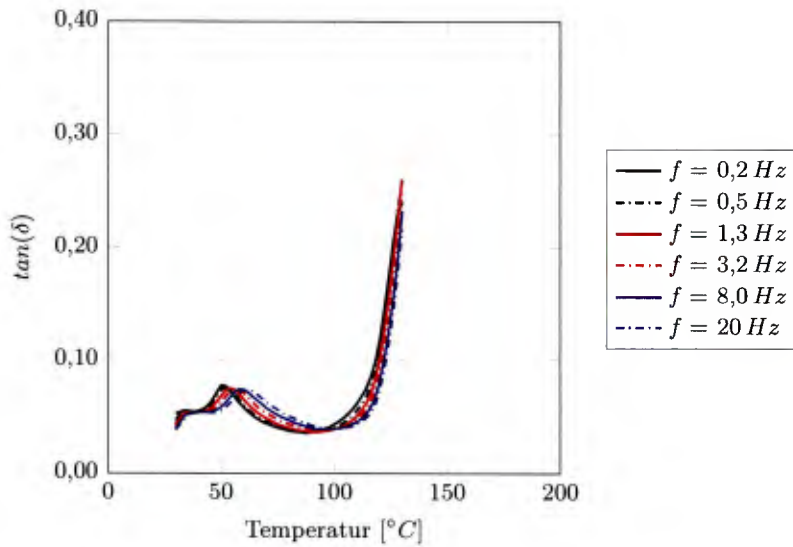
DMA-TFS-T02-02

Bei ca. $T = 131^\circ\text{C}$ trat ein Versagen des Probekörpers ein.



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild C.12: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T02-02

DMA-TFS-T02-03

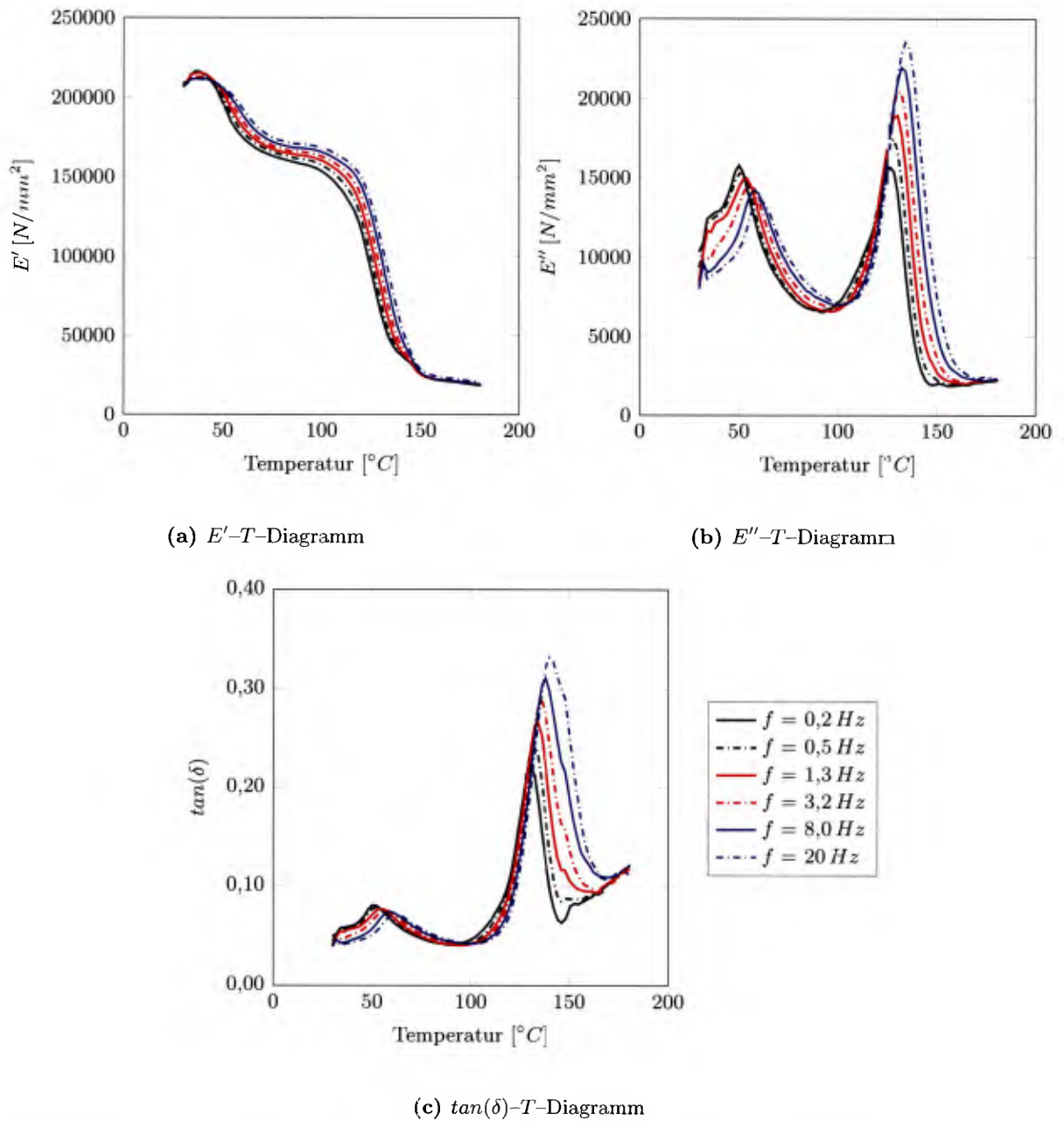
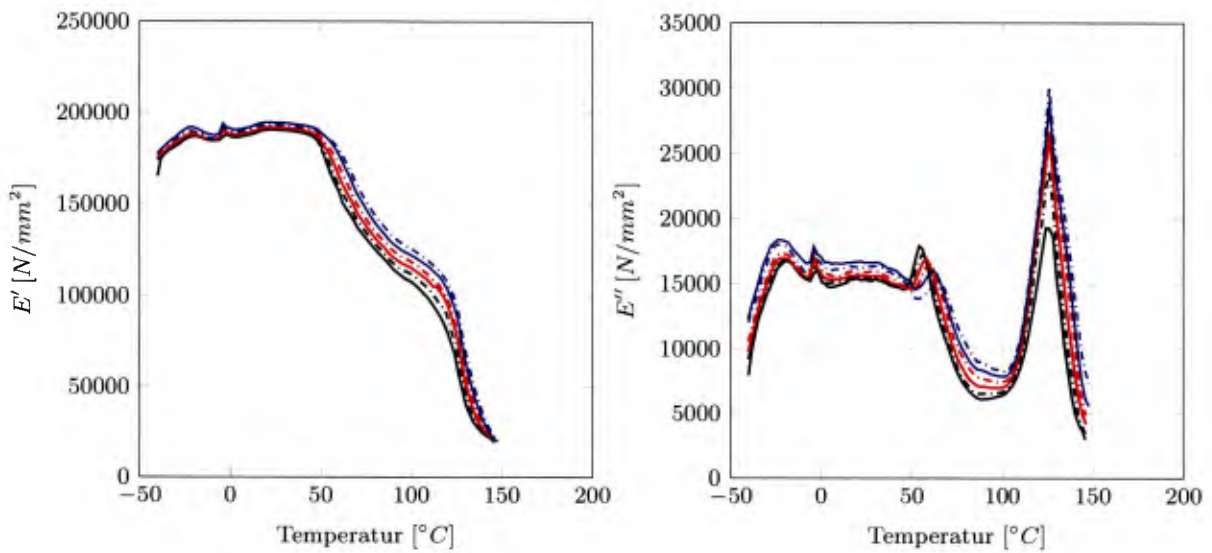


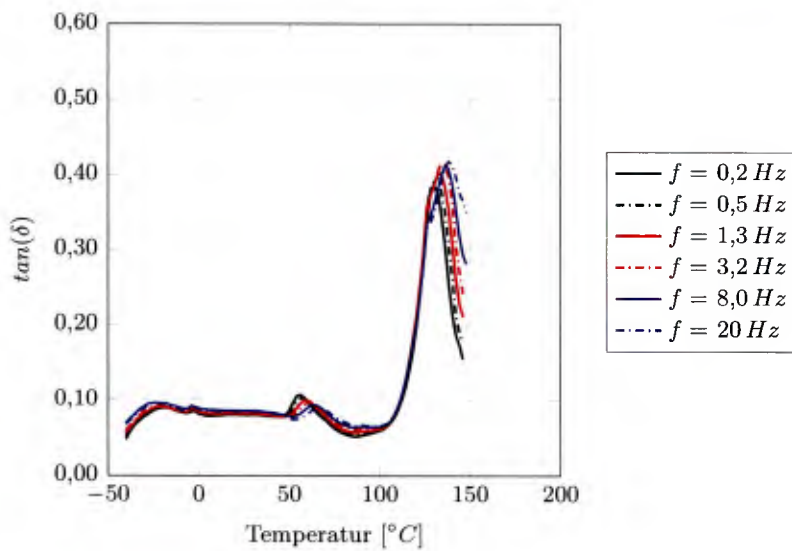
Bild C.13: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T02-03

DMA-TFS-T02-04



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm

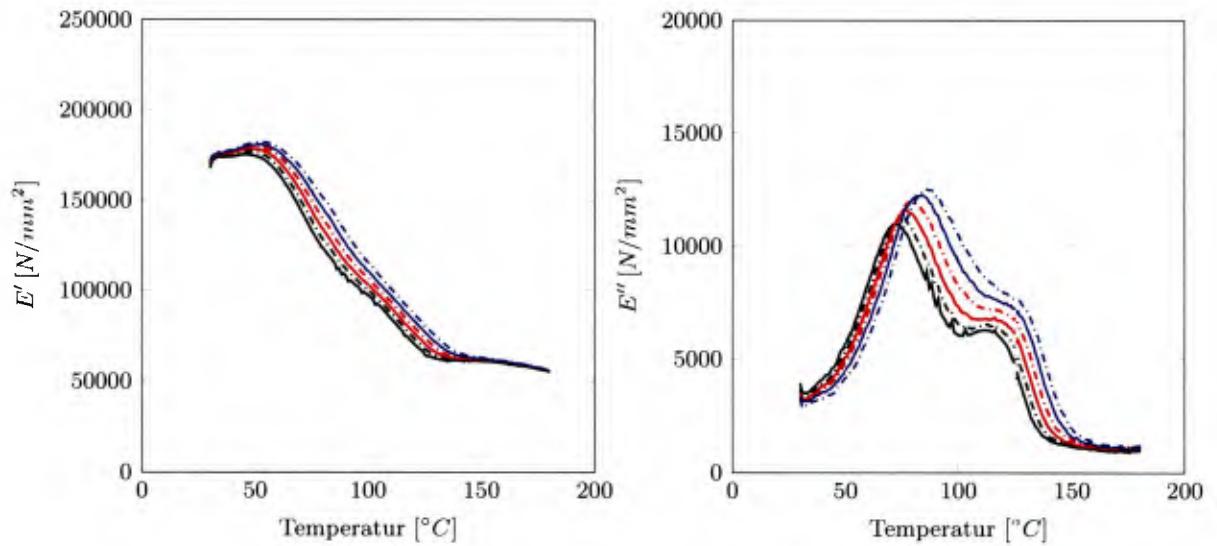


(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild C.14: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T02-04

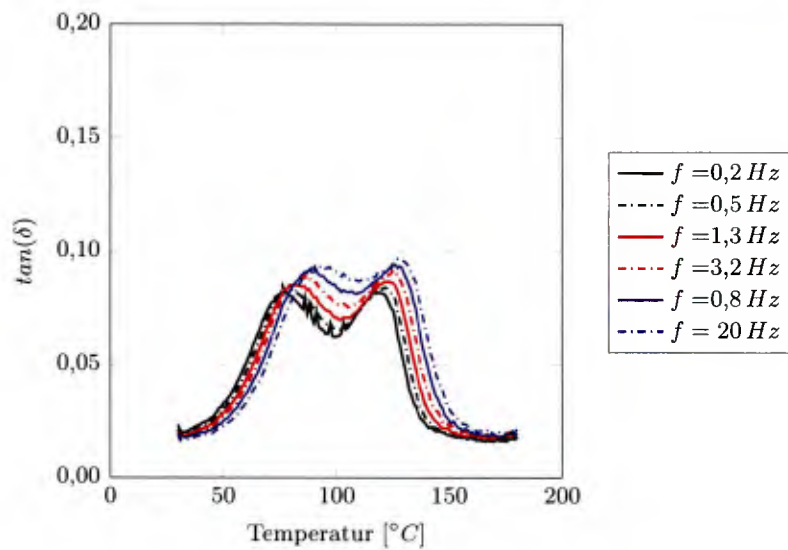
C.2.3 DMA-TFS-T03

DMA-TFS-T03-01



(a) E' - T -Diagramm

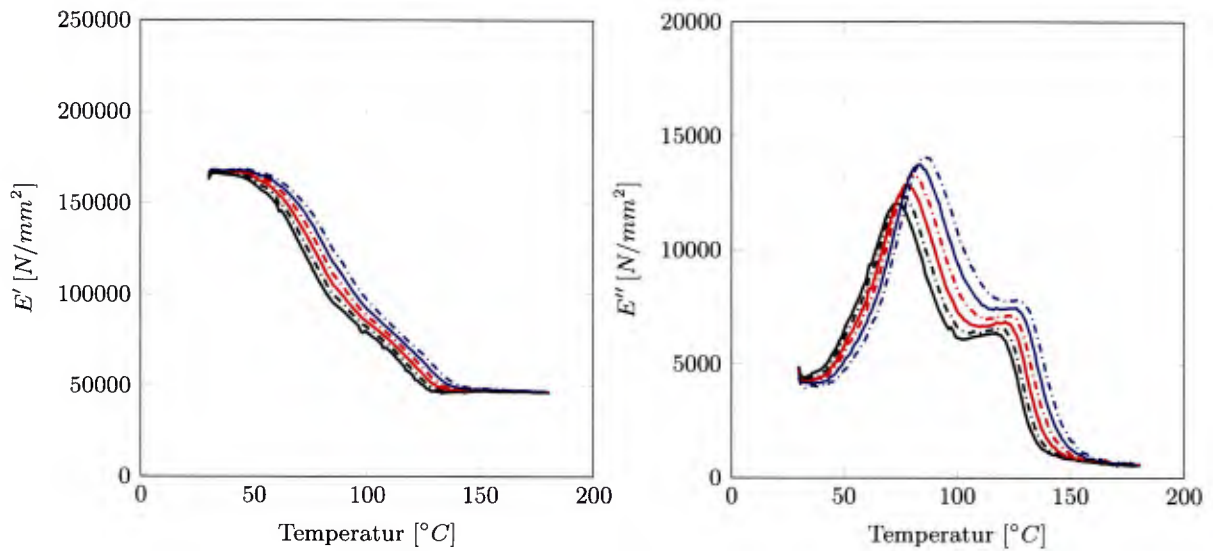
(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

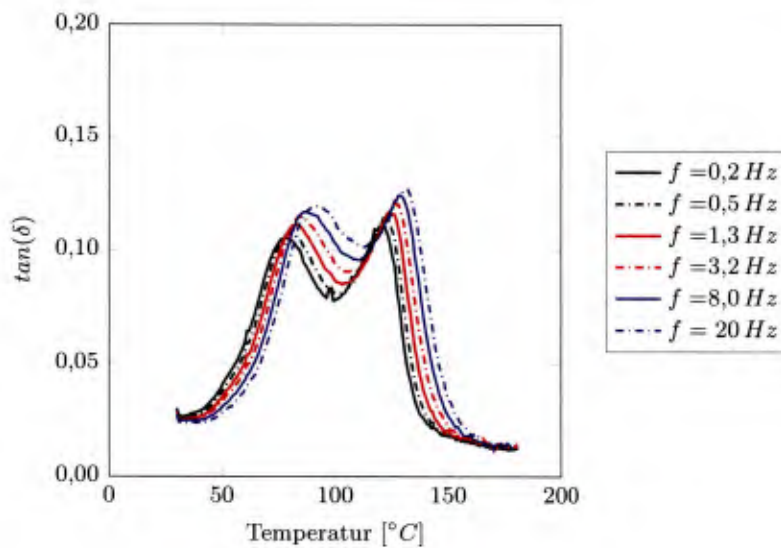
Bild C.15: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-01

DMA-TFS-T03-02



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild C.16: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-02

DMA-TFS-T03-03

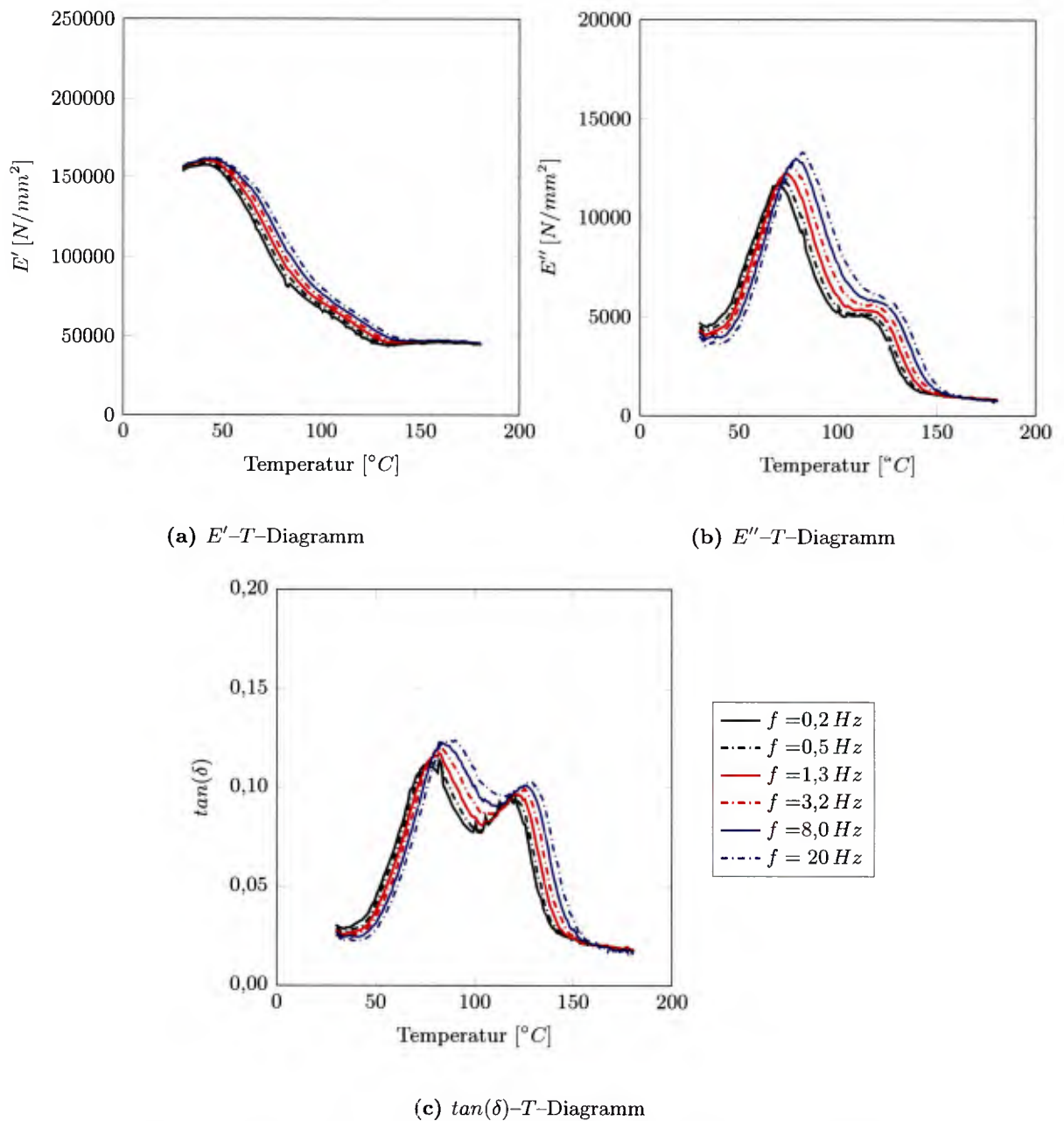
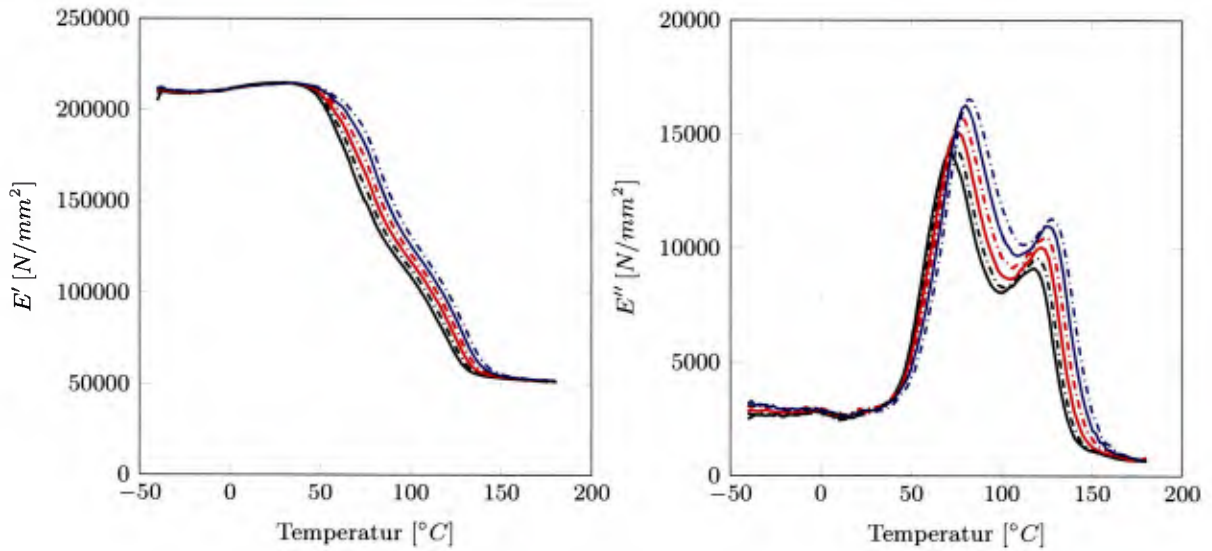


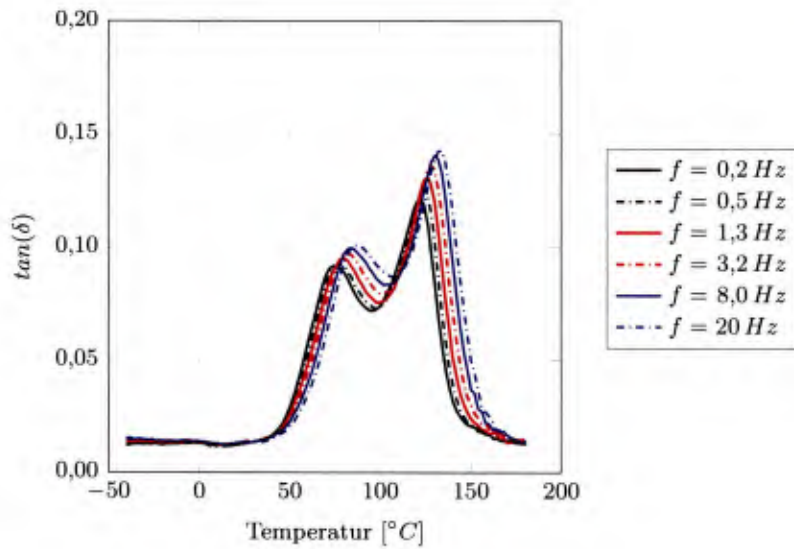
Bild C.17: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-03

DMA-TFS-T03-04



(a) E' - T -Diagramm

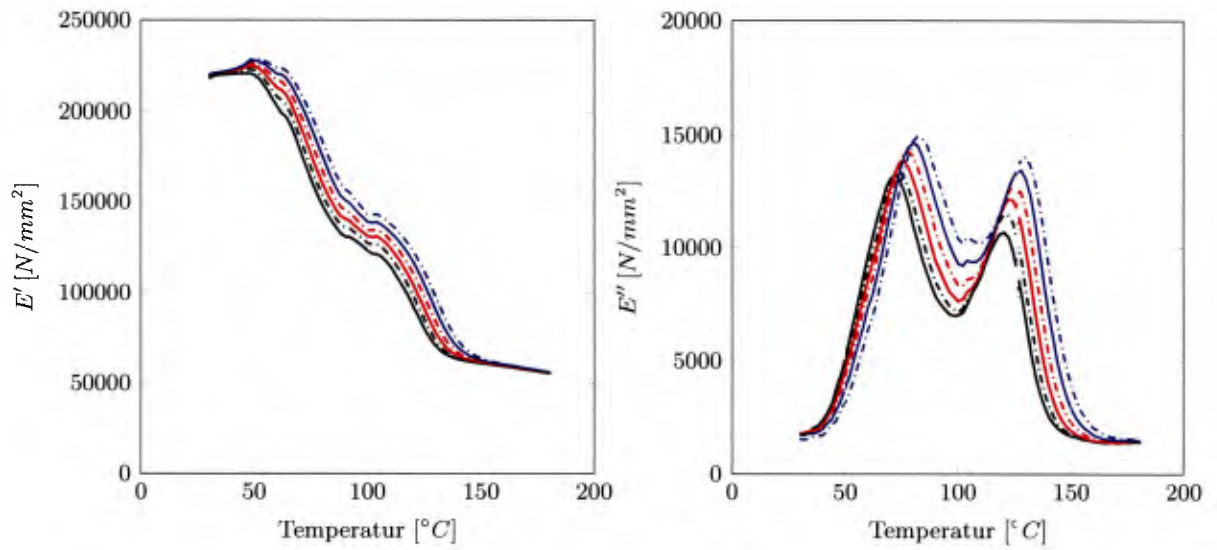
(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

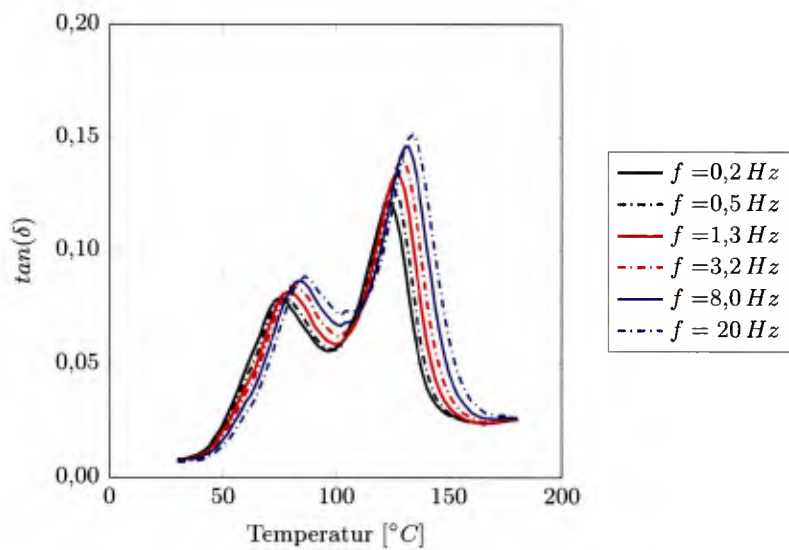
Bild C.18: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-04

DMA-TFS-T03-05



(a) E' - T -Diagramm

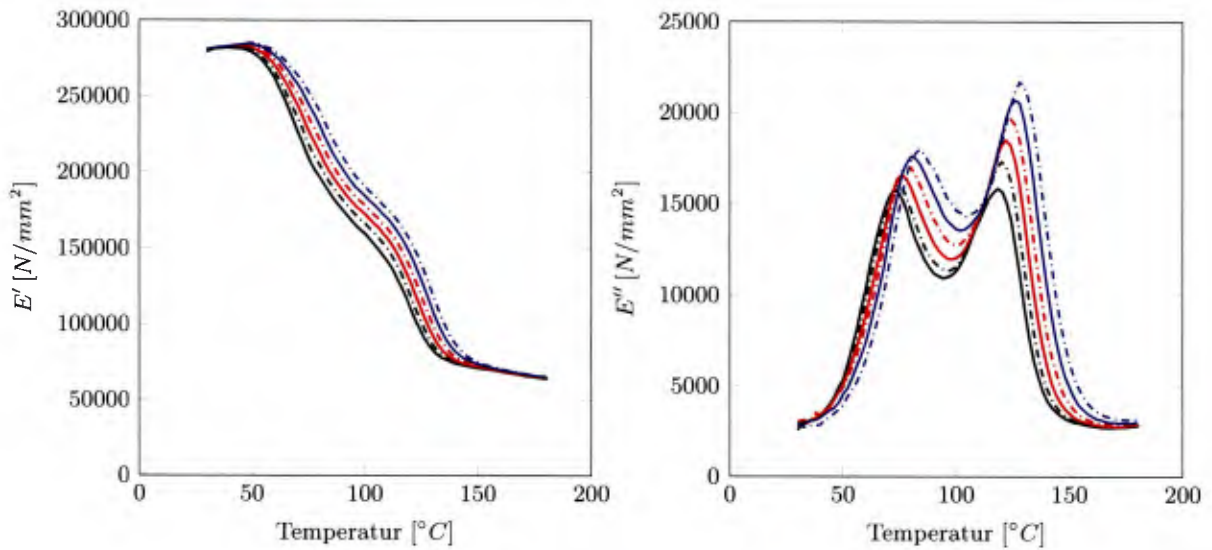
(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

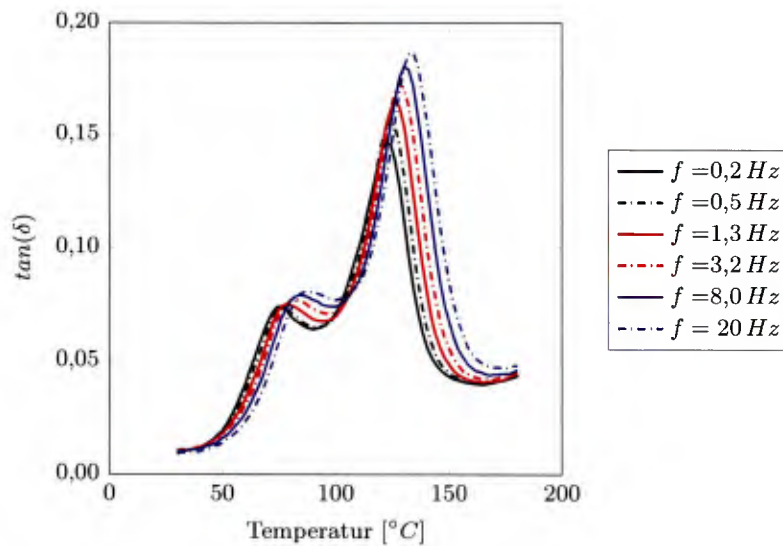
Bild C.19: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-05

DMA-TFS-T03-06



(a) E' - T -Diagramm

(b) E'' - T -Diagramm



(c) $\tan(\delta)$ - T -Diagramm

Bild C.20: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-06

DMA-TFS-T03-07

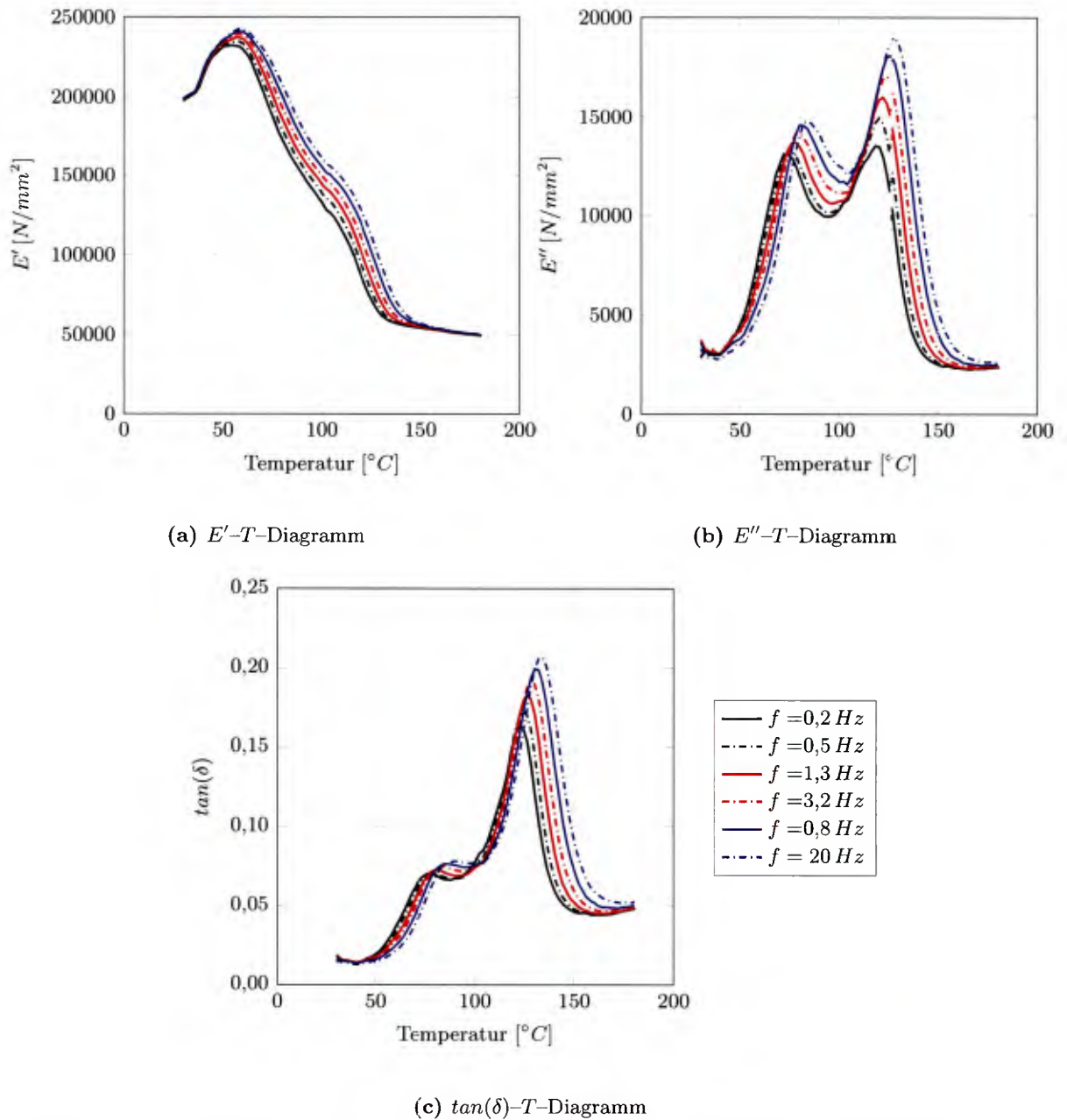


Bild C.21: Darstellung von Speicher- E' und Verlustmodul E'' sowie Verlustfaktor $\tan(\delta)$ über der Temperatur des Versuchs DMA-TFS-T03-07

C.3 Versuchsergebnisse der Dehnkörperversuche

C.3.1 Statische Referenzversuche

DK-S2-T01

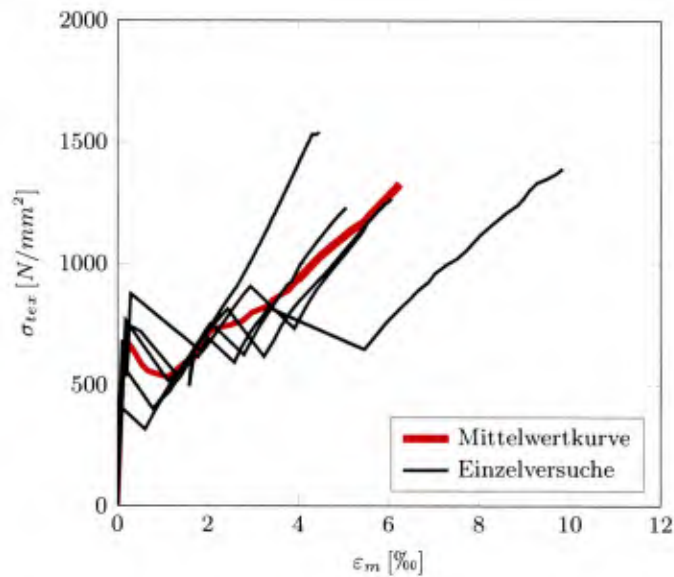


Bild C.22: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der statischen Referenzversuche DK-S2-T01

Tabelle C.7: Ergebnisse der statischen Referenzversuche DK-S2-T01

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,crII}$ [%]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,u}$ [%]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S2-T01-1	441	620	5,44	1402	9,89	167.524	1
DK-S2-T01-2	801	618	3,24	1272	6,13	221.301	1
DK-S2-T01-3	686	696	3,79	1182	5,58	255.656	1
DK-S2-T01-4	606	595	2,68	1240	5,14	267.406	1
DK-S2-T01-5	778	513	1,20	1555	4,51	336.191	1
Mittelwert	663	608	3,3	1330	6,2	249.616	
Standardabweichung	146	65,6	1,6	149	2,1	62.026	
Variationskoeffizient	0,22	0,11	0,47	0,11	0,34	0,25	

DK-S2-T02

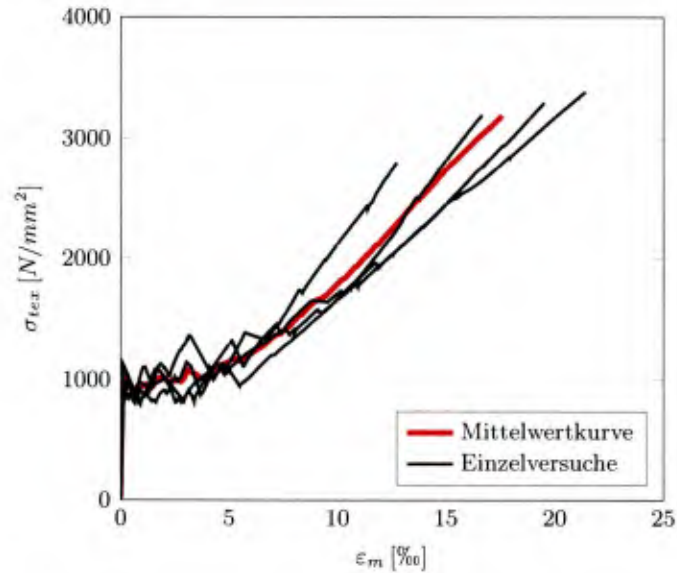


Bild C.23: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der statischen Referenzversuche DK-S2-T02

Tabelle C.8: Ergebnisse der statischen Referenzversuche DK-S2-T02

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,crII}$ [‰]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,u}$ [‰]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S2-T02-1	678	944	5,49	3191	16,7	206.963	1
DK-S2-T02-2	952	1335	6,63	2797	12,73	238.783	3
DK-S2-T02-3	808	1054	4,90	3296	19,5	152.475	3
DK-S2-T02-4	679	1102	5,68	3388	21,4	138.826	3
Mittelwert	779	1109	5,7	3168	17,6	184.262	
Standardabweichung	130	165	0,72	260	3,8	46.772	
Variationskoeffizient	0,17	0,15	0,13	0,08	0,22	0,25	

DK-S2-T03

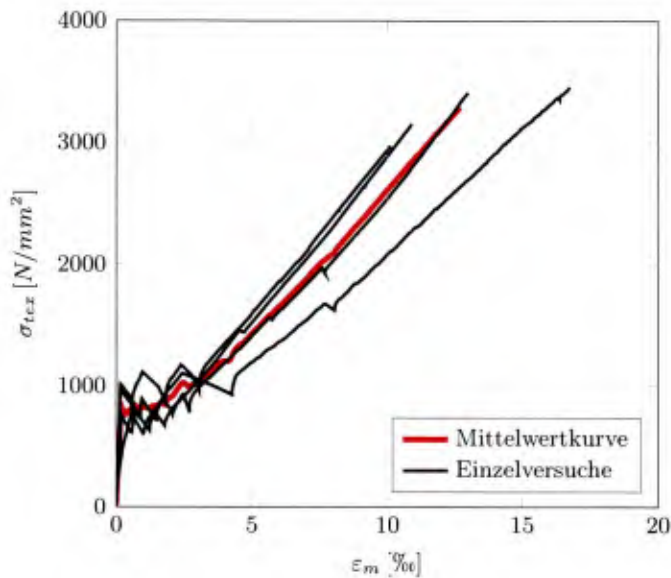


Bild C.24: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der statischen Referenzversuche DK-S2-T03

Tabelle C.9: Ergebnisse der statischen Referenzversuche DK-S2-T03

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\varepsilon_{m,crII}$ [%]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\varepsilon_{m,u}$ [%]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S2-T03-1	589	670	1,78	3153	10,9	264.944	4
DK-S2-T03-2	798	924	4,28	3453	16,8	195.613	4
DK-S2-T03-3	766	954	3,07	2970	10,1	266.553	4
DK-S2-T03-4	819	813	2,71	3406	13,0	241.181	4
Mittelwert	743	840	3,0	3246	12,7	242.073	
Standardabweichung	105	129	1,0	226	3,0	33.074	
Variationskoeffizient	0,14	0,15	0,35	0,07	0,23	0,14	

C.3.2 Zugversuche mit 10 mm/min Belastungsgeschwindigkeit

DK-S10-T01

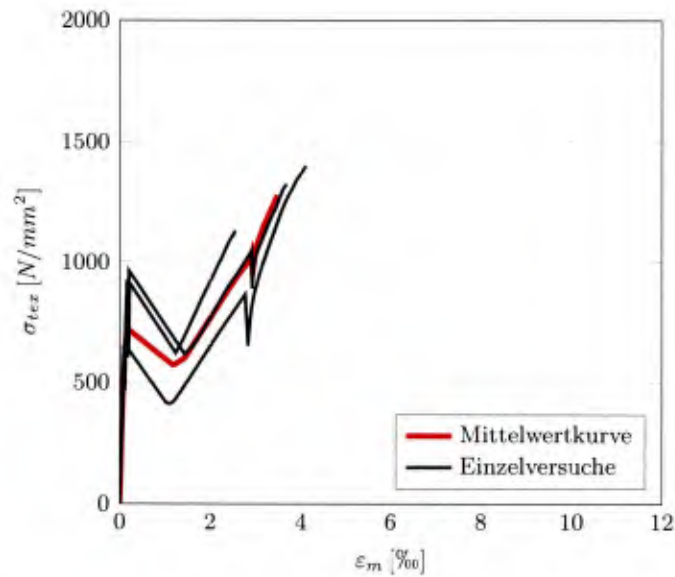


Bild C.25: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Zugversuche DK-S10-T01

Tabelle C.10: Ergebnisse der der Zugversuche DK-S10-T01

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,crII}$ [‰]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,u}$ [‰]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S10-T01-1	652	861	2,96	1398	4,14	468.856	1
DK-S10-T01-2	609	614	1,17	1128	2,56	390.520	1
DK-S10-T01-3	923	617	1,43	1332	3,76	309.396	2
Mittelwert	728	697	1,90	1286	3,50	389.591	
Standardabweichung	170	142	0,97	141	0,83	79.734	
Variationskoeffizient	0,23	0,20	0,52	0,11	0,11	0,20	

DK-S10-T02

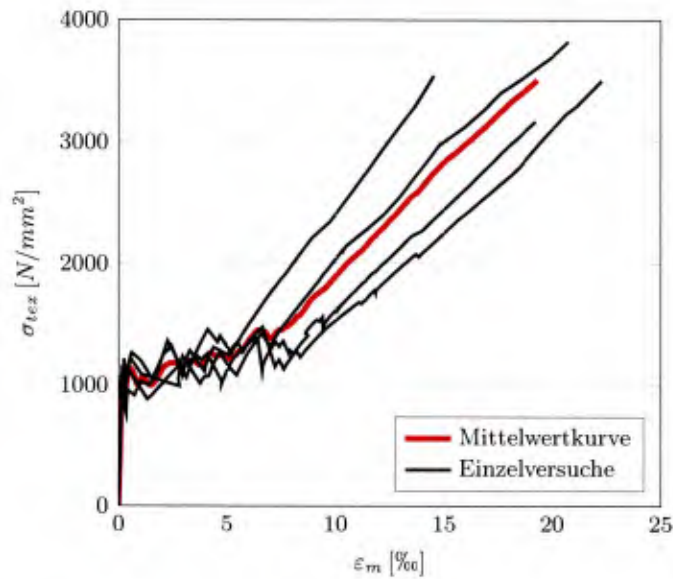


Bild C.26: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Zugversuche DK-S10-T02

Tabelle C.11: Ergebnisse der der Zugversuche DK-S10-T02

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,crII}$ [‰]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,u}$ [‰]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S10-T02-1	1062	1258	5,19	3540	14,5	234.625	4
DK-S10-T02-2	939	1219	8,35	3501	22,3	156.897	4
DK-S10-T02-3	968	1313	6,99	3822	20,7	185.027	4
DK-S10-T02-4	981	1562	9,43	3188	19,3	168.364	4
Mittelwert	987	1338	7,50	3513	19,2	186.228	
Standardabweichung	52,8	154	1,80	259	3,40	34.269	
Variationskoeffizient	0,05	0,12	0,24	0,07	0,17	0,18	

DK-S10-T03

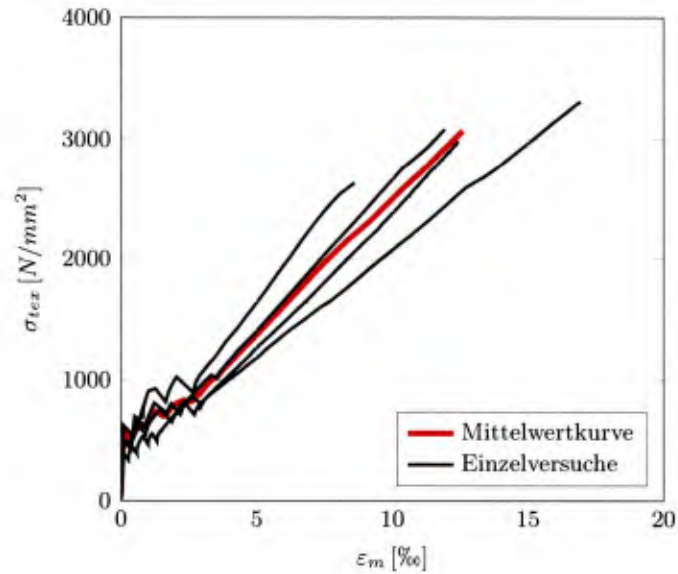


Bild C.27: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Zugversuche DK-S10-T03

Tabelle C.12: Ergebnisse der der Zugversuche DK-S10-T03

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\varepsilon_{m,crII}$ [‰]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\varepsilon_{m,u}$ [‰]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S10-T03-1	420	691	2,70	3323	17,0	179.309	5
DK-S10-T03-2	493	870	2,65	2698	9,1	293.788	5
DK-S10-T03-3	646	693	2,18	3082	11,9	242.116	5
DK-S10-T03-4	393	808	2,91	2983	12,4	226.571	5
Mittelwert	488	765	2,60	3022	12,6	235.446	
Standardabweichung	113	88,5	0,31	258	3,28	47.182	
Variationskoeffizient	0,23	0,12	0,12	0,09	0,26	0,20	

C.3.3 Zugversuche mit 20 mm/min Belastungsgeschwindigkeit

DK-S20-T01

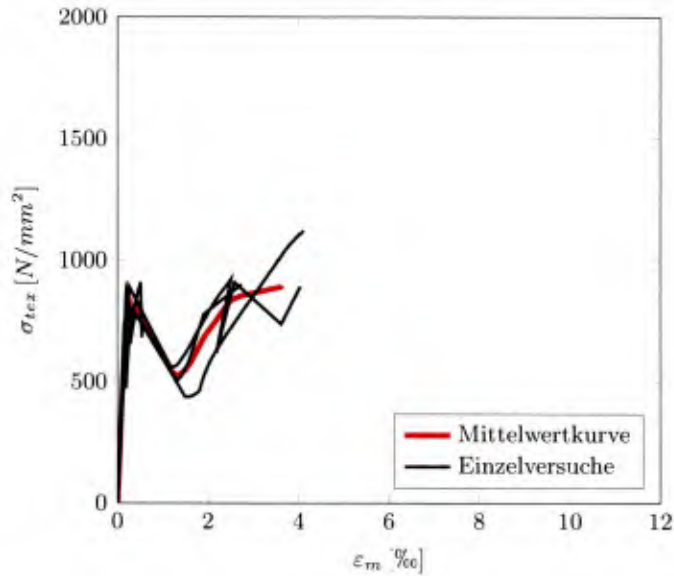


Bild C.28: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Zugversuche DK-S20-T01

Tabelle C.13: Ergebnisse der der Zugversuche DK-S20-T01

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,crII}$ [%]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,u}$ [%]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S20-T01-1	868	438	1,49	1120	4,12	289.223	3
DK-S20-T01-2	893	891	3,62	891	4,04	364.549	3
DK-S20-T01-3	739	502	1,31	899	2,74	291.549	3
Mittelwert	833	559	2,10	970	3,60	315.107	
Standardabweichung	83,0	158	1,30	130	0,77	42.834	
Variationskoeffizient	0,10	0,28	0,60	0,13	0,21	0,14	

DK-S20-T02

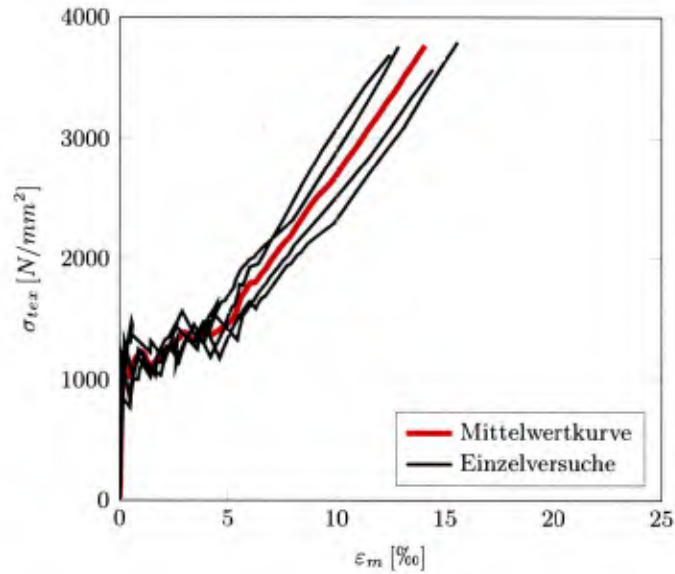


Bild C.29: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Zugversuche DK-S20-T02

Tabelle C.14: Ergebnisse der der Zugversuche DK-S20-T02

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\varepsilon_{m,crII}$ [‰]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\varepsilon_{m,u}$ [‰]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S20-T02-1	1201	1186	4,20	3771	12,9	303.586	4
DK-S20-T02-2	1322	1533	4,15	3887	13,2	251.338	4
DK-S20-T02-3	1171	1282	5,39	3631	14,7	234.267	4
DK-S20-T02-4	698	1570	6,23	3794	15,6	226.785	4
Mittelwert	1098	1393	5,00	3771	14,1	253.994	
Standardabweichung	274	188	1,00	106	1,30	34.621	
Variationskoeffizient	0,25	0,14	0,20	0,03	0,09	0,14	

DK-S20-T03

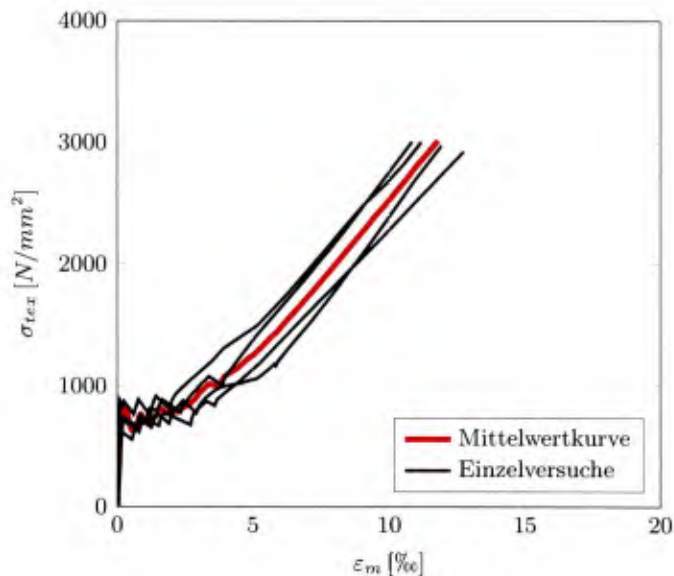


Bild C.30: Zugspannungs-Dehnungs-Linien der Zugversuche DK-S20-T03

Tabelle C.15: Ergebnisse der der Zugversuche DK-S20-T03

Versuch	$\sigma_{tex,cr}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{tex,crII}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,crII}$ [%]	$\sigma_{tex,u}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\epsilon_{m,u}$ [%]	E_{II} [$\frac{N}{mm^2}$]	Betoncharge gem. Anhang C.4
DK-S20-T03-1	874	799	1,95	3058	11,4	225.754	5
DK-S20-T03-2	509	1034	4,99	2971	11,9	285.181	5
DK-S20-T03-3	709	835	3,60	2924	12,7	226.229	5
DK-S20-T03-4	735	961	3,87	3105	11,2	279.753	6
Mittelwert	707	907	3,60	3015	11,8	254.229	
Standardabweichung	150	109	1,30	82	0,71	32.682	
Variationskoeffizient	0,22	0,12	0,35	0,03	0,06	0,13	

C.3.4 Zyklisch belastete Zugversuche

DK-Z1-T01 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$

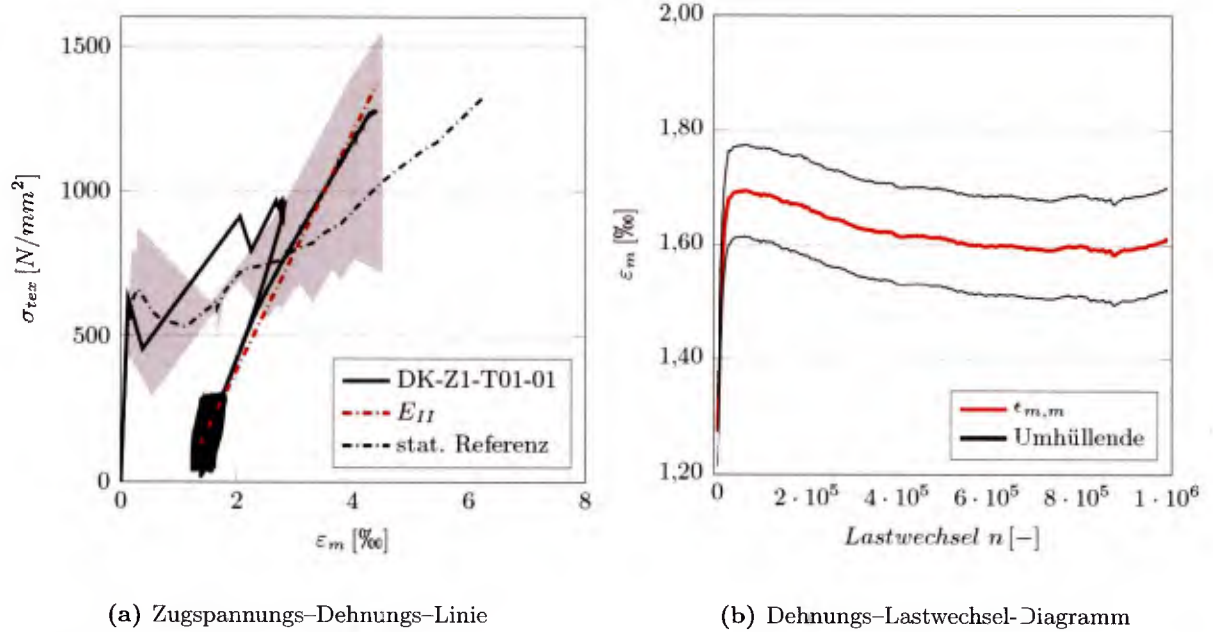


Bild C.31: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T01-01

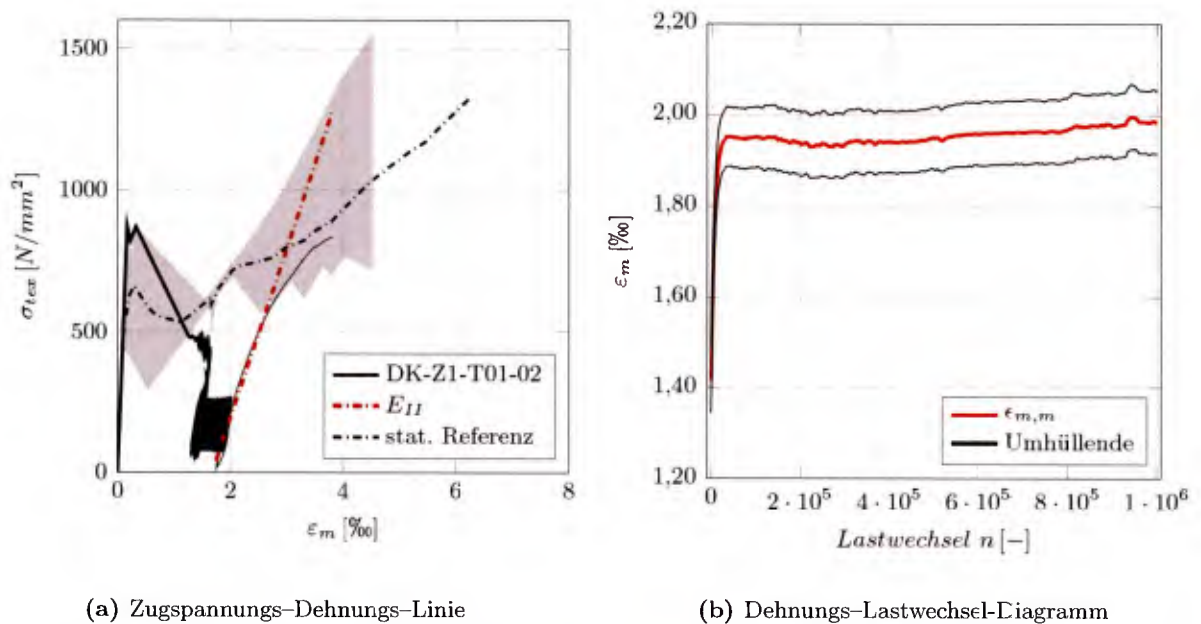
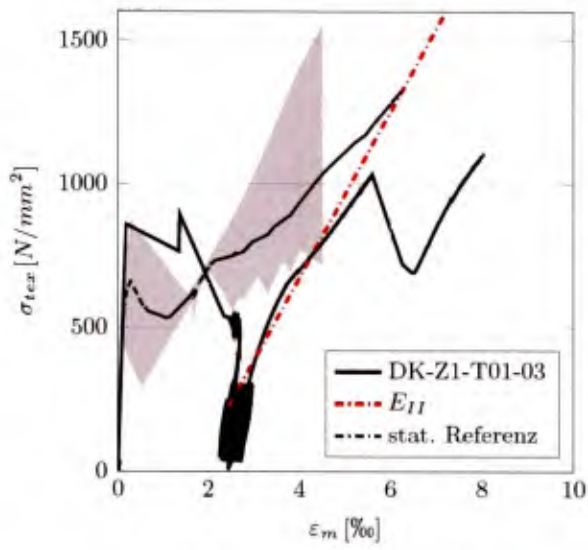
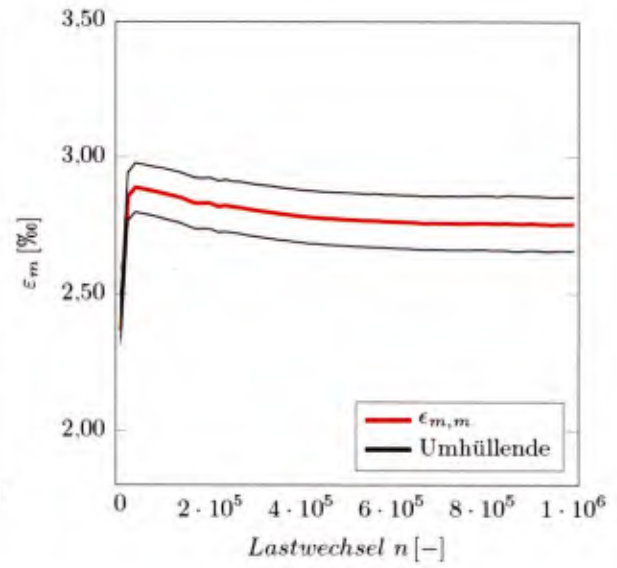


Bild C.32: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T01-02



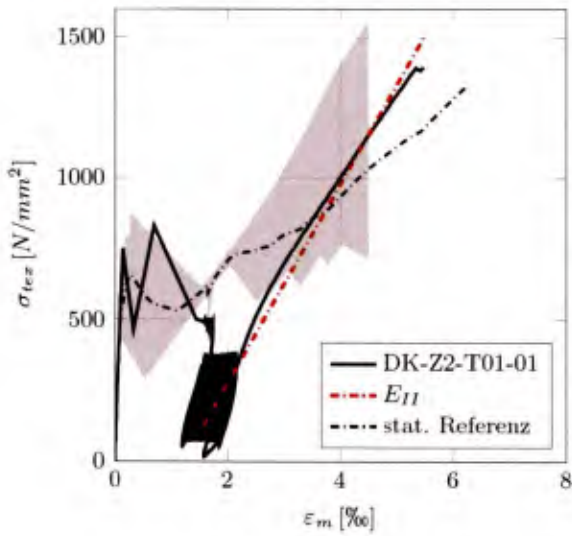
(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



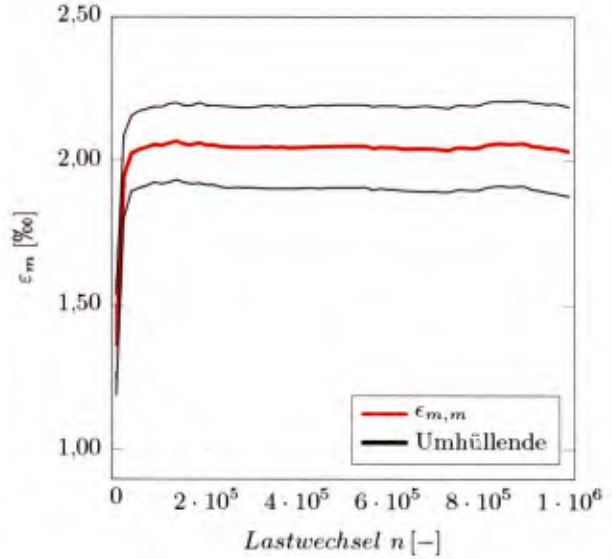
(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.33: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T01-03

DK-Z2-T01 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$

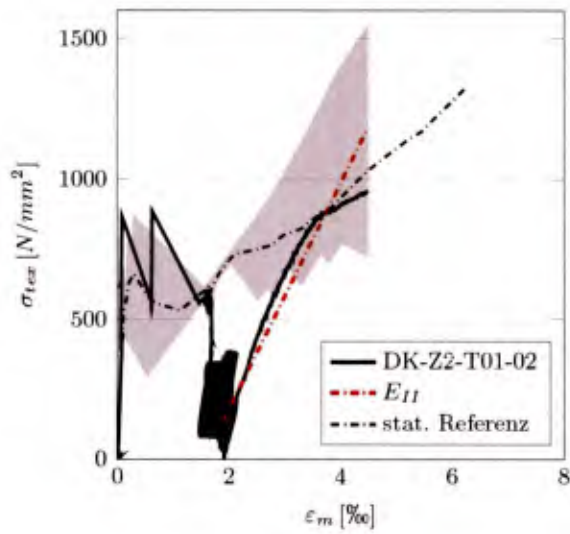


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

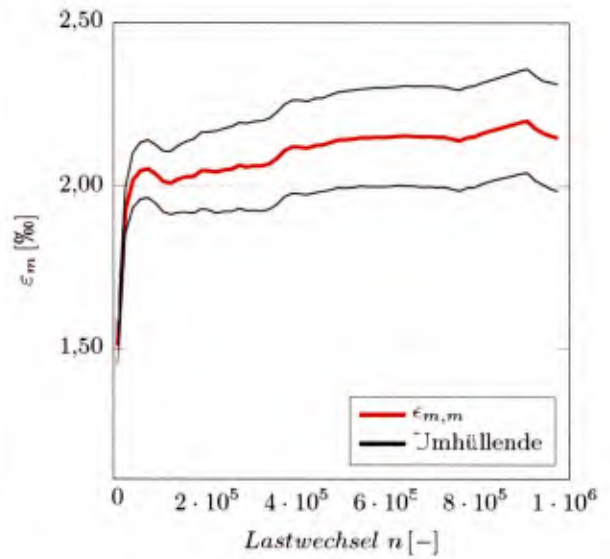


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.34: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T01-01

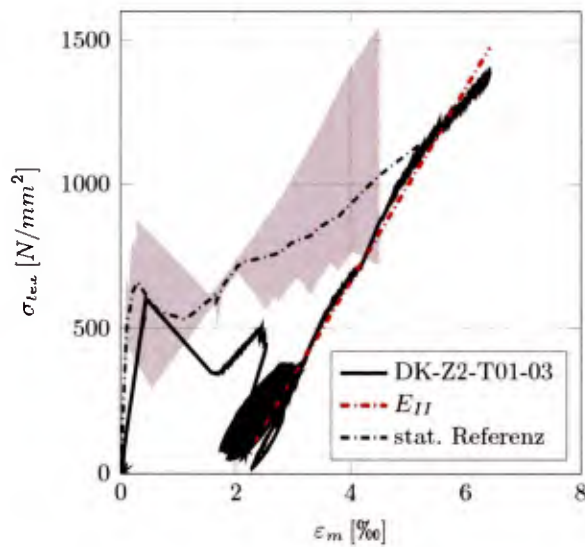


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

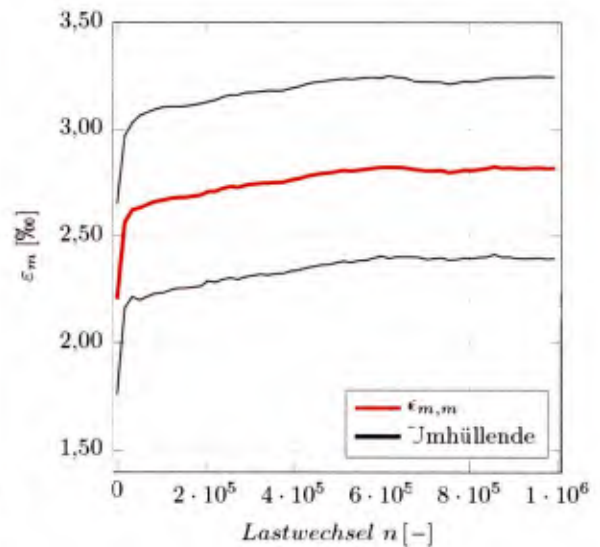


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.35: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T01-02



(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.36: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T01-03

DK-Z3-T01 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$

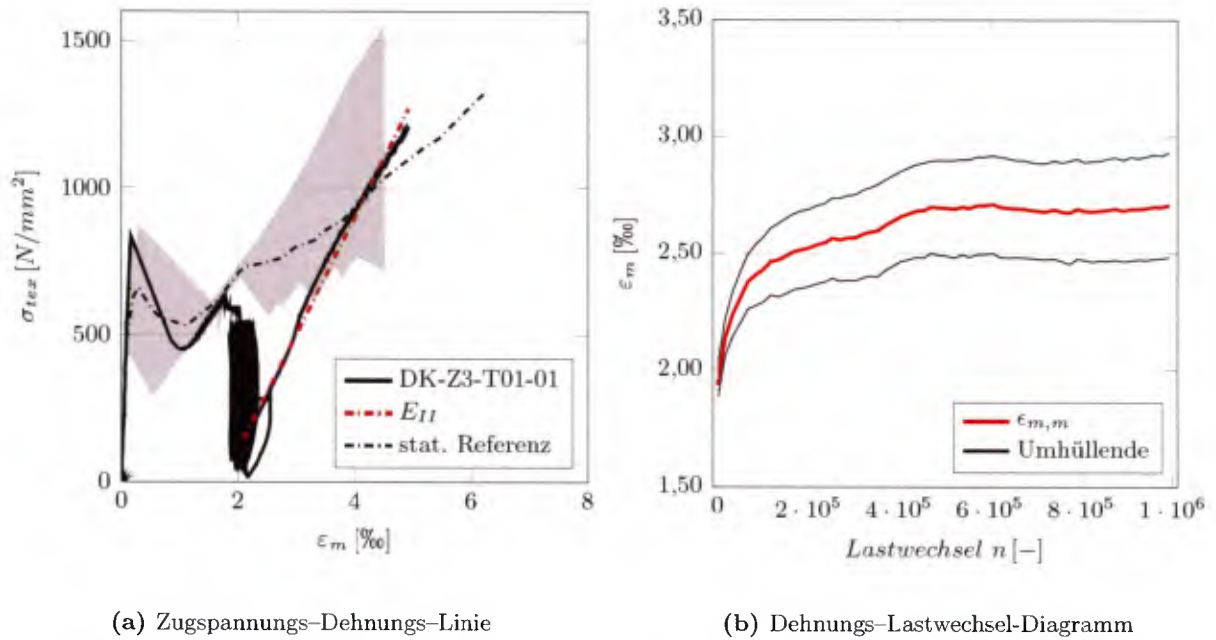


Bild C.37: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T01-01

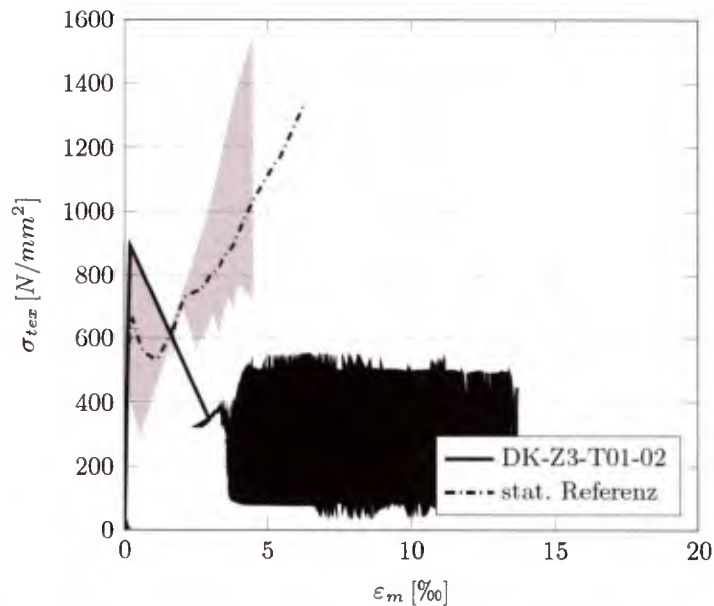


Bild C.38: Zugspannungs-Dehnungs-Linie des Versuchs DK-Z3-T01-02 – Es trat ein Versagen des Probekörpers nach nur wenigen Lastwechseln von $N = 4961$ auf

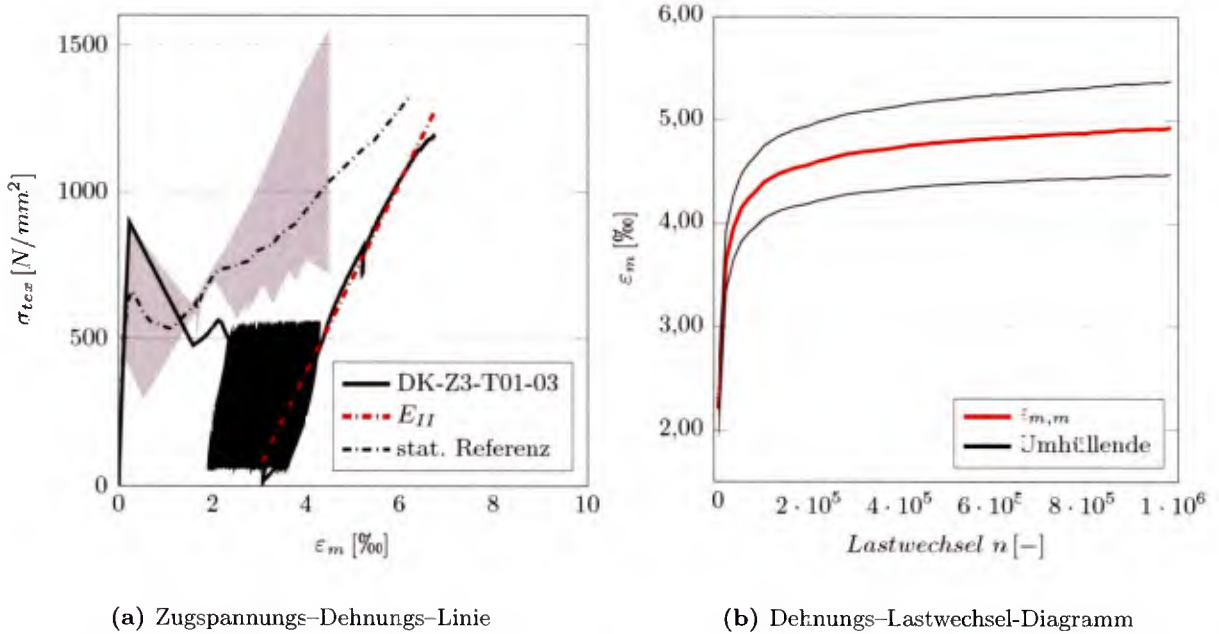


Bild C.39: Zugspannungs–Dehnungs–Linie und Dehnungs–Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T01-03

DK-Z1-T02 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$

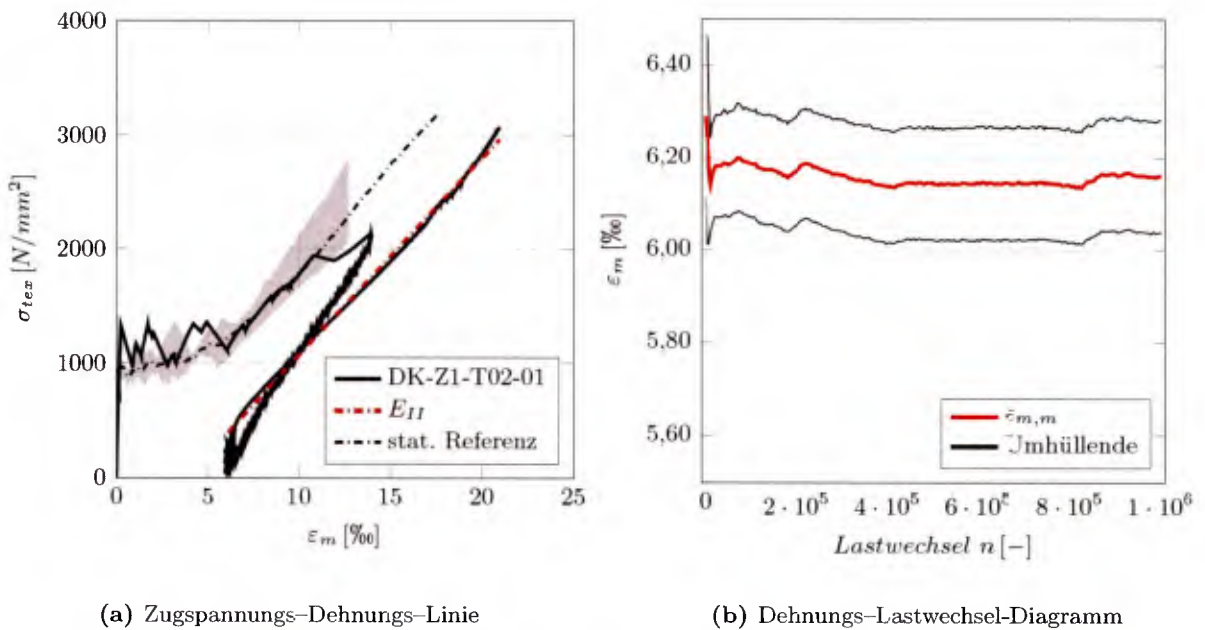
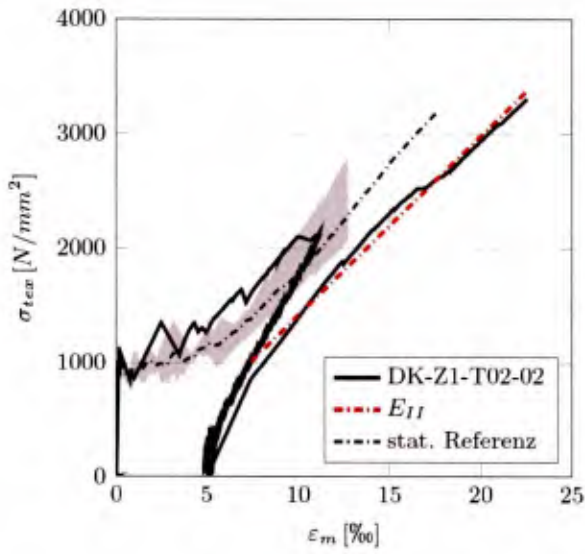
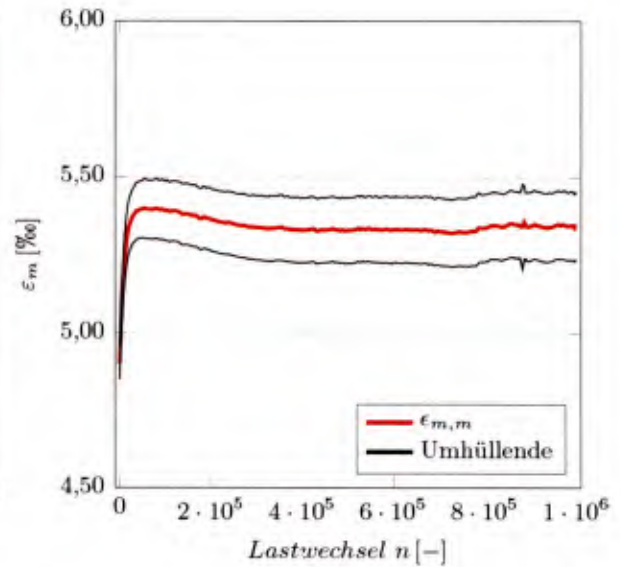


Bild C.40: Zugspannungs–Dehnungs–Linie und Dehnungs–Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T02-01

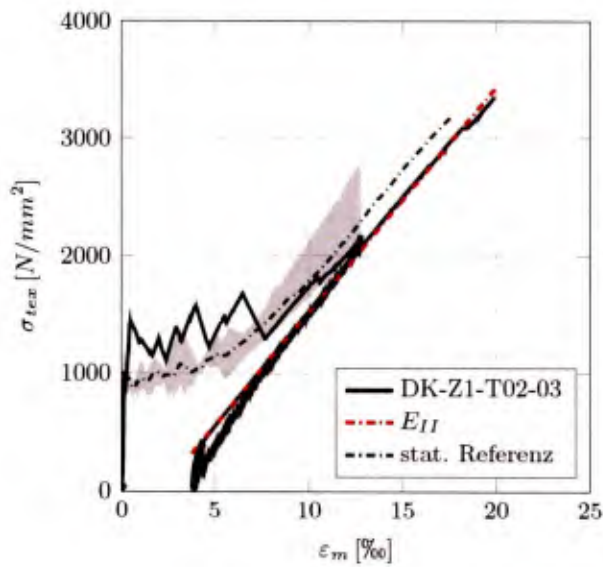


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

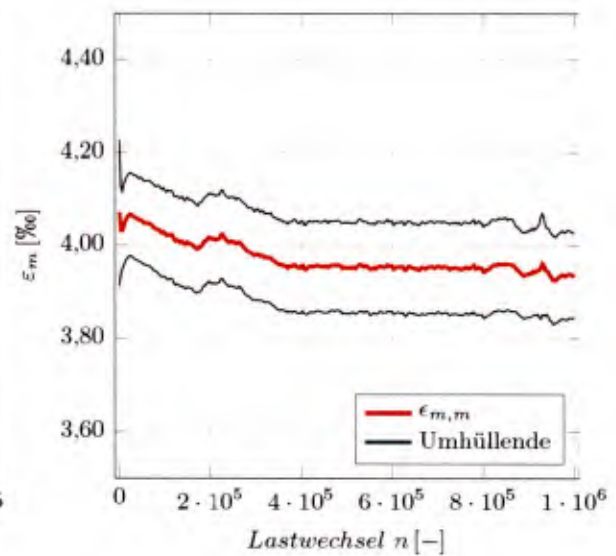


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.41: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T02-02



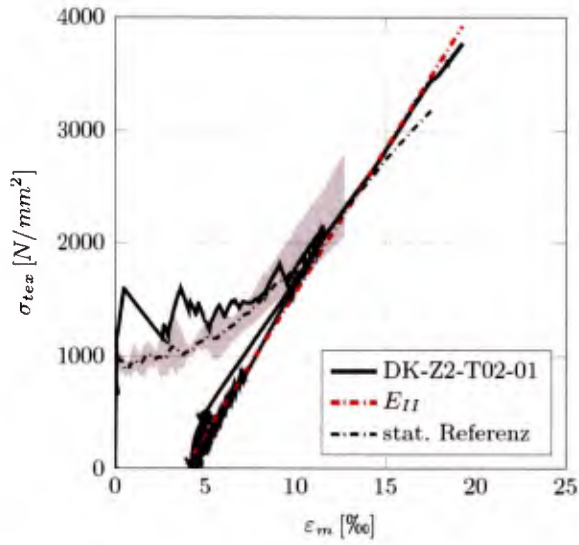
(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



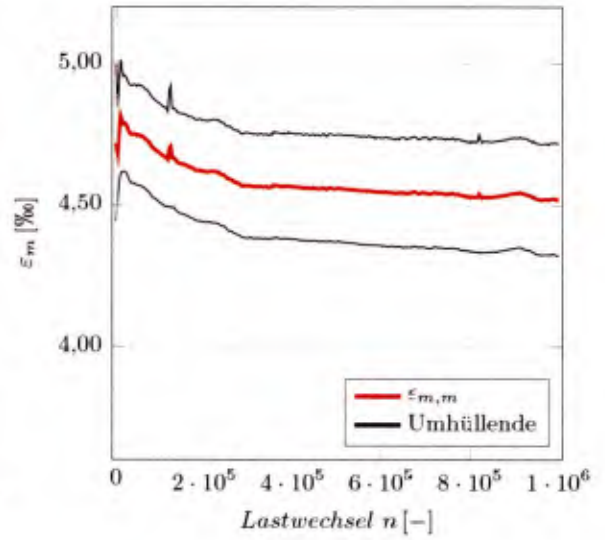
(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.42: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T02-03

DK-Z2-T02 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$

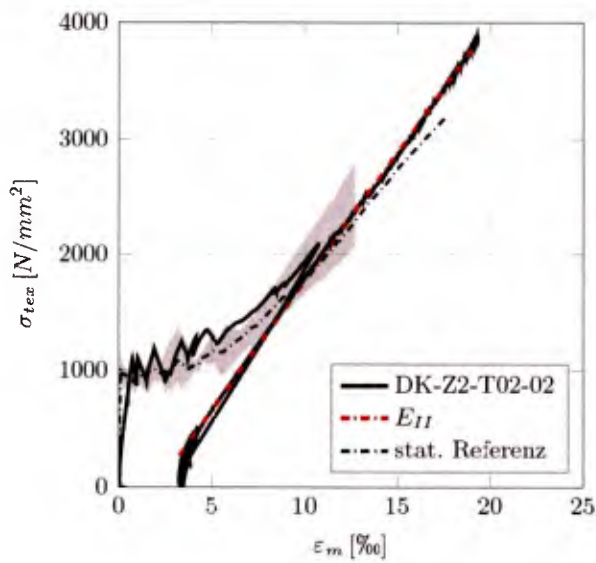


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

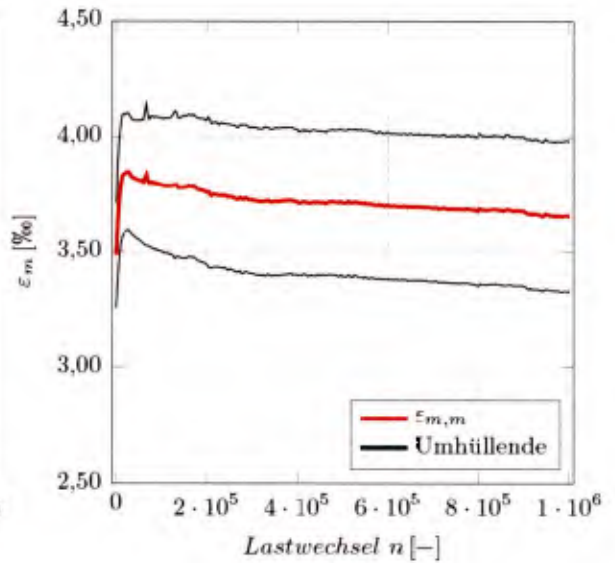


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.43: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T02-01

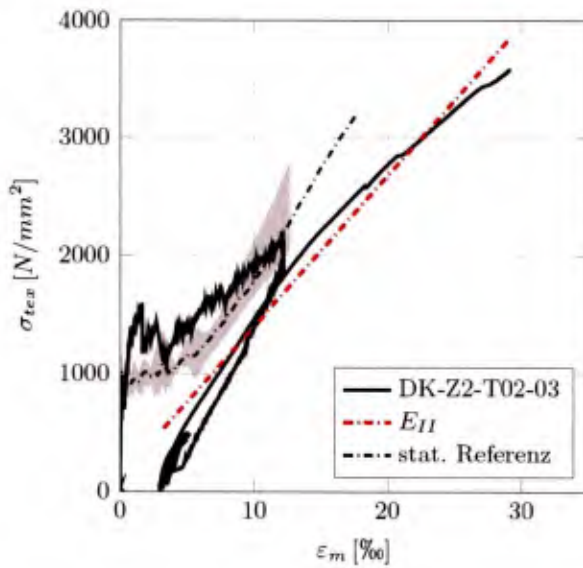


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

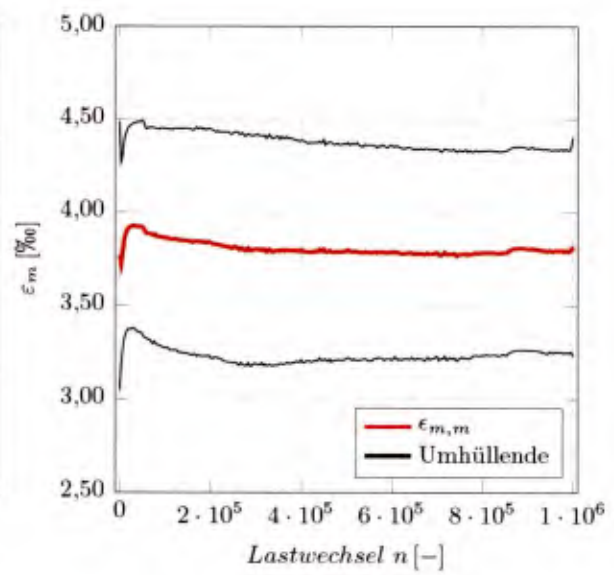


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.44: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T02-02



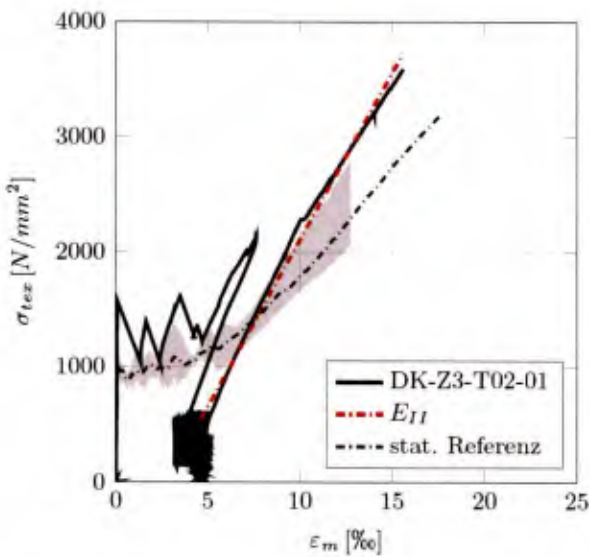
(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



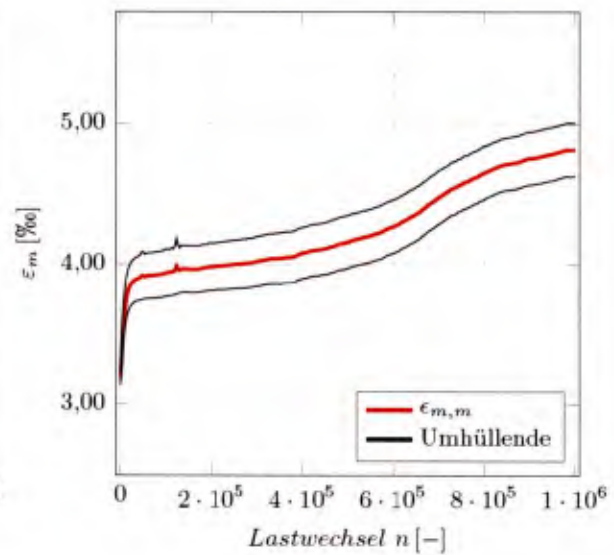
(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.45: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T02-03

DK-Z3-T02 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$

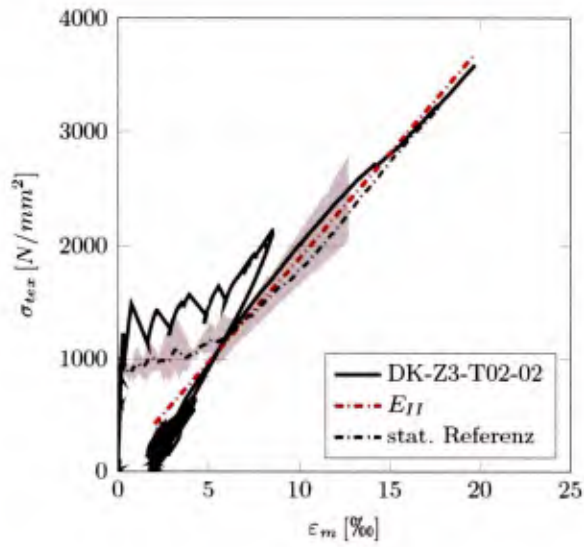


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

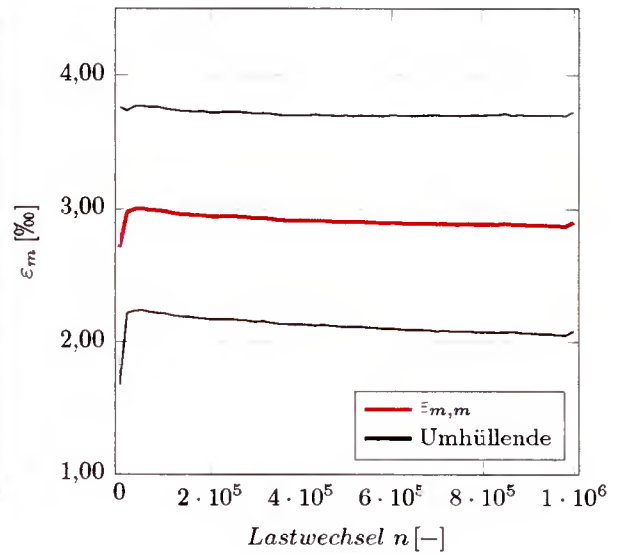


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.46: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T02-01



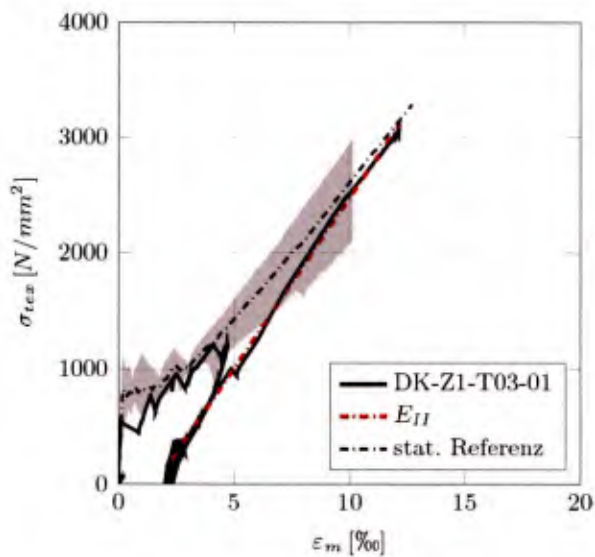
(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



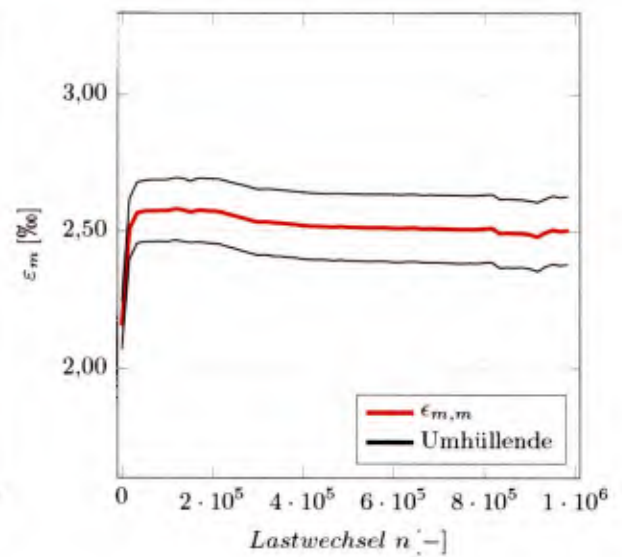
(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.47: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T02-02

DK-Z1-T03 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 168 \frac{N}{mm^2}$

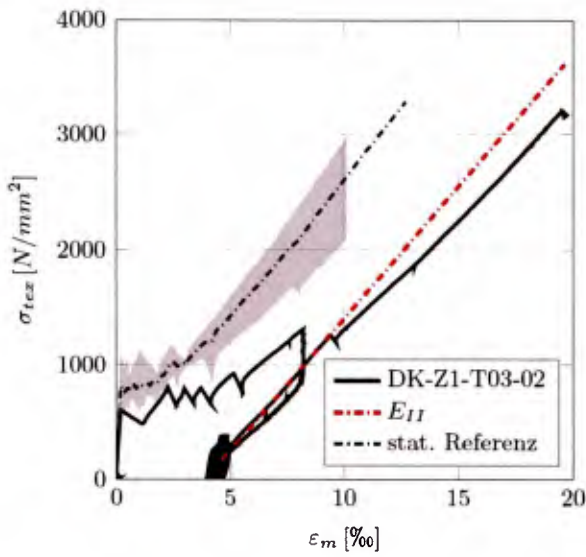


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

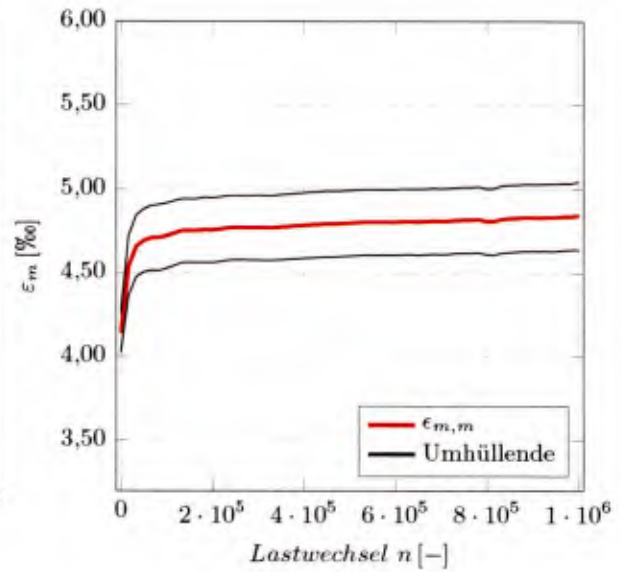


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.48: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T03-01

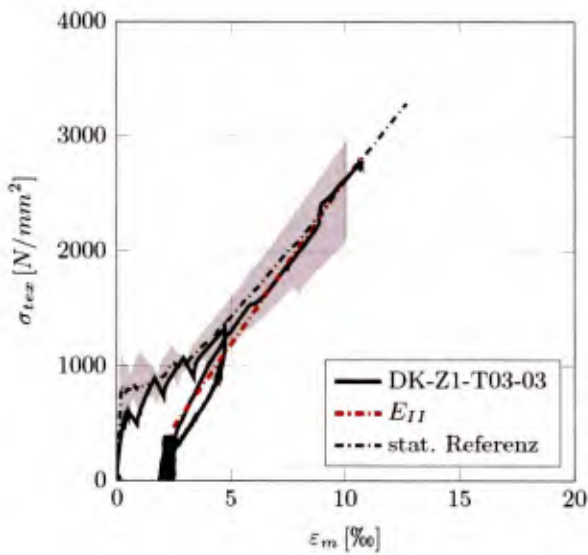


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

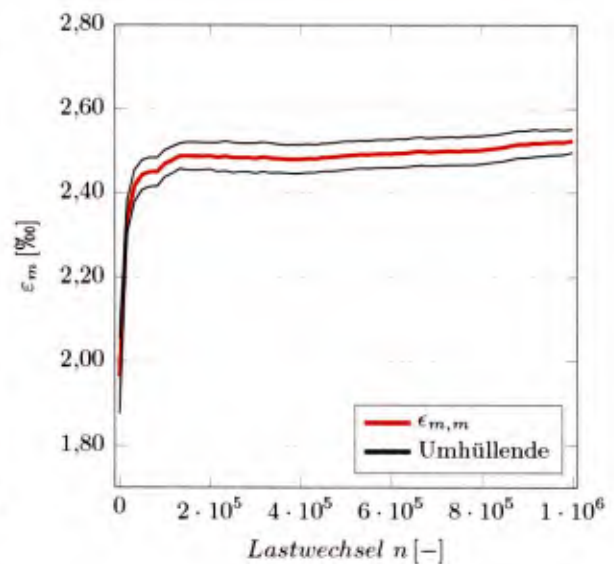


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.49: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T03-02



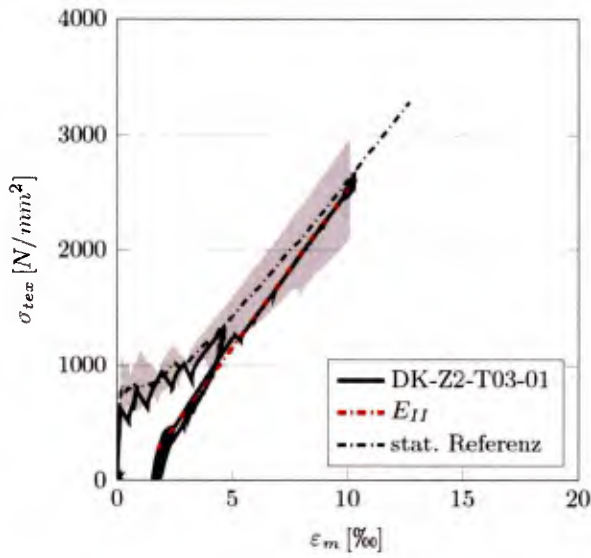
(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



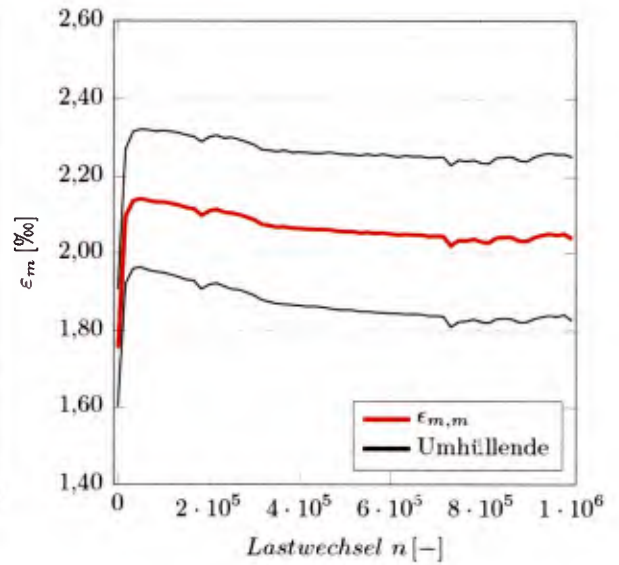
(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.50: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z1-T03-03

DK-Z2-T03 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 252 \frac{N}{mm^2}$

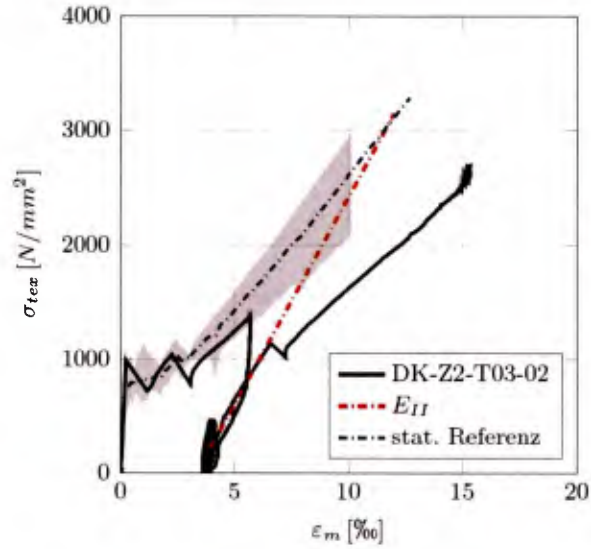


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

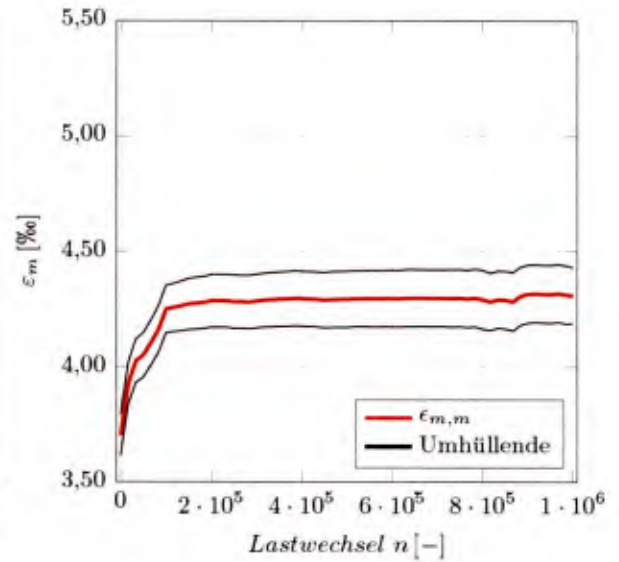


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.51: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T03-01

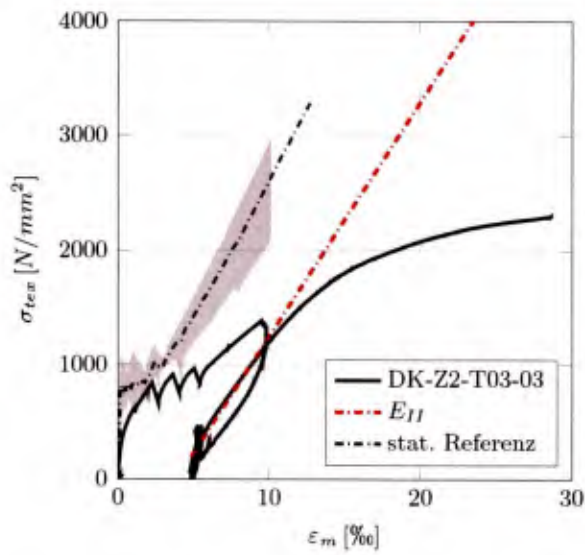


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

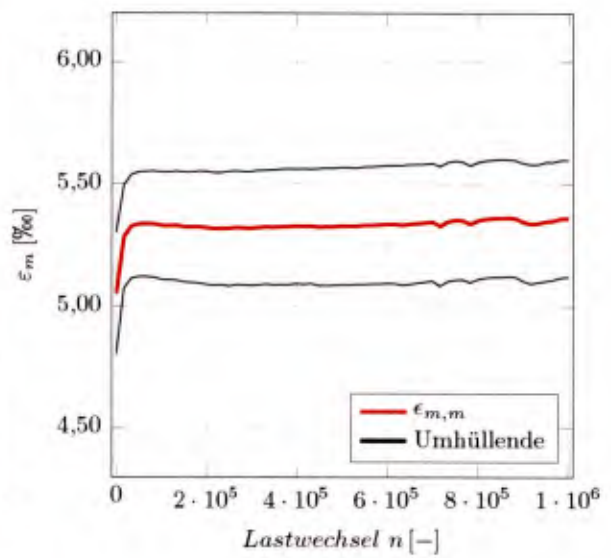


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.52: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T03-02



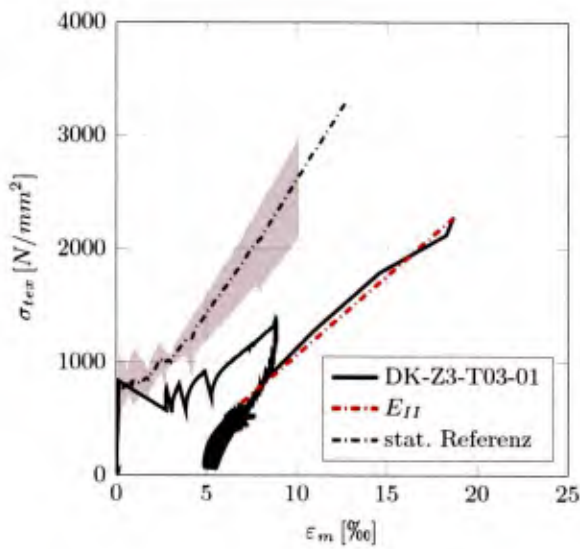
(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



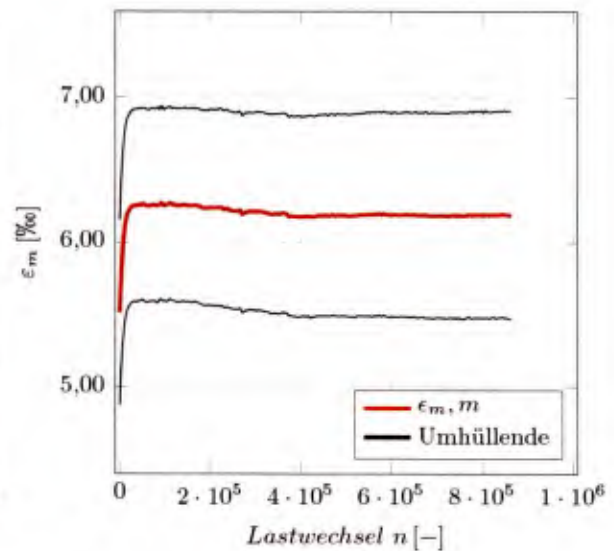
(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.53: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z2-T03-03 – Der Probekörper rutschte während der Resttragfähigkeitsuntersuchung aus der Verankerung

DK-Z3-T03 mit Schwingbreite $\Delta\sigma_{tex} = 420 \frac{N}{mm^2}$

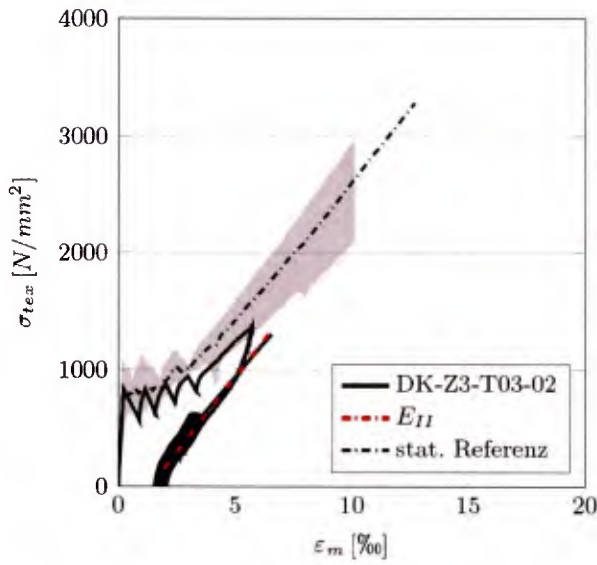


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

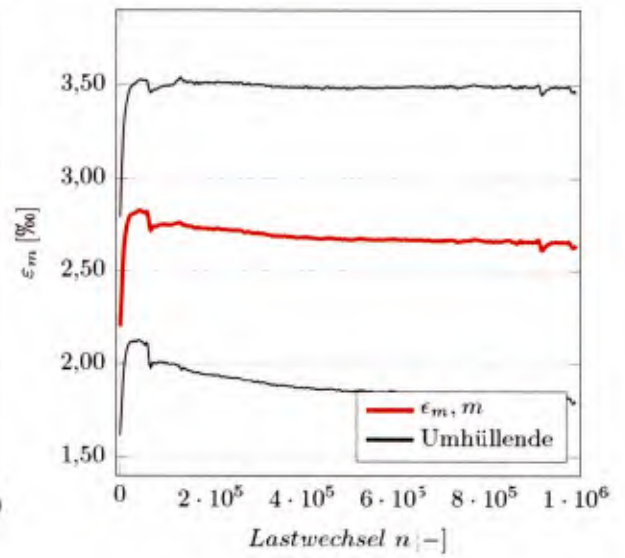


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.54: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T03-01

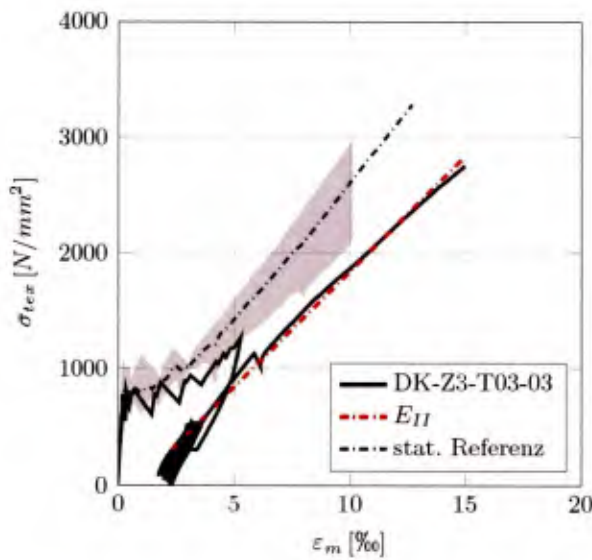


(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie

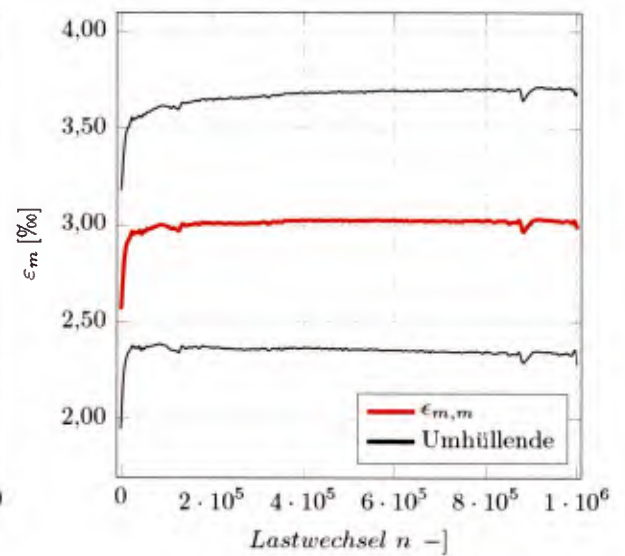


(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.55: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T03-02



(a) Zugspannungs-Dehnungs-Linie



(b) Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm

Bild C.56: Zugspannungs-Dehnungs-Linie und Dehnungs-Lastwechsel-Diagramm des Versuchs DK-Z3-T03-03

C.4 Festbetoneigenschaften

Tabelle C.16: Festbetoneigenschaften (Mittelwerte der Chargen)

Charge	Betonalter d = 28 Tage			Betonalter d = 90 Tage		
	$f_{cm,28d}$	$f_{ctm,fl,28d}$	$f_{ctm,28d}$	$f_{cm,90d}$	$f_{ctm,fl,90d}$	$f_{ctm,90d}$
	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$
1	84,7	10,3	4,6	89,5	9,8	4,3
2	82,9	9,5	4,2	85,9	10,2	4,5
3	84,6	9,1	4,0	87,8	12,5	5,5
4	86,2	9,9	4,4	88,9	11,6	5,1
5	82,4	12,3	5,4	87,9	12,8	5,7
6	88,9	11,0	4,9	90,2	11,6	5,1
Mittelwert	85,0	10,4	4,6	88,4	11,4	5,0
Standardabweichung	2,4	1,2	0,5	1,5	1,2	0,5
Variationskoeffizient	0,03	0,11	0,11	0,02	0,11	0,11

Verzeichnis der in dieser Schriftenreihe erschienenen Hefte

- 96/1 **Gebbeken, N.:** *Zur Untersuchung des linearen Tragverhaltens von Faserverbundkonstruktionen mittels numerischer Methoden*
- 97/1 **Rötzer, J.:** *Ein Beitrag zur Berechnung von Stahlbetontragwerken unter hohen Dehnungsgeschwindigkeiten und hohen Drücken*
- 97/2 **Gebbeken, N.; Wanzek, T.; Petersen, C.:** *„Semi-rigid“ Verbindungen – Versuche an „T-stubs“. Versuchsbericht*
- 97/3 **Jian, Y.:** *Tragverhalten dünner rechteckiger Stahlplatten mit großer Verformungen unter Berücksichtigung der Membranwirkung*
- 97/4 **Reif, F.:** *Mittels geregelter harmonischer Endpunktverschiebung induzierte räumliche Seilschwingungen.*
- 97/5 **Wei, Y.:** *Influences of Creep, Shrinkage and Steel Relaxation on Structural Behaviour.*
- 97/6 **Wurzer, O.:** *Zur Tragfähigkeit von Betondübeln.*
- 97/7 **Wanzek, T.:** *Zu Theorie, Numerik und Versuchen verformbarer Anschlusskonstruktionen.*
- 97/8 **Gebbeken, N.; Rothert, H.; Wanzek, T.:** *Zur Theorie und Finite-Element-Berechnung des Tragverhaltens von verformbaren (semi-rigid) Anschlusskonstruktionen im Stahlbau.*
- 99/1 **Böge, G.:** *MAKROS – Pre- und Postprozessing für Finite Elemente – AutoCAD-Erweiterung zur Generierung von FE-Modellen.*
- 00/1 **Gebbeken, N.:** *Beiträge zur Begabungs-, Bildungs- und Hochschulpolitik.*
- 00/2 **Bettin, I.; Urrutia Galicia, J.C.; Gebbeken, N.:** *On the analysis of vertical circular cylindrical tanks under earthquake excitation at its base.*
- 00/3 **Gebbeken, N.:** *Wörterbuch Bauwesen Englisch-Deutsch Deutsch-Englisch.*
- 00/4 **Ruppert, M.:** *Zur numerischen Simulation von hochdynamisch beanspruchten Betonstrukturen.*
- 00/5 **Sauer, M.:** *Adaptive Kopplung des netzfreien SPH-Verfahrens mit finiten Elementen zur Berechnung von Impaktvorgängen.*
- 01/1 **Zapfe, C.:** *Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit Betondübeln zur Übertragung der Längsschubkräfte.*
- 01/2 **Urrutia-Galicia, J. L.:** *Contributions to Applied Mathematics in Engineering*
- 01/3 **Gebbeken, N.:** *Wörterbuch Bauwesen Englisch-Deutsch Deutsch-Englisch ergänzte und überarbeitete 2. Auflage*
- 02/1 **Matias León, J.C.:** *Ein Beitrag zur Wirkung von Wellen und Schockwellen in Tragwerken*
- 02/2 **Bosl, R.:** *Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz*
- 02/3 **Fischer, O.; Heinen, A.H.; Thalheim, J.-U.:** *Nichtlineare räumliche Seilschwingungen*

- 02/4 **Paulke, S.:** *Ein Beitrag zur Herleitung und Lösung nichtlinearer, thermomechanisch gekoppelter Grundgleichungen für Schalenträgerwerke*
- 02/5 **Mangerig, I.; Zapfe, C.:** *Nachweisverfahren und Sanierungsmöglichkeiten für Stahlträgerdecken mit Betonausfachung*
- 03/1 **Gebbeken, N.:** *Wörterbuch Bauwesen Englisch-Deutsch Deutsch-Englisch erheblich ergänzte Auflage, 3. Auflage*
- 03/2 **Urrutia-Galicia, J.L.:** *„The Best Manifold Theory“, In Frequency Interpretation of Time Dependent Functions, An Application To Seismic Engineering.*
- 03/3 **Gebbeken, N.; Bletzinger, K.-U.; Rothert, H.:** *Hrsg. Aktuelle Beiträge aus Baustatik und Computational Mechanics*
- 03/4 **Gebbeken, N.; Dittrich, G.; Mueller-Hagen, S.:** *Zur Verwendung und Berechnung von Fahnenblechanschlüssen*
- 04/1 **Weiß, J.:** *Vereinfachte Integration von Fachwissen in Computerprogramme am Beispiel eines Planungssystems für die Bauindustrie*
- 04/2 **Thalheim, J.-U.:** *Nichtlineare Seilschwingungen und Stabilitätsanalysen für Seilbewegungen*
- 04/3 **Gebbeken, N.:** *Wörterbuch Bauwesen Englisch-Deutsch Deutsch-Englisch ergänzte Auflage, 4. Auflage*
- 04/4 **Greulich, S.:** *Zur numerischen Simulation von Stahlbeton- und Faserbetonstrukturen unter Detonationsbeanspruchung.*
- 04/5 **Ehrlich, I.:** *Impactverhalten schwach gekrümmter Strukturen aus faserverstärkten Kunststoffen*
- 05/1 **Lichte, U.:** *Klimatische Temperatureinwirkungen und Kombinationsregeln bei Brückenbauwerken*
- 05/2 **Petersen, C.:** *Studien zum Einsatz von Erdbebenschutzsystemen*
- 06/1 **Kustermann, A.; Keuser, M.; Zimbelmann R. K.; Grimm, R.:** *Hochfeste Bindemittel und Zuschlagstoffe für hochfeste Betone unterschiedlicher Güte“ für Schutzanlagen der militärischen Sonderinfrastruktur*
- 06/2 **Bludau, Ch.; Keuser, M.; Kustermann, A.; Thienel K.-Ch.:** *Schutzplatten aus hochfestem Beton (Abschlussbericht)*
- 06/3 **Purainer, R.; Keuser, M.:** *Versuche an Stahlbetonscheiben und –platten unter Zugbeanspruchung*
- 06/4 **Gebbeken, N.; Keuser, M.; Klaus, M.; Mangerig, I.; Thoma, K. (Hrsg.):** *2. Workshop „BAU-PROTECT“ Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen*
- 07/1 **Gollwitzer, T.:** *Finite Stabelemente für mehrteilige nachgiebige Verbundquerschnitte zur Berechnung von Brettrippenschalen*
- 08/1 **Urrutia-Galicia, J.L.:** *Contributions to Applied Mathematics in Engineering*
- 08/2 **Gebbeken, N.; Thoma, K. (Hrsg.):** *3. Workshop „BAU-PROTECT“ Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen*
- 09/1 **Hartmann, T.:** *Zur mesomechanischen Modellierung von Beton und ihrer Anwendung zur makromechanischen Modellbildung*

- 10/1 Baumhauer, A.:** *Beurteilung geschädigter Brückenbauwerke unter Berücksichtigung unscharfer Tragwerksparameter*
- 10/2 Bierbrauer, K.:** *Ein Beitrag zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit bestehender Stahlbetonbrücken unbekannter Eigenschaften*
- 10/3 Rüdiger, L.:** *Tragverhalten von Stahlbetonplatten unter Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung im gerissenen Zustand*
- 10/4 Fuchs, M.:** *Stahlbetonbauteile nach außergewöhnlichen Einwirkungen – Schadensquantifizierung und Instandsetzung*
- 10/5 Braml, T.:** *Zur Beurteilung der Zuverlässigkeit von Massivbrücken auf der Grundlage der Ergebnisse von Überprüfungen am Bauwerk*
- 10/6 Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ingbert Mangerig**
- 10/7 Seel, U.:** *Der konzeptionelle Entwicklungswandel von Flughafenterminalgebäuden in der Gegenüberstellung zur Entstehungsgeschichte des Flughafens München*
- 11/1 Retze, U.:** *Beispielhafte Untersuchung zum Einsatz von Monitoringmethoden an einer Brücke*
- 11/2 Burger, S.:** *Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Betondübeln im Verbundbau*
- 11/3 Kroyer, R.:** *Instationäres Temperatur- und Strukturverhalten von Stabwerkstrukturen*
- 11/4 Urrutia-Galicia, J. L.:** *Contributions to Applied Mathematics in Engineering III*
- 11/5 Köck, B.:** *Barocke Dachwerke: Konstruktion und Tragverhalten*
- 12/1 Teich, M.:** *Interaktionen von Explosionen mit flexiblen Strukturen*
- 12/2 Beucher, S.:** *Zur aktiven Temperierung von Brückenfahrbahnen*
- 12/3 Döge, T.:** *Zur Reflexion von Luftstoßwellen an nachgiebigen Materialien und Baustrukturen*
- 12/4 Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser**
- 12/5 Gebbeken, N.; Klaus, M.; Thoma, K. (Hrsg.):** *5. Workshop „BAU-PROTECT“ Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen*
- 12/6 Linse, T.:** *Materialmodelle für Mörtel und Ziegel für die diskrete Modellierung von Mauerwerk unter dynamischen Einwirkungen*
- 13/1 Haese, A.:** *Beitrag zur Bemessung scheibenbeanspruchter Stahl-Glas-Elemente*
- 14/1 Wensauer, R.:** *Zum Einfluss hochdynamischer Einwirkungen auf das Verbundverhalten von Stahlbeton*
- 14/2 Lenner, R.:** *Safety Concept and Partial Factors for Military Assessment of Existing Concrete Bridges*
- 14/3 Pfeiffer, E.; Rödig, P.:** *Lebenszyklusbegleitende Nutzbarkeit digitaler Bauwerksinformationen*
- 16/1 Herrmann, T.:** *Untersuchungen zu punktgestützten Verglasungen mit Senkkopfhaltern*

- 1711 Ampunant, P.:** *Numerische Untersuchungen zur Druck-Sog-Belastung auf Lärmschutzwände an Hochgeschwindigkeitsstrecken der Bahn*
- 1712 Michal, M.:** *Verbund von Beton und Bewehrung unter hochdynamischen Beanspruchungen*
- 1713 Friedl, R.:** *Grundlagenorientierte theoretische und experimentelle Untersuchungen zum Schwingungsverhalten einer modifizierten Schwenktraversendehnfuge sowie zu fahrbahnunebenheitsinduzierten Radkraftschwankungen von Straßenfahrzeugen im Hinblick auf die daraus resultierende Streuung messtechnisch erfasster Fahrzeuggewichte*
- 1714 Niederwald, M.:** *Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton*