

IVW - Schriftenreihe Band 144

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

David Finck

**In-plane- und out-of-plane Kriechen
von Sheet-Molding-Compounds
bei erhöhter Temperatur**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <<http://dnb.ddb.de>> abrufbar.

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <<http://dnb.ddb.de>>.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer
Erwin-Schrödinger-Straße
TU Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern
<http://www.ivw.uni-kl.de>

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: pri-me Printservice Medienservice
Barbarossastr. 1, 67655 Kaiserslautern
D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2020

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X

ISBN 978-3-944440-41-5

In-plane- und out-of-plane-Kriechen von Sheet-Molding-Compounds bei erhöhter Temperatur

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik

der Technischen Universität Kaiserslautern

zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Herrn

Dipl.-Ing. David Finck

aus Braunschweig

Tag der mündlichen Prüfung: 19.10.2020

Prüfungsvorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Tilmann Beck

1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann

2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. habil. Kay André Weidenmann

D386

Vorwort

Die vorliegende Dissertation ist im Rahmen meiner Tätigkeit bei der SIEMENS AG in der Abteilung CT REE MDM POL-DE entstanden. Die Abteilung beschäftigt sich in erster Linie mit der Erforschung der mechanischen, chemischen und elektrischen Eigenschaften von (faserverstärkten-) Polymeren.

Besonders bedanken möchte ich mich für die wissenschaftliche Betreuung seitens des Instituts für Verbundwerkstoffe (IVW) durch Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann und Herrn Dipl.-Ing. Thomas Rief. Ein stetiger Austausch mit regem Interesse ermöglichte eine zielführende Zusammenarbeit. Verschiedenste Fragestellungen wurden diskutiert, um die Weichen der weiteren Arbeiten zu stellen. Ebenfalls danken möchte ich Prof. Dr.-Ing. Kay Weidenmann für die Übernahme der Begutachtung meiner Arbeit.

Seitens der SIEMENS AG gilt besonderem Dank meinem Gruppenleiter Dr. rer. nat. Dieter Heigl sowie meinem Technologiefeldleiter Dr.-Ing. Christian Seidel, welche mir stets große Unterstützung und freie Zeit für die Ausgestaltung dieser Arbeit zugestanden haben. Mehrere Studienarbeiten im Rahmen dieser Dissertation haben den Ergebnisfortschritt ebenfalls konstant vorangetrieben, daher danke ich auch: Michael Dietrich, Jannes Timke, Joseph Kastner, Anika Ostermeier und Tuan Anh Nguyen.

Auch meine Kollegen Dr. Martin Johannes, Dr.-Ing. Felix Ntourmas und Benedikt Hönisch waren bei verschiedensten Fragestellungen stets eine große Unterstützung.

Weiterhin spreche ich großen Dank an meine Lebenspartnerin und meine Familie, welche mir den Rücken freihielten und viel Verständnis gezeigt haben.

Erlangen, den 25.10.2020

David Finck

Inhaltsverzeichnis

| | |
|--|-------------|
| Kurzfassung | v |
| Abstract | vii |
| Nomenklatur | viii |
| 1 Einleitung | 1 |
| 2 Stand der Forschung | 3 |
| 2.1 Grundlagen zum Kriechmechanismus | 3 |
| 2.2 Gründe für Schraubenvorspannkraftverluste | 6 |
| 2.3 Literaturrecherchen zur Vorhersage von Schraubenvorspannkraftverlusten | 9 |
| 2.4 Literaturrecherchen zu vielversprechenden Kriechsimulationsansätzen von (an-) isotropen Materialien | 11 |
| 2.5 Aufgabenstellung | 15 |
| 3 Vorstellung der untersuchten Materialien | 17 |
| 3.1 Vorstellung der Materialklasse SMC..... | 17 |
| 3.2 Beschreibung der untersuchten Materialien und Probenpräparation | 20 |
| 3.3 Prozessierung der Couponplatten | 22 |
| 4 Herstellung einer C-SMC Lagerschild-Komponente | 25 |
| 5 Methodik | 28 |
| 5.1 Versuchsmethodik | 28 |
| 5.1.1 Quasi-statischer Biegeversuch | 28 |
| 5.1.2 In-plane Biegekriechversuch | 29 |
| 5.1.3 Quasi-statischer in-plane Zugversuch | 32 |
| 5.1.4 In-plane Zugkriechversuch | 33 |
| 5.1.5 Quasi-statischer in-plane Druckversuch | 34 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 5.1.6 | In-plane Druckkriechversuch | 34 |
| 5.1.7 | Quasi-statischer out-of-plane Druckversuch..... | 36 |
| 5.1.8 | Out-of-plane Druckkriechversuch | 38 |
| 5.1.9 | DMS-Kriechen im Vierpunktbiegeversuch | 38 |
| 5.1.10 | Optische Querschnittsbetrachtung | 39 |
| 5.1.11 | Thermomechanik in einer DMA | 40 |
| 5.1.12 | Schraubenvorspannkraftverluste | 41 |
| 5.1.13 | Kriechen einer skalierten Lagerschildkomponente | 45 |
| 5.2 | Simulative Methodik..... | 47 |
| 5.2.1 | Simulationsbeschreibung eines SMC-Stackups unter Druckbeanspruchung | 47 |
| 5.2.2 | Simulationsbeschreibung einer Schraubenvorspannkraftuntersuchung..... | 49 |
| 5.2.3 | Simulationsbeschreibung eines skalierten Lagerschildes unter komplexer Mischbeanspruchung | 52 |
| 6 | Materialcharakterisierung..... | 54 |
| 6.1 | Optische Querschnittsbetrachtungen | 54 |
| 6.2 | Quasi-statische und thermomechanische Messungen | 54 |
| 6.3 | Quasi-statische und thermomechanische Datenblattwerte | 56 |
| 6.4 | Thermomechanik der untersuchten Materialien | 56 |
| 7 | Out-of-plane Kriechen..... | 59 |
| 7.1 | Experimenteller Teil | 59 |
| 7.1.1 | Der out-of-plane E-Modul | 59 |
| 7.1.2 | Out-of-plane Kriechen unter Druckbeanspruchung..... | 60 |
| 7.1.3 | Schraubenvorspannkraftverlust von angezogenen Schraubverbindungen | 63 |
| 7.2 | Simulationen | 66 |

| | |
|---|------------|
| 7.2.1 Simulation des Versuchs ‘Out-of-plane Kriechen unter Druckbeanspruchung‘ | 66 |
| 7.2.2 Simulation des Versuchs ‘Schraubenvorspannkraftverlust von angezogenen Schraubverbindungen‘ | 67 |
| 7.2.3 Ein anwendungsnahes Beispiel zur Kompensation des Schraubenvorspannkraftverlustes | 69 |
| 8 In-plane Kriechen | 72 |
| 8.1 Experimenteller Teil | 72 |
| 8.1.1 Kriechen im Lastfall Biegung | 72 |
| 8.1.2 Kriechen im Lastfall Zug | 74 |
| 8.1.3 Kriechen im Lastfall Druck | 74 |
| 8.2 Vergleich der Kriechdehnungen in verschiedenen Lastfällen | 75 |
| 9 Ansätze für weitere Untersuchungen | 79 |
| 9.1 Experimentelle Kriechuntersuchung an einer skalierten Lagerschild-Komponente | 79 |
| 9.2 Simulative Kriechuntersuchung einer skalierten Lagerschild-Komponente | 80 |
| 9.3 Reverse-Engineering der Reinharzkennwerte | 81 |
| 10 Fazit und Ausblick | 88 |
| 11 Literaturverzeichnis | 94 |
| Anhang A - Messkurven zur quasi-statischen Materialcharakterisierung | 101 |
| Anhang B - Curve-Fitting weiterer Kriechmessungen | 105 |
| Anhang C - CFK Literaturkennwerte | 106 |
| Liste betreuter studentischer Arbeiten | 107 |
| Lebenslauf | 108 |

Kurzfassung

Die Verwendung von Sheet-Molding-Compounds (SMCs) unter dauerhaft wirkenden statischen Lasten und erhöhten Temperaturen lässt die Frage nach der Materialkriechneigung aufkommen. Während der Kriecheffekt bisher viel Aufmerksamkeit im thermoplastischen Polymerbereich erhielt, zeigt diese Arbeit auf, dass auch duroplastische, wirrfaserverstärkte Matrixsysteme von dem Phänomen in kritischen Größenordnungen betroffen sein können. Es wurden Kriechuntersuchungen an einem glas- und einem carbonfaserverstärkten SMC durchgeführt. Die Untersuchungen wurden bei einer Temperatur von 120 °C durchgeführt, welche von einer möglichen Anwendung in einem E-Motor herrührt. Die Charakterisierung des Kriechens in der Faserebene zeigte die Schwierigkeit einer zuverlässigen Kriechversagensvorhersage bei der Beanspruchung in der Faserebene auf. Kriechdehnungsverläufe zeigen deutliche Unterschiede bei Beanspruchung auf Zug und Druck bei den vorgestellten Wirrfasermaterialien. Gängige FE- (Finite Elemente) Anwendungen sind, wie Untersuchungen in dieser Arbeit feststellen, über Standardverfahren nicht in der Lage, zuverlässige Kriechvorhersagen von Faserkunststoffverbundbauteilen bei einer Mischbeanspruchung vorherzusagen. Es wurden mögliche Implementierungsansätze für FE-Programme vorgeschlagen, um eine beschriebene Kriechvorhersage zu bewerkstelligen.

Es wurde jedoch herausgefunden, dass die isotrope Kriechmodellierung, welche in gängigen FE-Programmen bereits implementiert ist, bei uniaxialem Spannungszustand im eigentlich anisotropen SMC-Material verwendbar ist. Ein solcher uniaxialer Spannungszustand mit relevantem Anwendungsszenario ist beispielsweise bei Verschraubungen vorhanden. Die Druckbeanspruchung im Faserkunststoffverbundmaterial durch die Schraubenvorspannkraft führt zu einem Kriechen in Dickenrichtung. Die Charakterisierung des Kriechens in Dickenrichtung ermöglichte die zuverlässige Vorhersage, der über die Zeit schwindenden Vorspannkraft von verschraubten SMC-Testplatten. Vorteilhaft ist hier, für die künftige Auslegung von verschraubten SMC-Verbindungselementen, dass die Kriechuntersuchungen für die verwendete Materialkarte in der Simulation vergleichbar geringen Versuchsaufwand benötigen. Die Messung kann in einer Universalprüfmaschine durchgeführt werden. Die Basis für die Kriechmessdaten bildeten zwei Druckversuche an gestackten Coupons über einen Zeitraum von je 84 h. Die Extrapolation dieser Messdaten ermöglicht eine zuverlässige

Schraubenkraftvorhersage für Zeiten von (mindestens) 1000 h. Die Kriechmessdaten wurden mit dem Norton-Bailey-Kriechgesetz approximiert. Das Norton-Bailey-Kriechgesetz ist standardmäßig in allen gängigen FE-Programmen verwendbar, was dem Anwender eine einfache Berechnung ermöglicht.

Abstract

The use of Sheet-Molding-Compounds (SMCs) for continuously acting static loads at elevated temperatures raises the question of the material creep tendency. While the creep effect has received much attention in the field of thermoplastic polymers, this study shows that thermoset, random fiber-reinforced matrix systems can also be affected by the phenomenon in critical orders of magnitude. Creep investigations were carried out on a glass fiber and a carbon fiber SMC. The investigations were carried out at a temperature of 120 °C, which is the result of a possible application in an electric motor. The characterization of creep in the fiber plane revealed the difficulty of a reliable prediction of creep failure under stress in the fiber plane. Creep strain curves under tensile and compressive stress show clear differences in the random fiber materials presented. Common FE (Finite Element) applications are not able to predict reliable creep predictions of composite components under mixed stress using standard methods, as investigations in this paper have shown. Possible implementation approaches for FE programs have been proposed to achieve a described creep prediction.

However, it was found that isotropic creep modeling, which is already implemented in common FE programs, can be used for uniaxial stress conditions in the actually anisotropic SMC material. Such a uniaxial stress state with relevant application scenario is available, for example, for screw connections. The compressive stress in the composite material caused by the bolt prestressing force leads to creep in the thickness direction. The characterization of creep in the thickness direction enabled the reliable prediction of the decreasing prestressing force of bolted SMC test plates over time. The advantage here, for the future design of bolted SMC fasteners, is that the creep tests for the material card used in the simulation require comparatively little effort. The measurement can be carried out in a universal testing machine. The basis for the creep measurement data were two compression tests on stacked coupons over a period of 84 h each. The extrapolation of these measured data enabled a reliable bolt force prediction of (at least) 1000 h. The creep data was approximated with the Norton-Bailey creep law. The Norton-Bailey creep law is a standard in all common FE programs, which enables the user to perform easy computations.

Nomenklatur

Abkürzungen

| | |
|---------|--|
| 3K | 3000 – Bezeichnung für die Filamentanzahl pro Roving |
| A2-70 | Bezeichnung Edelstahllegierung |
| Abb. | Abbildung |
| bspw. | beispielsweise |
| bzw. | beziehungsweise |
| CAD | Computer Aided Design |
| CF | Carbonfaser |
| CFK | carbonfaserverstärkter Kunststoff |
| C-SMC | Materialcode für carbonfaserverstärktes SMC 'Polynt SMCarbon 80 CF60 3K/2' |
| DIN | Deutsches Institut für Normung |
| DMA | dynamisch mechanische Analyse |
| DMS | Dehnmessstreifen |
| DSC | Differential Scanning Calorimetry |
| E-Modul | Elastizitätsmodul |
| E-Motor | elektrischer Motor |
| EN | europäische Norm |
| FE | finite Elemente |
| FEM | finite Elemente Methode |
| FKV | Faserkunststoffverbund |
| GF | Glasfaser |
| GFK | glasfaserverstärkter Kunststoff |
| G-SMC | Materialcode für glasfaserverstärktes SMC 'Quantum Composites AMC 8560' |
| ISO | International Organization for Standardization |
| Kap. | Kapitel |
| Konfig. | Konfiguration |
| korr. | korrigiert |
| k. D. | kein Datum |
| PE | Polyethylen |
| RT | Raumtemperatur |
| SMC | Sheet-Mold-Compound |

| | |
|---------|-------------------------------|
| STABW | Standardabweichung |
| UMAT | userspezifische Materialkarte |
| USERMAT | userspezifische Materialkarte |
| z. B. | zum Beispiel |

Symbole

| | |
|------------------------|--|
| A_{Probe} | Probenquerschnittsfläche in Prüfrichtung |
| A | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz |
| A_{FKV} | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz des Faserkunststoffverbundes |
| A_M | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz Matrix |
| d | Verformung Probekörper |
| E | Federsteifigkeit bzw. Elastizitätsmodul |
| $E_{\perp Kr_FKV}(t)$ | zeitabhängiges Kriechmodul des Faserkunststoffverbundmaterials in Quer-Richtung (z-Richtung) |
| $E_{\perp FSch}$ | Elastizitätsmodul der reinen Faserschicht in Quer-Richtung (z-Richtung) |
| $E_{M_Kr}(t)$ | zeitabhängiges Kriechmodul der reinen Matrixschicht |
| E_M | Elastizitätsmodul Matrix |
| $E_{\perp FKV}$ | Elastizitätsmodul des Faserkunststoffverbundmaterials in Quer-Richtung (z-Richtung) |
| $E_{ F}$ | Elastizitätsmodul Faser in Faserrichtung |
| $E_{\perp F}$ | Elastizitätsmodul Faser quer zur Faserrichtung |
| E_z | Elastizitätsmodul in Dickenrichtung |
| F_1 | Kraft zum Zeitpunkt 1 |
| F_2 | Kraft zum Zeitpunkt 2 |
| F_{amp} | hebelverstärkte Kraft |
| F_{Gew} | Gewichtskraft |
| F_{osz} | Oszillationskraft |
| h | Probenhöhe |
| l | Probenlänge |
| $L_{Stütz}$ | Stützlänge zwischen Auflagern |
| m | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz |
| m_{FKV} | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz des Faserkunststoffverbundes |

| | |
|-----------------------------------|---|
| m_M | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz Matrix |
| n | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz |
| n_{FKV} | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz des Faser- kunststoffverbundes |
| n_M | Regressionskonstante Norton-Bailey-Kriechgesetz Matrix |
| R_a | Oberflächenrauigkeit nach Mittenrauwert |
| $R_{p0.2}$ | 0,2 % Dehngrenze |
| s | Probenbreite |
| $G_{ \perp F}$ | Schubmodul Faser in Parallel-Quer-Richtung |
| T_g | Glasübergangstemperatur |
| t | Zeit |
| t_1 | Zeitpunkt für Systemzustandsänderung |
| x_1 | Einheitszelle Raumrichtung 1 Mesoskala |
| x_2 | Einheitszelle Raumrichtung 2 Mesoskala |
| x_3 | Einheitszelle Raumrichtung 3 Mesoskala |
| $y_1^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Raumrichtung 1 Subkoordinatensystem Mikroskala |
| $y_2^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Raumrichtung 1 Subkoordinatensystem Mikroskala |
| $y_3^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Raumrichtung 1 Subkoordinatensystem Mikroskala |
| $x_1^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Raumrichtung 1 Subkoordinatensystem Einzel- schicht |
| $x_2^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Raumrichtung 1 Subkoordinatensystem Einzel- schicht |
| $x_3^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Raumrichtung 1 Subkoordinatensystem Einzel- schicht |
| $\Theta^{(\alpha)}$ | Einheitszelle Laminatwinkel Einzelschicht |
| ρ_M | Dichte Matrix |
| ρ_F | Dichte Faser |
| ε | Dehnung |
| ε_{Kriech} | Kriechdehnung |
| $\varepsilon_{kriechen_biegung}$ | Biegekriechdehnung |
| ε_{Test} | elastische Testdehnung |
| ε_{Test_1} | Testdehnung 1 |
| ε_{Test_2} | Testdehnung 2 |

| | |
|----------------------------|---|
| $\varepsilon_{Kr_FKV}(t)$ | zeitabhängige Kriechdehnung des Faserkunststoffverbundmaterials |
| ε_1 | Dehnung zum Zeitpunkt 1 |
| ε_2 | Dehnung zum Zeitpunkt 2 |
| η | Dämpfersteifigkeit |
| ψ | Fasermassenanteil |
| φ_{vol} | Faservolumengehalt |
| $\nu_{ \perp F}$ | Poisson-Zahl Faser in Parallel-Quer-Richtung |
| $\nu_{\perp\perp F}$ | Poisson-Zahl Faser in Quer-Quer-Richtung |
| σ | Spannung |
| σ_0 | konstante Systemspannung |
| $\sigma_{Biegung}$ | Biegespannung |
| σ_{Test} | Testspannung |
| σ_{Test_1} | Testspannung 1 |
| σ_{Test_2} | Testspannung 2 |
| $\tan(\delta)$ | Phasenverschiebung bei DMA-Messung |
| $\Upsilon(\alpha)$ | Einheitszellenbereich |

1 Einleitung

Die Fertigung von FKV-Bauteilen (Faserkunststoffverbund) durch das SMC- (Sheet-Molding-Compound) Verfahren erhält zunehmende Aufmerksamkeit. Die Prozessierung kann vergleichsweise wirtschaftlich erfolgen und ist daher bereits in vielen Anwendungsfeldern vertreten. Besonders in der Automobilindustrie ist ein zunehmendes Interesse zu beobachten [1–3]. Bei der Auslegung einer SMC-Komponente kommt es stets zum Vergleich mit der, ebenfalls wirtschaftlichen, thermoplastischen Fertigungsweise. Hier wären beispielsweise die Organo-Blech-Fertigung oder der kurz- bzw. langfaserverstärkte Spritzguss zu nennen, welche teilweise noch deutlich niedrigere Zykluszeiten bei einer besseren Automatisierbarkeit erreichen. Großer Vorteil der duroplastischen SMC-Technik ist dagegen die hohe Temperaturstabilität des Polymers, welche für einen verhältnismäßigen geringen Preis pro kg Matrix erhältlich ist [4].

Bei unidirektional verstärkten duroplastischen FKV-Bauteilen zeigt sich laut Literatur nur eine geringe Problematik durch Kriechen, sofern im Bauteil Fasern von der Lasteinleitung bis zu Lastausleitung durchgehend auf Zug beansprucht sind [5]. Dies begründet sich in der nur sehr geringen Kriechneigung von Glas- und Carbonfasern im Vergleich zu den typischen Matrixmaterialien [6,7]. Bei wirrfaserverstärkten (SMC)-Materialien bietet sich diese konstruktive Maßnahme nicht, da Kraftflüsse zwischen den Faserovingen stets durch die Matrix gewährleistet werden müssen. Daher soll in dieser Arbeit die Kriechneigung von SMCs und technische Möglichkeiten zur Beherrschung bzw. Vorhersage des Kriechverhaltens näher untersucht werden.

Die gewählte Prüftemperatur von 120 °C rührt aus der Entwicklung eines Lagerschildes aus SMC-Material für einen elektrischen Motor mit Einsatz in der E-Mobilität. Hier stellen die 120 °C laut Lastenheft eine dauerhaft zu ertragene obere Grenztemperatur dar, welcher widerstanden werden muss. Jedoch ist diese Temperatur auch eine oft genannte obere Temperaturgrenze im (Auto-) mobilen Sektor [5]. Die Untersuchungen der nachfolgenden Arbeit wurden an einem glasfaser- und einem carbonfaserverstärktem SMC durchgeführt. Diese Materialien bieten (laut Datenblatt) vielversprechende thermomechanische Eigenschaften, um den geforderten Lasten zu widerstehen. Wie

folgende Untersuchungen jedoch zeigen, konnte diese erste Einschätzung nicht vollumfänglich bestätigt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Studien [8,9] veröffentlicht, welche auf den folgenden Seiten teilweise aufgegriffen und erweitert werden.

2 Stand der Forschung

Motivation der Literaturrecherchen zum Stand der Technik war, die Bauteilentwicklung der erwähnten Lagerschildkomponente voranzubringen. Zentrale Fragestellung an dieser Stelle war zunächst die erwartete Kriechproblematik der Materialien und die Auswirkung auf erwartbare Schraubenvorspannkraftverluste. Die Recherche zu bereits existierenden Untersuchungen zu Schraubenvorspannkraftverlusten an Verbundwerkstoffen lieferte keine einfach und universell anwendbaren Vorhersagevorgehen. Daher wurde ein simulativer Ansatz zu dieser Problemlösung weiterverfolgt. Auch die Literaturrecherche zu simulativen Ansätzen zum Kriechen von Verbundwerkstoffen im Allgemeinen lieferte keine einfachen Lösungen, was erklärt, weshalb auch aktuelle Schraubenvorspannkraftuntersuchungen noch teilweise analytisch-empirische Ansätze verfolgen.

2.1 Grundlagen zum Kriechmechanismus

Der Begriff Kriechen versteht sich als die stetige Deformationszunahme eines Materials unter statischer Last [10]. Über die Mikromechanik der Kriechprozesse bei Polymeren ist bekannt, dass die sich aufbauende Kriechdehnung hauptsächlich aus dem gegenseitigen Abgleiten sowie dem Entfalten der polymeren Molekülketten resultiert [11]. Da Kriechen seine mechanische Begründung in thermisch aktivierten Diffusionsprozessen findet, lassen sich Zeit-Temperatur-Abhängigkeiten nach Arrhenius nutzen [12]. Dadurch kann die Dauer von Kriechversuchen teilweise deutlich verkürzt werden.

Der Kriechprozess bei einer konstanten aufgebrauchten Spannung ist typischerweise in drei Stufen geteilt. In der ersten Stufe ist der Werkstoff noch einer hohen Kriechdehnrate ausgesetzt, die sich im Übergang zur zweiten Stufe jedoch deutlich abschwächt. In der zweiten Stufe bleibt die Kriechdehnrate auf einem annähernd konstanten Level. In der dritten Stufe tritt wieder eine beschleunigte Kriechdehnung auf, da sich im Material Risse und Fehlstellen bilden. Diese führen zu lokal stark erhöhten Spannungen, bis die Probe schließlich bricht. Entsprechend der drei Stufen spricht man auch von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen. [10]

Es existieren Publikationen, die sich mit den mechanischen Vorgängen während der verschiedenen Kriechstufen im Detail beschäftigen, siehe [11–15].

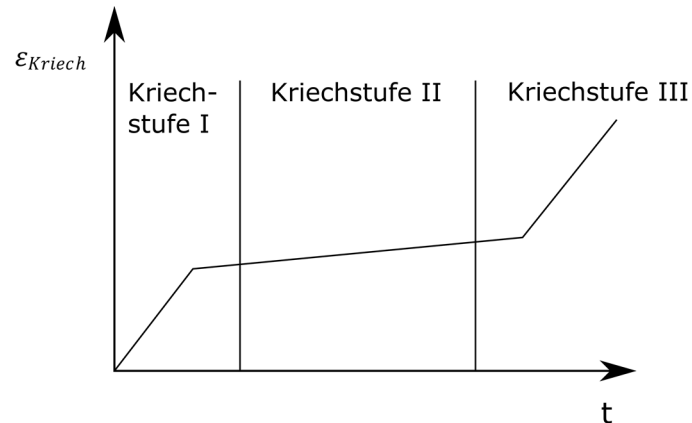


Abbildung 2-1: Kriechstufen im Zeit-Dehnung-Diagramm. Abb. nach [10]

Das rheologische Materialverhalten Kriechen in den ersten beiden Kriechstufen wird oft mit viskoelastischen Materialmodellen beschrieben. Viskoelastische Materialmodelle nehmen an, dass ein Werkstoff unter Deformation sowohl viskoses als auch elastisches Verhalten aufweist. Dieses Verhalten wird durch eine Reihen- bzw. Parallelschaltung von elastischen Federn und viskosen Dämpfern modelliert. Gängige viskoelastische Modellierungsmodelle existieren unter anderem nach Maxwell- oder Voigt- bzw. Kelvin. Zur einfachen Modellierung des viskoelastischen Kriechverhaltens von Festkörpern wird in der Literatur beispielsweise das Voigt-Kelvin-Modell angeführt (siehe Abbildung 2-2). Hier wird eine Feder mit der Federsteifigkeit E gespannt. Die Kraftumlagerung in die Feder wird jedoch von einem Dämpferelement mit der Dämpfersteifigkeit η zeitlich verzögert. [10]

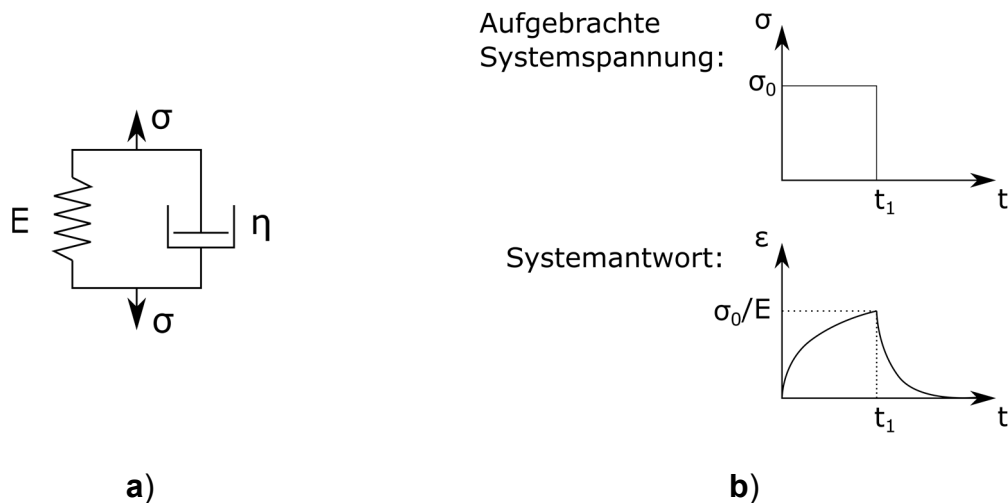


Abbildung 2-2: **a)** Viskoelastisches Feder-Dämpfermodell nach Kelvin-Voigt, **b)** Sprungantwort nach Belastung und Entlastung des Kelvin-Voigt-Modells. Abb. nach [10]

Da eine dem Kriechversuch nachgelagerte spannungsfreie Relaxation die Dehnung in der Regel jedoch nicht auf den Ursprungszustand des Werkstoffs zurückbringt, ist davon auszugehen, dass ebenfalls viskoplastische Verformungsanteile in einem realen Kriechversuch enthalten sind. Diese viskoplastischen Verformungsanteile lassen sich mit dem Kelvin-Voigt-Modell nicht abbilden. Eine Approximation von realen Kriechmessdaten ist mit einem viskoelastischen Materialmodell also möglich, trifft aber vereinfachende Annahmen. [10]

Die Materialverhalten Kriechen und Relaxation werden oft äquivalent verwendet, bezeichnen jedoch unterschiedliche Materialeffekte. Die für die nachfolgenden Untersuchungen wesentliche Unterscheidung der Effekte lässt sich mit den Standardmessverfahren für beide Materialeffekte erklären:

- Beim Kriechversuch wird die auf der Probe lastende Spannung konstant gehalten und die zunehmende Dehnung beobachtet. [16]
- Beim Relaxationsversuch wird die auf der Probe lastende Deformation, bzw. Dehnung konstant gehalten und der zunehmende Kraftverlust beobachtet. [16]

Beim Kriechen entstehen im Werkstoff also durch viskoelastische und -plastische Effekte während des Versuchs stetig zunehmende und beobachtbare Dehnungen. Beim Relaxieren dagegen verändert sich die zu Versuchsbeginn beobachtbare Dehnung nicht. Die messbare Kraftabnahme ist hier begründet in einer Umwandlung von

elastischen Dehnungen in viskoelastische und viskoplastische Dehnungen, welche auf eine Materialrestrukturierung auf Mikrostrukturebene zurückzuführen sind. Hierdurch werden Spannungen im Material abgebaut, während die Gesamtdehnung unverändert bleibt. In beiden Fällen kann die nach einer vollständigen Entlastung vorliegende Verformung als Kriechdehnung aufgefasst werden. [16]

2.2 Gründe für Schraubenvorspannkraftverluste

Für gewöhnlich wird eine Schraube verwendet, um zwei Oberflächen reibinduziert zu verbinden. Ziel dabei ist, dass die Schraubkraft groß genug ist, dass ein Rutschen der verschraubten Bauteile vermieden wird. Die zwei Einflussfaktoren auf das Rutschen einer Schraubverbindung sind die Schraubenvorspannkraft und der Reibkoeffizient zwischen den verschraubten Oberflächen. Der Fokus der nachfolgenden Untersuchungen liegt auf der Schraubkraft. Ist die Schraubkraft zu hoch, führt dies zum Überlasten der Schraube oder der verschraubten Flächen. Ist sie zu niedrig, können die verschraubten Oberflächen sich relativ zueinander bewegen. Beide Grenzfälle sollten vermieden werden. Deshalb ist es unentbehrlich, den erwartbaren Vorspannkraftverlust nach dem Anziehen der Schraube zu kennen. [8,17,18]

Schraubverbindungen können durch verschiedenste Gründe von einem Vorspannkraftverlust betroffen sein. Um die nachfolgenden Versuche auf das Phänomen 'Kriechen des verschraubten Materials' beschränken zu können, ist es wichtig, andere Gründe ausschließen zu können. [8]

Die Gründe für einen Vorspannkraftverlust an Schraubverbindungen können in folgende Kategorien unterteilt werden:

- **Allmähliches Nachlassen der Schraubkraft durch:**

- **Kriechen bzw. Relaxation des verschraubten Materials:**

- Das Materialverhalten Kriechen bzw. Relaxation wurde bereits in Kap. 2.1 erläutert. Basierend auf der Schraubanwendung begründet sich der Kriecheffekt in einer Deformation des verschraubten Materials. Die zunehmende Deformation führt zu einem Verlust an Vorspannkraft durch die Verringerung der Schraubdehnung. Ein Relaxieren des verschraubten Materials würde nicht in einer erkennbaren Deformation resultieren,

jedoch trotzdem zu einem Vorspannkraftverlust führen. In einer tatsächlichen Schraubverbindung wäre die Materialdehnung aber nur unverändert, wenn die Schraube deutlich steifer als das umgebende verschraubte Material wäre. Ansonsten würde die nachlassende Schraubdehnung unumgänglich auch eine elastische Antwort des verschraubten Materials fordern. Schraubverbindungen sind also einer Kombination aus Kriechen und Relaxation ausgesetzt. Je nach Einschraubsituation dominieren Kriech- bzw. Relaxationseffekte. [16,17]

Zusammenfassend lässt sich allerdings festhalten, dass diese Unterscheidung in einer Schraubverbindungsbewertung keine große Rolle spielt. Es existieren zwar unterschiedliche Versuche, die entweder ein reines Relaxationsverhalten eines Werkstoffes oder ein reines Kriechverhalten erfassen. Jedoch hat sich in der Praxis die Durchführung von Kriechversuchen durchgesetzt, da diese deutlich einfacher durchzuführen sind. Wenn es um die Simulation von Kriechen und Relaxationsprozessen geht, ist es ausreichend, die Messdaten von einem Kriechversuch als Datenbasis zu verwenden. Diese Vereinfachung ist ein Standardmodellierungsverfahren und gibt eine gute Approximation, auch für erwartbare Relaxationseffekte. [19]

- **Kriechen bzw. Relaxation der Schraube:**

Die Schraube selbst kann ebenfalls Kriech- bzw. Relaxationseffekten ausgesetzt sein. Typischerweise sind Kohlenstoffstähle erst bei deutlich erhöhten Temperaturen nennenswerten Kriecheffekten ausgesetzt. Es ist jedoch bekannt, dass Edelstähle (wie bspw. X5CrNi18-10 bzw. 1.4301) sogar bei Raumtemperatur deutlichen Kriecheffekten ausgesetzt sein können, sofern die Materialspannungen nahe der Streckgrenze liegen. [17,20]

- **Setzeffekte:**

Setzeffekte in der Schraubverbindung werden durch zyklische Lasten verursacht. Oberflächenrauigkeiten werden durch plastische Verformungen abgeplättet und verringern die Dicke des verschraubten Materials. Besonders betroffen von diesem Effekt sind gewöhnlicherweise

Lackierungen und Beschichtungen. Zyklische Lasten können auch durch Temperaturvariationen im verschraubten Zustand hervorgerufen werden. [17]

- **Kriechen des Messequipments:**

Dieser Punkt beinhaltet keine Problematik, die sich in realen Verschraubungen stellt. Jedoch sollte beim Messen der Vorspannkraft bedacht werden, dass das Messequipment, wie Kraftmessringe, ebenfalls Kriecheffekten ausgesetzt sein kann. Kraftmessringe arbeiten üblicherweise mit Dehnmessstreifen, welche mit einem Kleber, wie bspw. Epoxidharz, auf eine Metallhülse geklebt sind. Das Epoxidharz kann, sofern es nicht temperaturstabil genug ist, deutlichen Kriecheffekten ausgesetzt sein. Die Kriechneigung von Kraftmessringen ist oft auch im Datenblatt erwähnt. [17]

- **Plötzliches Nachlassen der Schraubkraft durch:**

- **Rotation der Schraube/Mutter im Gewinde:**

Schocks oder Vibrationen (zyklische Lasten) können eine Rotation der Schraube oder der Mutter hervorrufen. Es existieren verschiedene konstruktive Präventionsmöglichkeiten für dieses Problem, wie ein Verkleben des Gewindes, Sicherungsdraht oder spezielle Unterlegscheiben/Muttern. [17]

- **Ermüdung:**

Die Ermüdung von Schrauben kann durch zyklische Lasten erfolgen, welche zu einer Überschreitung der ertragbaren Dauerfestigkeiten und damit Rissen führen. Bereits eine mit kleinen Rissen behaftete Schraube kann eine deutlich verringerte Steifigkeit und dadurch eine geringere Schraubenvorspannung aufweisen. [17]

2.3 Literaturrecherchen zur Vorhersage von Schraubenvorspannkraftverlusten

Es existieren bereits verschiedenste Untersuchungen zur Vorhersage von Schraubenvorspannkraftverlusten durch Kriechen an verschraubten faserverstärkten Bauteilen [21–24]. Die verschiedenen Ansätze werden hier zuerst vorgestellt und später bewertet:

- Wang et al. beschreiben in ihrer Veröffentlichung Kriechversuche an verschraubten endlosfaserverstärkten CFK- (carbonfaserverstärkter Kunststoff) und GFK- (glasfaserverstärkter Kunststoff) Platten. Die Kriechdehnungen wurden mit einem DMS (Dehnmessstreifen) aufgenommen. Der DMS wurde in einer zentralen Bohrung in der Schraube selbst platziert und konnte so die allmähliche Entlastung der Schraube aufnehmen. Mit einem 4-Elemente-Modell nach Burgers, welches viskoelastisches und -plastisches Materialverhalten modellieren kann, bestehend aus zwei Federn und zwei Dämpfern, wurde versucht, die beobachteten Kriechdehnungen zu beschreiben. Die Einzeldehnungen in diesem Modell wurden mathematisch erweitert und so umgestellt, dass eine Formel für die zeitabhängige Vorspannkraft der Schrauben angegeben werden konnte. Die Formel zur Vorspannkraftberechnung enthält sowohl materialspezifische als auch geometriespezifische Parameter der Schraubverbindung. [21]
- Gibson et al. untersuchten das Kriechverhalten verschraubter endlosfaserverstärkter CFK-Platten mit luftfahrtüblichen Schraubverbindungen. Hier wurden ebenfalls mit DMS instrumentierte Schrauben verwendet, um die Schraubenvorspannkraft zu bestimmen. Hervorzuheben ist, dass das Kriechverhalten der Schraubverbindungen nicht unbelastet, sondern unter statischer und zyklischer Last geprüft wurde. Hierbei wurden die zwei verspannten FKV-Platten quer zur Schraubverbindung statisch und zyklisch in einer Prüfmaschine auseinandergezogen. Die Messdaten zum Schraubenvorspannkraftverlust enthalten also anwendungsnähere Spannungsverhältnisse, als bei einer weiter unbelasteten und lediglich gespannten Schraubverbindung. Bei dem zyklisch belasteten Prüfaufbau ist aber zu erwarten, dass zusätzlich zum Vorspannkraftverlust durch Kriechen auch weitere Effekte wie Setzen (siehe Kap. 2.2) in den

Messdaten enthalten sind. Weiterhin wurden FEM-Untersuchungen (Finite Element Methode) an den erwähnten Schraubverbindungen durchgeführt. Hierbei wurden mittels mikromechanischer Formeln und dem Kriechmodul des Reinharzes mehrere zeitabhängige Kriechmoduli des orthotropen FKV berechnet und in der Materialkarte hinterlegt. Die simulierten Schraubenvorspannkraftverläufe führten zu guten Übereinstimmungen mit den Experimenten. [22]

- In einem NASA Technical Memorandum von Shivakumar et al. wird ebenfalls eine verschraubte CFK-Verbindung hinsichtlich des Einflusses von Temperatur und Materialfeuchte auf den Vorspannkraftverlust untersucht. Die Untersuchungen sind dreigeteilt: Zuerst wurden die Kriecheigenschaften des Fmaterials bestimmt. Anschließend wurden mit einem einfachen FE-Modell der Schraubverbindung Zusammenhänge zwischen der Klemmkraft und verschiedenen Materialfeuchten und Temperaturen untersucht. Mit den Erkenntnissen aus den FE-Untersuchungen wurde schließlich eine einfache empirische Polynomfunktion entwickelt, welche die Vorspannkraft der untersuchten Schraubverbindung bei verschiedenen Temperaturen und Feuchtebedingungen in Abhängigkeit von der Zeit vorhersagen kann. [23]
- Lu et al. untersuchten das Kriechverhalten einer Schraube aus einer Chrom-Nickel-Legierung, verschraubt in einem nicht weiter spezifizierten steifen Grundmaterial, bei 500 °C hinsichtlich des resultierenden Vorspannkraftverlustes. Die Messmethodik zur Vorspannkraftermittlung wurde nicht weiter erläutert. Es wurde ebenfalls eine empirische zwei-Parameter-Polynomfunktion in die Messdaten des Vorspannkraftverlustes gefittet, um eine allgemeine Formel für den erwartbaren Vorspannkraftverlust in Abhängigkeit von der Zeit zu erhalten. Mit der erhaltenen Formel können die Vorspannkraftmessdaten auf größere Zeiträume extrapoliert werden. [24]

Üblicherweise führen die Untersuchungen also zu einer empirischen analytischen Formel, welche die Vorspannkraft über die Zeit vorhersagen. Es ist jedoch schwer abzuschätzen, wie genau diese analytischen Formeln bei unterschiedlichsten Einschraub-situationen anzuwenden sind. Daher wird im Folgenden ein simulativer Ansatz zur Schraubenvorspannkraftvorhersage verfolgt. Der simulative Ansatz nach Gibson et al. verfolgt frühere analytische händische Herangehensweisen zur

Kriechdehnungsberechnung mittels eines Ersatzkriechmoduls statt eines mechanischen E-Moduls (Elastizitätsmodul) [22]. Der Ansatz verbessert die Handrechnung insoweit, dass komplexe Bauteile, für welche keine mechanischen analytischen Formeln existieren, berechenbar sind. Auch die Verwendung einer orthotropen Materialkarte wird ermöglicht. Nachteilig an dieser Berechnungsmethodik ist, dass nur ein Matrixkriechmodul für die Berechnung verwendet wird. Die Bestimmung dieses Kriechmoduls geschieht vor der eigentlichen Kriechsimulation und hängt von der erwarteten Spannung im Bauteil ab. Sofern das Bauteil keine gleichmäßige Spannungsbelastung besitzt, wie bspw. ein dünnwandiger Druckbehälter, wird meistens die Maximalspannung einer linear statischen Bauteilberechnung verwendet. Somit wird aber in weniger stark belasteten Bereichen ein zu stark reduziertes Kriechmodul verwendet, welches die Simulation bzw. Handrechnung unvorhersehbar ungenau werden lässt. Das Vorgehen der Verwendung eines Ersatz-E-Moduls bzw. Kriechmoduls ist weiter erläutert in [5,22]. Mechanische Beispielhandrechnungen von kriechbelasteten Bauteilen sind bspw. zu finden in [25].

2.4 Literaturrecherchen zu vielversprechenden Kriechsimulationsansätzen von (an-) isotropen Materialien

Um Kriechen von Materialien simulativ zu beschreiben, ist es nicht nötig, das Materialverhalten mit viskoelastischen Theorien (siehe Maxwell-/Kelvin-/Voigt Modell Kap. 2.1) zu erfassen. Für isotrope Materialien ist es Standard, die gemessenen Kriechdehnung-Zeit-Kurven mittels Polynomfunktionen zu approximieren. Ein oft gewähltes Modell hierfür ist das Norton-Bailey-Kriechgesetz. Die Hinterlegung eines solchen Kriechgesetzes ist allerdings als rein empirische Simulation zu verstehen, welche nicht die mechanischen Vorgänge beim Kriechen berücksichtigt, wie es ein Feder-Dämpfer-Modell täte. So haben beispielsweise Testsimulationen in der Simulationsumgebung Siemens NX gezeigt, dass aufgebaute Kriechdehnungen unter Verwendung eines Norton-Bailey-Kriechgesetzes nach Rücknahme der Last gleich groß bleiben und nicht zurück relaxieren. [9,26,27]

Es existieren bereits verschiedenste weiterentwickelte Ansätze zur Simulation von anisotropem Kriechen in FKV's. Zusammenfassend lässt sich aber bereits festhalten, dass die Anwendung der bisher vorgestellten Ansätze für den Nutzer sehr aufwändig

ist. Im Folgenden sollen nur die vielversprechendsten Ansätze für zukünftige Entwicklungen im Bereich der FKV-Kriechsimulationen genannt werden:

- In [28] wird eine vollumfängliche FKV-Kriechmodellierungsprozedur vorgestellt. In dem Programm werden Kriechdaten des Matrixmaterials verwendet, um mittels mikromechanischer Gleichungen die Kriechdaten des (endlosfaserverstärkten) Laminates zu berechnen. Die erwähnte Programmroutine verwendet die MatLab-Entwicklungsumgebung und bindet das FE-Programm ANSYS ein [29,30]. Kriechdehnungen werden mit dem Schapery-Modell berechnet, welches eine komplexere Alternative zu den vorgestellten viskoelastischen Modellen in Kap. 2.1 darstellt. Im Schapery-Modell können nichtlineare viskoelastische Effekte erfasst werden. [9,28]

Das vorgeschlagene Vorgehen, die Materialdehnungen mittels mikromechanischer Formeln zu berechnen, erscheint sinnvoll, da die messtechnische Kriechdehnungsaufnahme sämtlicher erforderlicher Ingenieurskonstanten eines Laminats sehr aufwändig wäre. Dennoch wäre es sinnvoll dem Anwender hier die Wahl zu geben, einzelne Messkurven, statt berechneter Kriechdehnungen zu hinterlegen.

- Das in vielen FE-Programmen bereits hinterlegte Hill-Versagenskriterium kann zweckentfremdet werden, um anisotropes Kriechen zu modellieren, wie in [31,32] erläutert. Erwähnt sind solche Workarounds hier für die FE-Programme ANSYS und ABAQUS [30,33]. [9]

Die Modellierungsqualität, welche man mit einem abgewandelten Hill-Versagenskriterium für die Kriechproblematik erhält, ist jedoch für eine reale Komponente kaum zu gebrauchen. In [34] wird die Kriechmodellierung mittels Hill-Kriterium erläutert und kritisiert. Als problematisch wird im Kern beschrieben, dass die hinterlegten Materialkennwerte nur anisotrope Kriechdehnungen bei einer konstanten Spannung beschreiben können. Da nur wenige Bauteile auf gesamtem Bauraum einer konstanten Spannung ausgesetzt sind (zu denken wäre bspw. an dünnwandige Druckbehälter), ist der reale Mehrwert dieser Methodik sehr begrenzt. [9]

- Das FE-Programm ABAQUS [33] erlaubt das Erstellen von sehr aufwendigen Materialkartenerweiterungen, sog. UMATs oder USERMATs (userspezifische Materialkarte), direkt in der FE-Software. In [35], welche in [36] weiter erläutert wird, ist eine UMAT für die Simulation von anisotropem Kriechen für FKV's beschrieben. Die erwähnte UMAT ist in der Lage, genaue Vorhersagen über Kriechdehnungen an beliebigen Laminaten zu liefern und bietet darüber hinaus eine progressive Versagensvorhersage während der Kriechsimulation. [9]

Das Kriechverhalten des FKV-Materials wird hier allerdings durch stetig stärker reduzierte Ingenieurskonstanten berücksichtigt und nicht mit sich tatsächlich aufbauenden Kriechdehnungen. Der Ansatz ähnelt dem zuvor in Kap. 2.3 diskutierten Vorgehen von Gibson et al. [22], mit dem Unterschied, dass die Ingenieurskonstanten stetig während des nichtlinearen Berechnungsablaufs, basierend auf den Einzelementspannungen, geupdated werden. Der Ansatz bietet also einen Mehrwert bzgl. der erwartbaren Vorhersagegenauigkeit. Dennoch ist das Vorgehen, den kriechenden FKV-Materialien lediglich reduzierte Materialkennwerte zuzuweisen, als Workaround zu verstehen. Schließlich ist im eigentlichen Kriechprozess eine Zunahme von Dehnungen und keine Materialerweichung festzustellen. Dieser Workaround kann in bestimmten Situationen zu abweichenden Ergebnissen führen, z. B. wenn Bauteile simulativ mit Lasten beaufschlagt und wieder entlastet werden.

- In [37] wird eine Kriechmethodik erläutert, in welcher Kriechprozesse in einer Einheitszelle simuliert werden und anschließend auf das globale Mesh eines Bauteils gemappt werden. Dieses Verfahren wird in der Literatur auch als Homogenisierungsverfahren mit Multiskalenansatz bezeichnet und wird auch bei anderen simulativen Fragestellungen anisotroper Materialien verwendet. Besonders vielversprechend bei diesem Ansatz ist, dass keine mikromechanischen Formeln nötig sind, um die Kriechdaten auf ein Laminate in der Mesoskala zu übertragen (siehe Abbildung 2-3). Für SMCs existieren zwar rudimentäre mikromechanische Formeln (siehe [7]), jedoch können in einer Einheitszelle beliebige Füllstoffe modelliert werden. Zudem kann die Modellierung der Faseranordnung etc. so angepasst werden, dass Kontrollmessungen am Werkstoff

optimal gefittet werden. Das Verfahren bietet also speziell für die Kriechmodellierung der Materialklasse der SMCs besonderes Potential. [9]

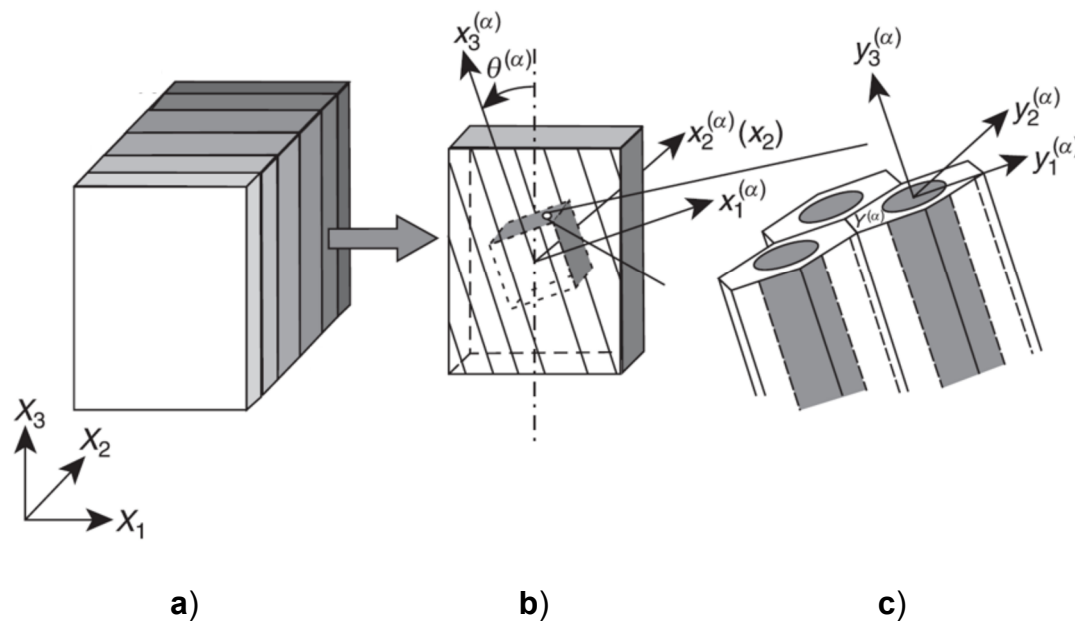


Abbildung 2-3: Unidirektionales Laminate in verschiedenen Skalenbetrachtungen: **a)** Laminate in der Mesoskala, **b)** Einzelschicht in der Mesoskala, **c)** Drei Einheitszellen in der Mikroskala. Abb. aus [37]

Typischerweise ist das Kriechen der Matrix bei einem FKV deutlich dominanter, als das der Fasern [5,7]. Daher kann bei der Kriechberechnung in der Einheitszelle für die Matrix eines FKV-Materials eine einfache isotrope Kriechmodellierung verwendet werden. [9]

Für gängige kommerzielle FE-Software sind vereinzelte Plug-In Entwicklungen für Einheitszellenberechnungen bekannt, siehe [38–41]. Kriechberechnungen sind hier jedoch (noch) nicht verfügbar. [9]

Eine weitere Veröffentlichung [42] sieht die Einheitszellenentwicklung ebenfalls als besonders vielversprechendes Werkzeug in der FKV-Kriechmodellierung. Hier wird in einem Simulation-Experiment-Vergleich mit Kriechversuchen an 0° , 90° und 45° orientierten unidirektionalen Probekörpern festgestellt, dass die Kriechkurven der 0° und 90° Proben gut modelliert werden konnten. Die 45° Proben hatten jedoch eine deutliche Abweichung zu den Versuchsergebnissen. Vermutet wird, dass in dem hinterlegten Einheitszellenmodell das nicht-isochore Verhalten der verwendeten Matrix nicht korrekt wiedergegeben wird. Ein

Aspekt der bei der Entwicklung (oder Verwendung) des Einheitszellenmodells zu beachten ist. [9]

In einer anderen Arbeit [43] wurde die Übereinstimmung zwischen einer recht komplexen, zufallsgenerierten faserverstärkten Einheitszellensimulation mit thermoplastischer Matrix im Vergleich zu experimentellen Untersuchungen betrachtet. Die Kriechdehnungsraten wurden bei verschiedenen Spannungen mit geringen Abweichungen zu der Simulation bestimmt. [9]

2.5 Aufgabenstellung

Nach der Literaturrecherche zum Stand der Technik ergaben sich bezüglich der Komponentenentwicklung des Lagerschildes mehrere Aufgabenstellungen für die nachfolgende Arbeit:

- Das Kriechverhalten von zwei vielversprechenden SMC-Materialien soll untersucht werden, um dieses, für die Komponente kritische Materialverhalten besser zu verstehen.
- Um die erforderlichen Spannungslevel in den Kriechversuchen einschätzen zu können und um eine korrekte Prozessierung der Prüfplatten sicherzustellen, sollen thermomechanische Untersuchungen an den Materialien bei der Anwendungstemperatur von 120 °C durchgeführt werden.
- In der Vorrecherche zur Komponentenentwicklung des Lagerschildes kristallisierte sich die Fragestellung nach der Vorhersagbarkeit der Schraubkraftverluste durch Kriechen heraus. In der Literaturrecherche zeigte sich ebenfalls, dass Kriechansätze für Faserverbunde in kommerzielle FE-Software noch keinen Einzug gehalten haben. Daher ist ein Ansatz dieser Arbeit, zu untersuchen, ob eine einfache isotrope Kriechmodellierung nach Norton-Bailey in bestimmten Lastszenarien für FKV's zulässig ist. Dies könnte beispielsweise durch die fast uniaxiale Druckbeanspruchung eines FKV-Bauteiles bei einer Schraubverbindung der Fall sein. Für den Anwender ergäbe sich der Vorteil, dass keine aufwendige anisotrope Kriechprozedur in der FEM-Software implementiert werden muss. Der Ansatz wird in Kap. 7 näher betrachtet. Das Kriechen von faserverstärkten Testcoupons in Dickenrichtung wurde in einer Studie [44] bereits untersucht, hier ebenfalls mit dem Ziel Schraubenvorspannkraftverluste

vorherzusagen. Es folgte leider keine Implementierung und Überprüfung in der FEM. Es blieb unklar, ob die erhaltenen Regressionskonstanten in einer isotropen Materialkarte für einen orthotropen FKV verwendbar sind. Die vorliegende Arbeit kann als Aufnahme und Expansion der erwähnten Studie verstanden werden.

- Das Kriechverhalten der untersuchten SMCs soll unter verschiedenen in-plane Beanspruchungen (Biegung, Zug, Druck) untersucht werden. So können bestehende, komplexe Kriechmodelle besser bewertet und Basiswerte für eine weitere Entwicklung dieser Modelle bereitgestellt werden. Außerdem soll so das Kriechverhalten unter in-plane Beanspruchung besser verstanden werden. Bestenfalls ist auch eine vereinfachte Anwendbarkeit des isotropen Kriechmodellansatzes möglich. Die Anwendbarkeit soll an einer skalierten Lagerschildkomponente, welche durch komplexe Spannungszustände beansprucht wird, überprüft werden. Ansatz hier ist, dass der Simulation Messdaten aus einem Biegekriechversuch, welcher selbst eine Mischbeanspruchung aus Zug- Druck und Scherung untersucht, zugrunde gelegt werden.

3 Vorstellung der untersuchten Materialien

Bei der Entwicklung der Lagerschildkomponente wurde der kommerziell verfügbare Markt für SMC-Werkstoffe beleuchtet. Anforderung an die Materialauswahl war eine hohe Steifigkeit bei möglichst geringem Preis/kg. Außerdem wurde eine thermomechanische Stabilität hoch bis 120 °C gefordert, was bedeutete, dass die Glasübergangstemperatur der Materialien einigen Abstand zu dieser Temperatur besitzen sollte. Die zur Untersuchung ausgewählten Materialien werden hier ausführlich beschrieben, um eine Einordnung der ermittelten Kriechuntersuchungen zu liefern und die Übertragung der Messdaten auf andere Materialien einschätzen zu können. Da die Kriechuntersuchungen sich auf die Materialklasse der SMCs beschränken, wurde im Rahmen dieser Arbeit viel Erfahrung mit diesem Verbundwerkstoff gesammelt. Diese Erkenntnisse sollen in diesem Kapitel komprimiert wiedergegeben werden.

3.1 Vorstellung der Materialklasse SMC

Die Materialklasse der SMCs existiert bereits seit den 1960er Jahren und gehört zu den klassischen Faserverbunden. SMCs werden stets mit duroplastischer Matrix und wirrfaserverteilten Langfasern produziert. Die Faserlänge ist nach Literatur typischerweise 1 Zoll (25,4 mm) bis 2 Zoll (50,8 mm). Den größten Marktanteil produzierter SMCs besitzen ungesättigte Polyesterharze mit Glasfaserverstärkung. Die geringen Materialkosten bei gleichzeitig hoher Witterungsbeständigkeit, Wärmeformbeständigkeit sowie hervorragender Prozessierbarkeit lassen viele Anwendungen im Bereich Verschaltungen, Verkleidungen und in der Fahrzeugindustrie zu. Je nach Einsatzbereich werden auch andere, im speziellen Fall geeignetere Matrixsysteme, wie Vinylesterharze oder Epoxidharze verwendet. Letztere zeichnen sich beispielsweise durch eine besonders hohe Wärmeformbeständigkeit aus, jedoch auch durch einen höheren Preis/kg. Bei den breit im Markt vertretenden SMCs werden häufig Additive hinzugegeben. Diese haben verschiedene Aufgaben. [5,45]

SMC-Additive und ihre Aufgaben:

- Mineralische Additive: Mineralien wie Aluminium-Silikat und Kalziumkarbonat werden teilweise in großen Masseprozentanteilen hinzugegeben. Aufgabe ist primär die Verringerung der Materialkosten, jedoch sind auch bestimmte

Nebeneffekte gewünscht, wie ein höherer E-Modul sowie eine bessere Oberflächengüte. [5]

- Thermoplaste: Thermoplaste wie Polystyrol oder Polyvinylacetat werden beigemischt, um die Materialschwindung bei der Aushärtung zu reduzieren. [5]
- Materialinterne Trennmittel: Trennmittel wie Zink- oder Kalziumstearat können direkt der SMC-Rezeptur beigemischt werden, um den Eintrennaufwand am Formwerkzeug zu verringern. [5]
- Farbpigmente: Pigmente wie Titandioxid oder Ruß können nach optischen Wünschen beigemischt werden. Durch die geringere Eindringtiefe von ultravioletter Strahlung in das ausgehärtete Bauteil können bessere Witterungsbeständigkeiten erreicht werden. [5]
- Eindickmittel: Mineralische Additive wie Magnesiumhydroxid oder Magnesiumoxid werden beigemischt, um die Viskosität zu erhöhen und eine bessere Prozessierbarkeit zu erreichen. Das Handling und der Zuschnitt der SMC-Rollen werden mit einer geringeren Klebrigkeit deutlich vereinfacht. [5]
- Selbstlöschende Additive: Aluminiumhydroxid wird aufgrund der wasserspeichernden und damit unter Hitze selbstlöschenden Funktion beigemischt. Dieses Additiv wird oft bei polymeren Anwendungen mit Brandklassenspezifikation verwendet. [5]

SMCs sind eine hochwirtschaftliche Produktionsmethode duroplastische FKV's zu verarbeiten. Die Presszeit beträgt etwa eine Minute pro mm Bauteildicke und lässt sich vergleichsweise gut automatisieren. Es werden nicht die mechanischen Eigenschaften von endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen erreicht, jedoch versuchen neue SMC-Materialien mit Carbonfaserverstärkungen die Lücke zwischen diesen Hochleistungsmaterialien und den GF-verstärkten SMCs zu schließen. Die Herstellung von SMCs erfolgt typischerweise auf darauf spezialisierten Produktionslinien. Endlose Faserverovings werden in einem Schneidwerk geschnitten und fallen anschließend auf eine darunter durchlaufende Harzmatte. Faserlängen von bis zu 50 mm werden im Schneidwerk eingestellt, wobei die meisten SMCs jedoch kürzere Fasern verwenden. [5]

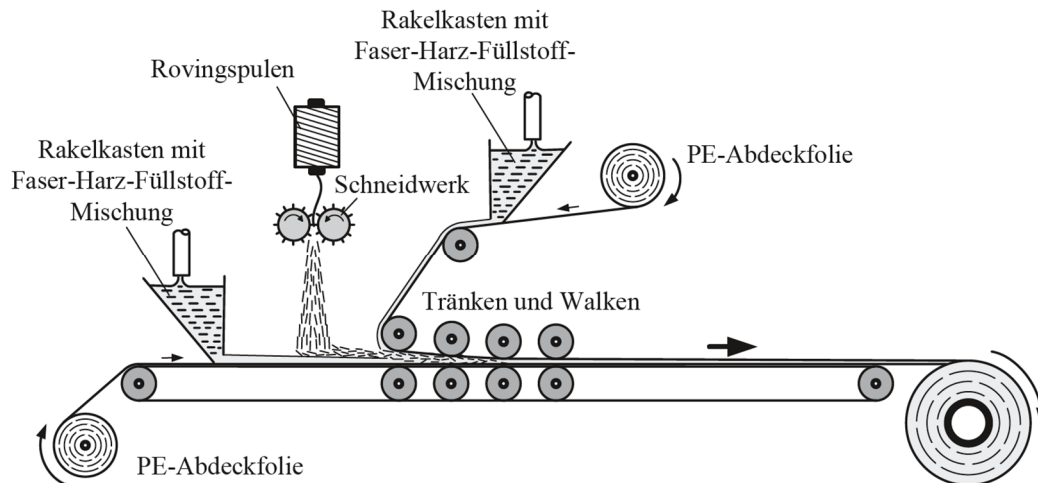


Abbildung 3-1: Prinzipskizze einer SMC-Fertigungsanlage. Abb. aus [5]

Die Prinzipskizze in Abbildung 3-1 erklärt die weiteren Fertigungsschritte bei der SMC-Fertigung. Die Faserbündel sind bei SMCs produktionsbedingt wirr verteilt. Es ergibt sich also theoretisch ein mechanisches Äquivalent zu einem quasiisotropen Laminat. An dieser Stelle ist jedoch anzumerken, dass die durchlaufende Harzmatte unter dem Schneidwerk zu einer Vorzugsorientierung der Faserrovings führen kann. Dieser Effekt kann, je nach Durchlaufgeschwindigkeit der Harzmatte, zu einer deutlichen Ausrichtung der Fasern und somit einer starken Richtungsabhängigkeit der Eigenschaften führen (siehe Tabelle 6-1). Aus diesem Grund wurde die Wicklungsrichtung der Rolle als 0°-Richtung und als Standardprüfrichtung für die nachfolgenden Untersuchungen definiert (siehe Abbildung 3-2).

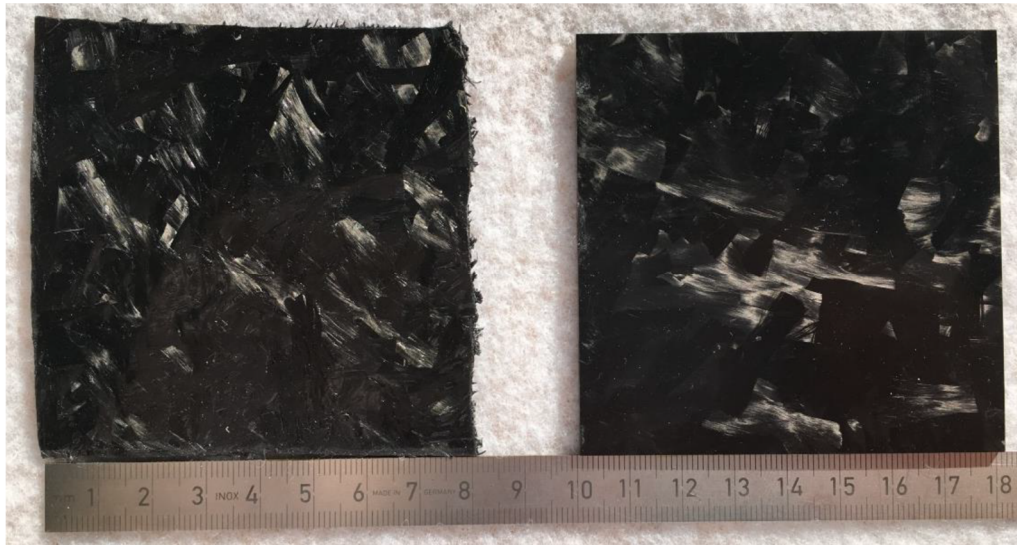


Abbildung 3-2: Schnittmuster auf SMC-Rolle mit markierter 0°-Richtung. Abb. aus [46]

Die Lieferung der SMCs erfolgt, wie in Abbildung 3-2 zu erkennen ist, auf Rollen. Die hier orangefarbene Abdeckfolie kann vor oder nach dem Zuschnitt der Einlegesheets entfernt werden. Die Abdeckfolie hat zur Aufgabe ein Verkleben der Lagen untereinander zu verhindern und somit ein einfaches Abrollen zu ermöglichen. Außerdem wird verhindert, dass Styrol aus der SMC-Matte ausgasen kann, sofern das Harzsystem styrolhaltig ist. Bei der Verarbeitung von SMCs ist zu beachten, dass nur eine begrenzte Haltbarkeit gegeben ist. Typischerweise wird diese bei 23 °C angegeben und lässt sich durch Lagerung bei tieferen Temperatur entsprechend Arrhenius verlängern. Die Lagerungszeiten verschiedener Materialsysteme variieren stark, d. h. von wenigen Tagen bis zu einigen Monaten. Während der Lagerungszeit verändert sich das Handling des Systems auch typischerweise, da die Klebrigkeit mit zunehmender Zeit verloren geht. Diesen Effekt machen sich Materialhersteller zunutze und lassen die Materialien vor Auslieferung noch eine Zeit reifen, um die Klebrigkeit auf ein vertretbares Maß zu reduzieren. [5]

3.2 Beschreibung der untersuchten Materialien und Probenpräparation

Im Folgenden wird ein Carbonfaser-SMC des Herstellers Polynt Composites Germany GmbH (siehe Abbildung 3-3) und ein Glasfaser-SMC des Herstellers Quantum Composites Inc. (siehe Abbildung 3-4) untersucht.

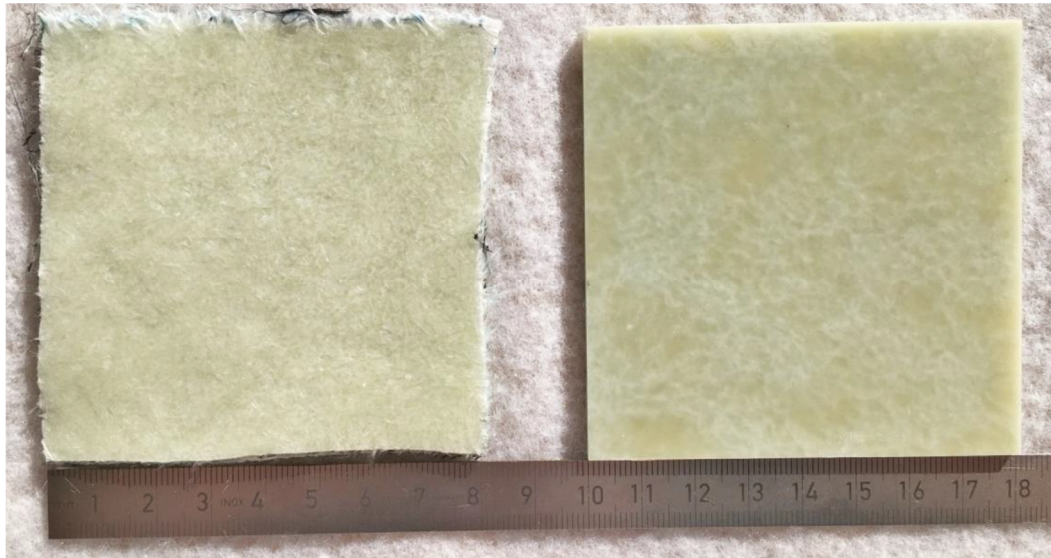


a)

b)

Abbildung 3-3: **a)** Auslieferungszustand und **b)** gepresstes Carbonfaser-SMC 'Polynt SMCarbon 80 CF60-3K/2'. Abb. aus [46]

Um die Lesbarkeit des folgenden Textes zu verbessern, wird die Abkürzung 'C-SMC' für das Material 'Polynt SMCarbon 80 CF60 3K/2' verwendet. Das erwähnte SMC wird vom Hersteller mit besonders vorteilhaften mechanischen Eigenschaften beworben und als geeignet für strukturelle Anwendungen bezeichnet. Laut Datenblatt wurden 3K-Carbonfaserrovings in 25 mm und 50 mm Länge geschnitten, jeweils zu 50 % Massenanteil. Als Harzsystem wird ein schnell aushärtendes Epoxidharz verwendet. Das SMC ist mechanisch als Hochleistungsmaterial einzuordnen, welches einen vergleichsweise hohen Faservolumenanteil und eine belastbare Carbonfaserverstärkung besitzt. Die genaue Materialrezeptur ist nicht bekannt, jedoch wird vermutet, dass sich die Materialadditive, aufgrund des hohen Faservolumenanteils, lediglich auf Eindickmittel beschränken (siehe Kap. 3.1). Andernfalls wäre die gleichmäßige Benetzung der Faserrovings gefährdet. Die in Tabelle 6-2 angegebene Glasübergangstemperatur wurde laut Datenblatt mittels DSC-Verfahren (Differential Scanning Calorimetry) gemessen. Der Fasermassenanteil wird im Datenblatt mit 60 % angegeben. Der Faservolumenanteil wurde nach Formel 8 zu 51 % berechnet. Formel 8 ist weiter in Kap. 9.3 erläutert, die erforderlichen Materialkennwerte zur Berechnung sind in Tabelle C-1 im Anhang genannt. [8,47]



a)

b)

Abbildung 3-4: a) Auslieferungszustand und b) gepresstes Glasfaser-SMC 'Quantum Composites AMC 8560'. Abb. aus [46]

Um die Lesbarkeit des folgenden Textes zu verbessern, wird die Abkürzung 'G-SMC' für das Material 'Quantum Composites AMC 8560' verwendet. Auch dieses Materialsystem wird herstellerseitig für strukturelle Einsatzbereiche beworben. Im Datenblatt wird ein Fasermassenanteil von 60 % genannt. Der Faservolumengehalt wurde nach Formel 8 zu 43 % berechnet. Die erforderlichen Materialkennwerte zur Berechnung sind in Tabelle 9-1 genannt. Das System verwendet Glasfasern, ist jedoch auch als vergleichsweise hochpreisiges SMC mit vermutlich geringem additivem Füllstoffanteil zu verstehen. Die nicht weiter spezifizierten Glasfaserrovings wurden in 12,5 mm Länge geschnitten. Als Harzsystem wird ein schnell aushärtendes Vinylesterharz verwendet. Die in Tabelle 6-2 angegebene Glasübergangstemperatur wurde laut Datenblatt mittels DMA (Dynamisch Mechanische Analyse) gemessen. [8,48]

3.3 Prozessierung der Couponplatten

Die Testcouponplatten wurden in einem SMC-Formwerkzeug in einer beheizbaren hydraulischen Presse hergestellt. Das Werkzeug ist als reines Tauchkantenwerkzeug ohne Quetschkante ausgeführt. Der Aushärtungszyklus betrug beim C- und G-SMC etwa 5 Minuten bei 145 °C und 100 bar Werkzeuginnendruck, gemäß der Datenblätter. Die SMC Materialien wurden so zugeschnitten, dass etwa 80 % der Formoberfläche

bedeckt waren. Ein vergleichsweise hoher Anteil, jedoch bleiben so die Materialorientierungseffekte durch ein Fließen des SMCs gering [1]. Die Einwaage in die Presse ergab sich über die Anzahl der eingelegten Sheets. Jede Testplatte wurde anschließend 2 Stunden lang im Ofen bei 160 °C nachgetempert. [8]

In der Praxis sind deutlich geringere Formbedeckungen von 30 % bis 70 % üblich, je nach Fließfähigkeit des SMCs. Die Fließfähigkeit hängt unter anderem von dem Füllstoffanteil ab, wobei hochgefüllte Systeme geringere Fließfähigkeiten besitzen. Der Pressdruck ist abhängig von dem zu pressenden Bauteil, der Formbedeckung und dem verwendeten SMC. Rippen oder dünnwandige Bereiche benötigen beispielsweise höhere Pressdrücke, um mit Material verfüllt zu werden. Ein zu großer Pressdruck sollte vermieden werden, da sonst beispielsweise Harz in das Auswerfersystem gepresst werden könnte. Meist wird der Pressdruck iterativ beim Einfahren des Werkzeugs ermittelt und Komponenten mit verschiedenen Einlegestrategien hergestellt. Füllsimulationen für SMC-Werkstoffe sind möglich und können für den Formenbauer eine Hilfe sein, um beispielsweise ungünstig positionierte Bindenähte zu vermeiden. Letztlich fließen bei der Konstruktion der Formwerkzeuge und der SMC-Komponentenherstellung aber auch viel Know-How und Erfahrung der produzierenden Betriebe ein. [45]

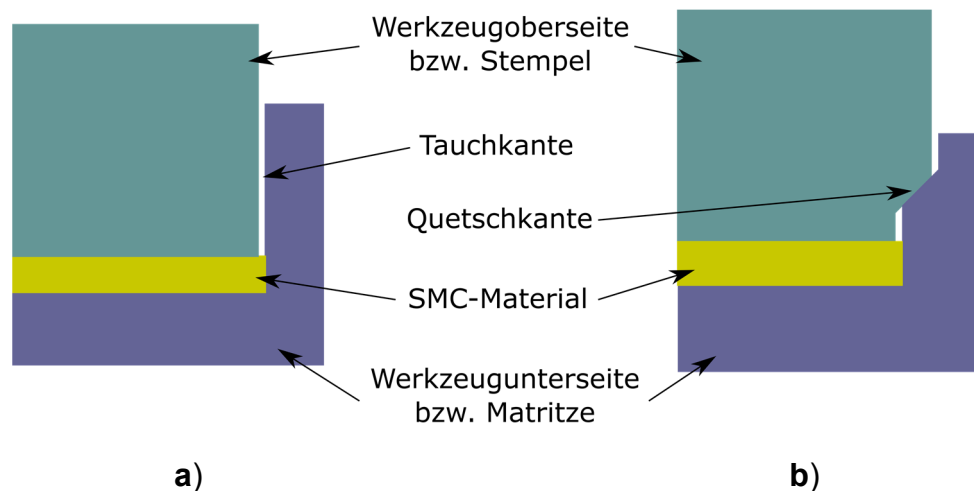


Abbildung 3-5: Formkonstruktionen für die SMC-Verarbeitung im Vergleich: a) Tauchkantenkonstruktion und b) Quetschkantenkonstruktion. Abb. nach [45]

Es existieren unterschiedliche Formkonstruktionen, um ein SMC-Bauteil zu produzieren (siehe Abbildung 3-5). Oft werden in der Praxis auch sog.

Quetschkantenwerkzeuge verwendet, statt reiner Tauchkantenwerkzeuge. Bei Quetschkantenwerkzeugen wird in die Pressform eine größere Masse SMC-Material gelegt, als für die Herstellung der Komponente nötig ist. Kontrolliert wird dieser Prozessschritt durch eine einfache Einwaage der Pressmasse. Beim Zufahren der Werkzeugober- und -unterseite baut sich der Pressdruck auf, bis das Material in Form gepresst ist und die beiden Formhälften annähernd auf Kontakt gefahren sind an der Quetschkante. Anschließend wird das in der Presskavität überschüssige Material durch die Quetschkante ausgedrückt, bis die beiden Formhälften schließlich im Kontakt stehen. Der Kraftfluss der hydraulischen Presse erfolgt während des Aushärtens der Komponente also vermutlich nicht mehr über das SMC-Material selbst, sondern hauptsächlich über die in der Quetschkante in Kontakt stehende stählerne Formober- und -unterseite. In Quetschkantenwerkzeugen herrschen also während des Aushärtens unklare tatsächliche Forminnendrucke aufgrund des schwer vorhersehbaren Gegendrucks, den die SMC-Komponente noch liefert. Aus diesem Grund wurde für die Herstellung der Couponplatten für diese Studie ein reines Tauchkantenwerkzeug angefertigt, welches keine Quetschkantenabstützung besitzt. Vorteil dieser Konstruktion ist, dass während des Pressvorgangs die gesamte hydraulische Presskraft über das SMC-Material geleitet wird und somit ein definierter Forminnendruck vorherrscht. [45]

Nach einigen hundert Couponplatten, die für diese Arbeit gepresst wurden, ist zu berichten, dass eine reine Werkzeugtauchkantenkonstruktion je nach SMC-Material einen schnellen Verschleiß aufweisen kann. SMC-Material, welches im Tauchkanten-spalt beim Zu- und Auffahren abgeschert wird, sorgt für einen schnellen Verschleiß an der Tauchkante. Außerdem ist die Prozessierung von niedrigviskosen epoxidharzba-sierten SMCs in einem reinen Tauchkantenwerkzeug besonders herausfordernd. Der Pressdruck muss schrittweise aufgebracht werden, da sonst die Viskosität des Pressharzes niedrig genug ist, dass es über die Tauchkante in großen Teilen ausgepresst wird.

4 Herstellung einer C-SMC Lagerschild-Komponente

Die in der Einleitung erwähnte Anwendung der generierten Daten in einer E-Motor Bauteilkomponente rührt aus der Entwicklung eines SMC-Lagerschildes. Ein Lagerschild hat die Aufgabe, die Lagerschale für das Lager der zentralen Welle mit dem Außengehäuse zu verbinden. Ein solches Lagerschild mit einem Außendurchmesser von etwa 480 mm wurde für einen E-Motor mit Einsatz in der Mobilität entwickelt.

Das Material für dieses Lagerschild wurde in mehreren Paketen in die Pressformhälfte eingelegt. Durch ein Verfahren der Werkzeugoberseite wird ein Forminnendruck von 100 bar erzeugt und das Material in Form gepresst. Die einzelnen Pakete fließen dabei ineinander. Das Material muss bei diesem Vorgang große Fließwege zurücklegen, bis es in Form gepresst ist. Es sind deutlich größere Turbulenzen im Fließprozess zu erwarten als bei den Testcouponplatten. Ein solch hergestelltes Lagerschild wurde mit einer Tischkreissäge getrennt, um verschiedene Testcoupons zu präparieren. So können beispielsweise die Schraubkraftverluste durch Kriechen an einer realen Bauteilkomponente untersucht werden. In der Pressform wurden kegelförmige Ankörnungen für die Schraublöcher vorgesehen, welche im Lagerschild mit einer Standbohrmaschine durchbohrt werden können.

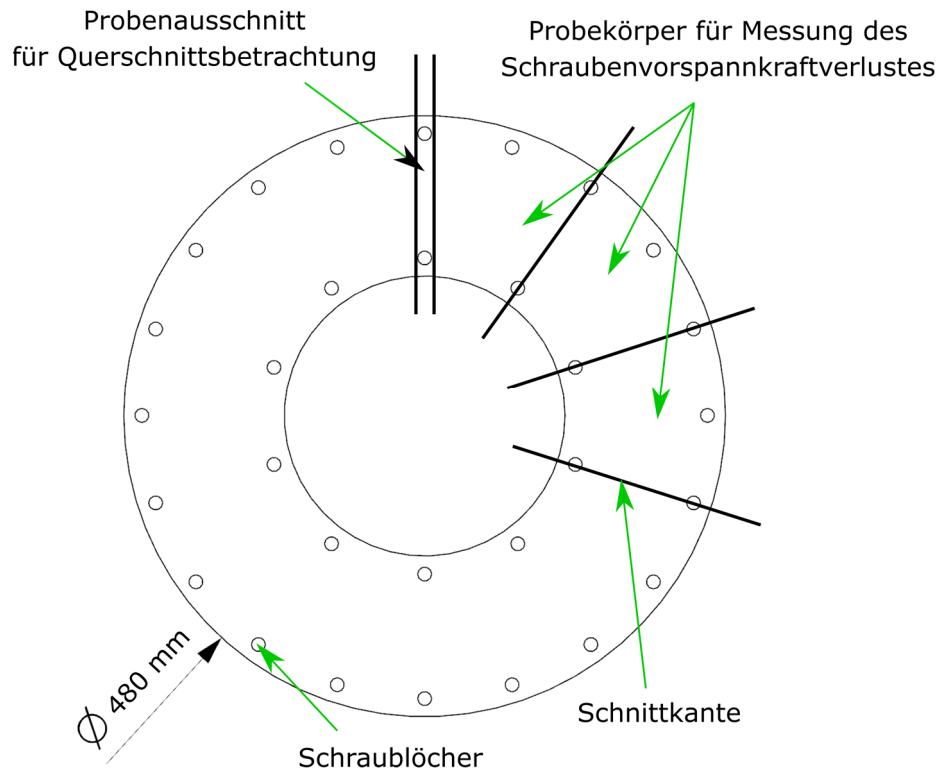


Abbildung 4-1: Präparation der Probekörper aus dem C-SMC Lagerschild in der Draufsicht

Es wurde auch ein Querschnitt präpariert (siehe Abbildung 4-1), um in einer Mikroskopaufnahme die ungefähren Faserorientierungen zu erfassen (siehe Abbildung 4-2). Der Ausschnitt stellt keine repräsentative Faserorientierung über das gesamte Lagerschild dar, da sich entlang der Fließfronten möglicherweise andere Übergangsbereiche bilden. Im Bereich der Verschraubung sind, durch die fast rechtwinklige Kante im Formwerkzeug, jedoch wahrscheinlich überall ähnlich deutliche Turbulenzen in der Faserorientierung festzustellen.

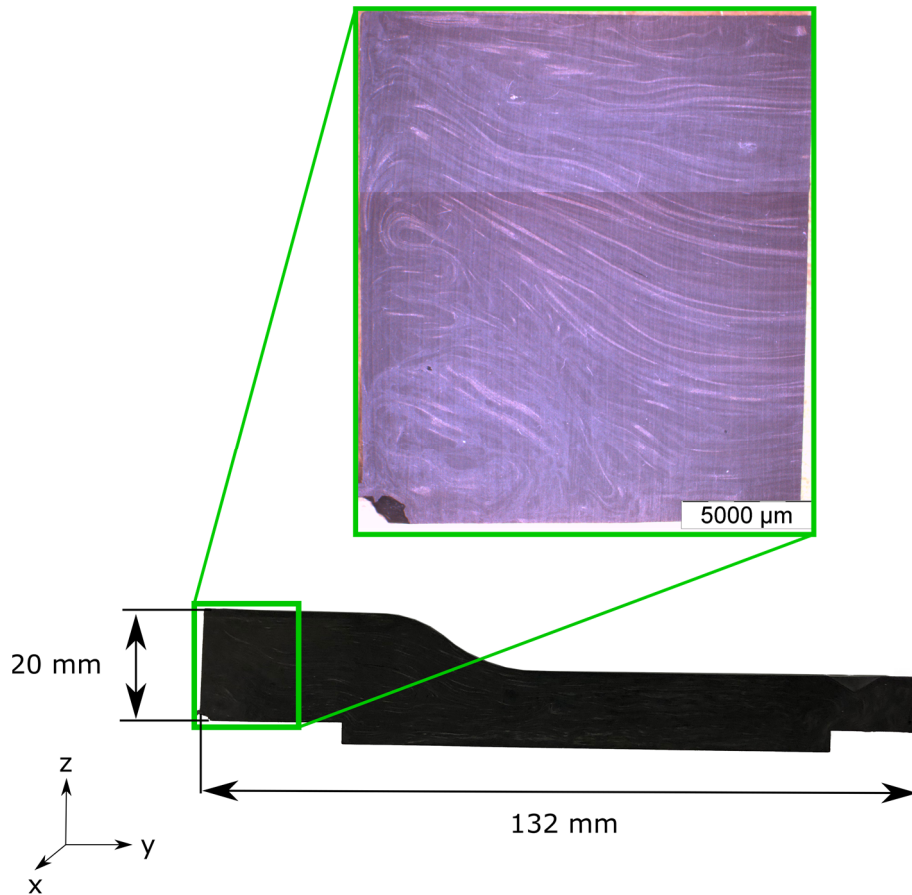


Abbildung 4-2: Querschnitt des Lagerschildes – lichtmikroskopische Aufnahme mit 6facher Vergrößerung

In Abbildung 4-2 ist deutlich zu sehen, dass die Fasern sich auch in die z-Richtung orientieren.

5 Methodik

5.1 Versuchsmethodik

Experimentell wird, sofern möglich, auf etablierte Standards im Bereich der FKVs zurückgegriffen. Für die quasi-statischen Versuche wurde stets eine 50 kN Universalprüfmaschine des Herstellers ZwickRoell GmbH & Co.Kg verwendet [49]. Um die Prüfvorrichtung ist ein Ofen installiert, welcher eine Temperierung der Versuchskammer erlaubt.

5.1.1 Quasi-statischer Biegeversuch

Nach DIN EN ISO 14125 wurden der Biegemodul und die Biegefestigkeit ermittelt [50]. Die Probekörperabmaße dafür waren 80,0 mm x 15,0mm x 3,6 mm (l x b x h) für das C-SMC und 80,0 mm x 15,0mm x 3,2 mm (l x b x h) für das G-SMC. Der Auflagerabstand betrug 64 mm. Jeder Messwert wurde mit 10 Probekörpern abgesichert. Die Dreipunktbiegeprüfvorrichtung ist in Abbildung 5-1 gezeigt.

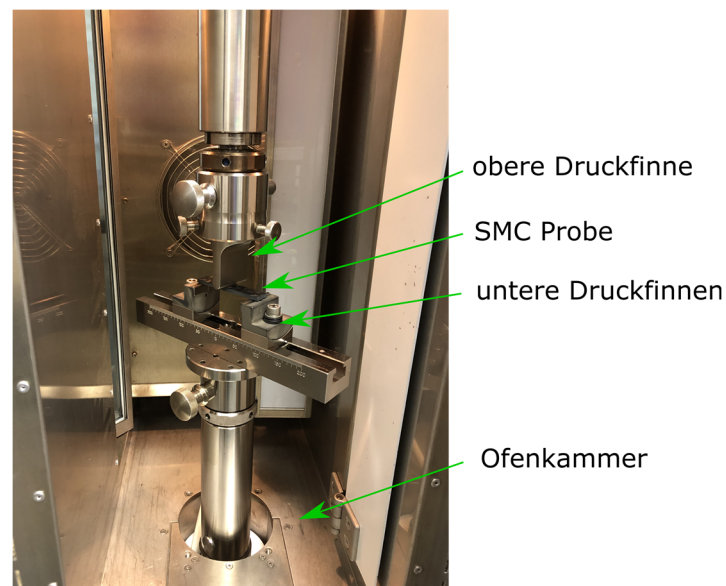


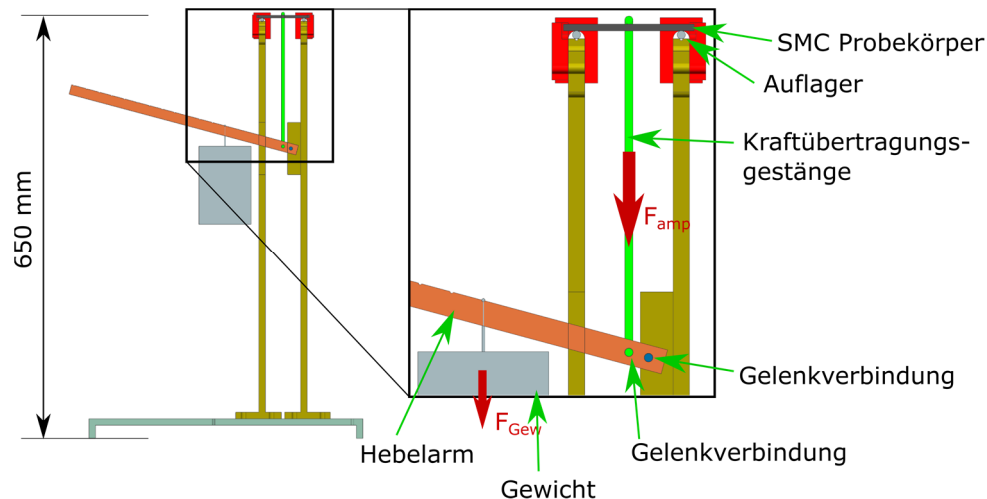
Abbildung 5-1: Dreipunktbiegeprüfvorrichtung in Universalprüfmaschine mit eingebauter C-SMC-Probe

Die Verformung des Biegeprüfkörpers wird über die Maschinentraverse gemessen. Eine Auflösung von 0,001 mm und ein ausreichend steifes Übertragungsgestell ermöglichen eine genau Messwertaufnahme.

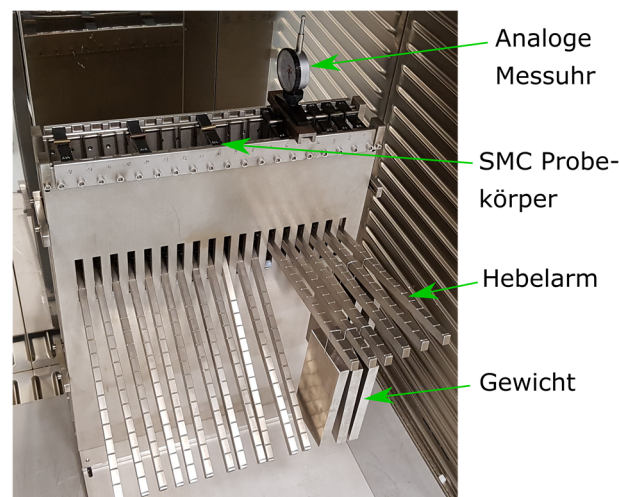
5.1.2 In-plane Biegekriechversuch

Das Kriechverhalten der beiden vorgestellten SMCs wird in einer speziell dafür gefertigten Versuchsvorrichtung untersucht (siehe Abbildung 5-2). Radien und Abstände, welche die Probekörperaufnahme betreffen, wurden entsprechend DIN EN ISO 14125 - Prüfverfahren A (Dreipunktbiegung) gefertigt [50]. Die Prüfkraft auf die Proben wurde von einem hängenden Gewicht aufgebracht, dessen Gewichtskraft von einer Hebelarmkonstruktion multipliziert wurde. Auflagerabstand und Probekörperabmaße entsprachen den in Kap. 5.1.1 genannten Abmaßen. Die Vorrichtung wurde für die Realisierung von verschiedenen Spannungen ausgelegt, weshalb die Gewichte an diskreten Positionen entlang des Hebelarms in Einkerbungen gehangen werden können. [9,51]

Die Versuchsvorrichtung wird in einem Ofen bei 120 °C für die Versuche gelagert. Die allmähliche Verformung der Biegeprobekörper wurde mit einer Messuhr mit einer Skalenauflösung von 0,01 mm zu diskreten Zeiten gemessen. Um die Ablesegenauigkeit bei dem Versuch einzuschätzen, sind 20 Testmessungen hintereinander durchgeführt worden. Der relative Fehler betrug hier etwa 0,00034 % (1-Sigma) zum Mittelwert. Der Ablesefehler wurde den Fehlerbalken in Abbildung 8-1 und Abbildung 8-2 hinzugefügt [9]



a)



b)

Abbildung 5-2: Vorrichtung für die Messung der Kriechverformung im Biegelastfall:
a) Prinzipskizze, **b)** Messung im geöffneten Ofen. Abb. aus [9,51]

Es wurden verschiedene Spannungslevel für beide SMCs untersucht. Die Spannung während des Versuchs kann durch ein hängendes 1,5 kg Gewicht, welches unabhängig von der Deformation der Probe die gleiche Gewichtskraft ausübt, konstant gehalten werden. [9,51]

Die Messzeit über den Versuch betrug 1.209.000 s (336 h). Für einen Vergleich mit anderen Lastfällen, wäre eine Messzeit von 300.000 s (83 h) ausreichend, jedoch kann mit der längeren Messezeit die thermomechanische Performance der Materialien besser eingeschätzt werden. Die lange Messzeit war auch möglich, da keine Prüfmaschine bei diesem Versuch blockiert wird. [9,51]

Die Kriechdehnung (siehe Formel 1) wird mit der gemessenen Verformung d und der Probekörperdicke h berechnet [50]. $L_{Stütz}$ bezeichnet den Abstand zwischen den unteren Auflagern. Der Graph in Abbildung 8-1 zeigt lediglich die Kriechdehnung über die Zeit. Die elastischen Dehnanteile durch das zu Versuchsbeginn bereits hängende Gewicht, sind nicht enthalten. [9,51]

$$\varepsilon_{kriechen_biegung} = \frac{6 * d * h}{L_{Stütz}^2} \quad 1$$

Die Biegespannung in den Probekörpern wurde mittels Formel 2 berechnet [50]. Hier beschreiben b und h die Querschnittsfläche des Probekörpers. Die Distanz zwischen den Auflagerpunkten wird mit $L_{Stütz}$, die bereits verstärkte Gewichtskraft mit F_{amp} bezeichnet. [9,51]

$$\sigma_{Biegung} = \frac{3 * F_{amp} * L_{Stütz}}{2 * b * h^2} \quad 2$$

Durch die diskret angeordneten Einkerbungen entlang des Hebelarms der Vorrichtung, lassen sich nur bestimmte Spannungslevel in diesem Versuch einstellen. Im weiteren Verlauf werden daher die Spannungslevel 47 MPa beim C-SMC und 74 MPa beim G-SMC festgelegt und neben dem Biegelastfall ebenfalls bei den Beanspruchungen Zug und Druck untersucht. [9,51]

Eine Biegekriechprobe wird nach DIN EN ISO 899-2 als gebrochen bezeichnet, wenn die absolute Deformation 10 % des Auflagerabstandes erreicht, also hier 6,8 mm [52]. Diese Definition wird hier ebenfalls angewendet, da nach dieser Probendeformation der Hebelarm der Biegekriechvorrichtung ohnehin aufliegt. [9,51]

5.1.3 Quasi-statischer in-plane Zugversuch

Nach DIN EN ISO 527-4 wurden der Zugmodul und die Zugfestigkeit ermittelt [53]. Die Probekörperabmaße dafür waren 250,0 mm x 25,0mm x 3,6 mm (l x b x h) für das C-SMC und 250,0 mm x 25,0mm x 3,2 mm (l x b x h) für das G-SMC. Jeder Messwert wurde mit 10 Probekörpern abgesichert. Die Zugprüfvorrichtung ist in Abbildung 5-3 gezeigt.

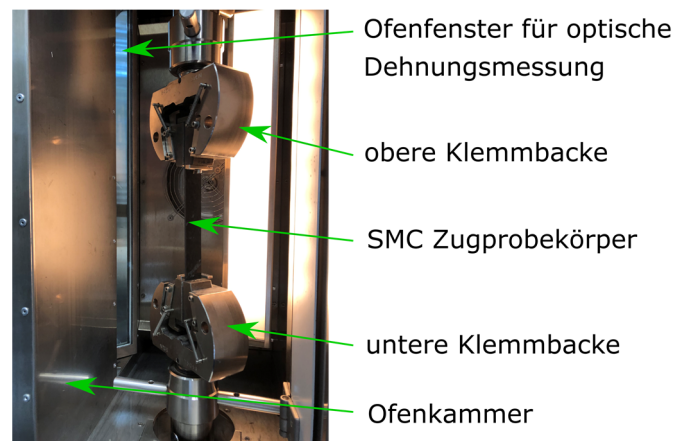


Abbildung 5-3: Zugprüfvorrichtung in einer Universalprüfmaschine mit eingebauter C-SMC Probe. Abb. aus [9,51]

Die Verformung der Zugprobekörper wird mit einem optischen Kamerasystem mit einer Messauflösung von 0,001 mm durch ein Ofenfenster beobachtet. [9,51]

Die Zugprobekörper wurden im Klemmbereich mit Aufleimern verstärkt. Die Aufleimerplatten aus GFK wurden mit dem zweikomponentigem Epoxidkleber Duralco 4700 von Polytec PT GmbH mit den Prüfplatten verbunden [54]. Anschließend wurden die Prüfplatten in eine Schraubvorrichtung gespannt und in einem Ofen ausgehärtet (siehe Abbildung 5-4). In diesem Schritt erfolgten gleichzeitig die Aushärtung des Epoxidklebers und auch die in Kap. 3.3 erwähnte Temperung. Die Aushärtedauer und -temperatur entsprach nicht exakt den geforderten Angaben des Epoxidkleberherstellers, weshalb nicht mit der maximal möglichen Beanspruchbarkeit zu rechnen ist. Da in den nachfolgenden Zugversuchen die Aufleimerverklebungen jedoch nicht versagten, wurde mit dieser Prozessierung weiter verfahren.

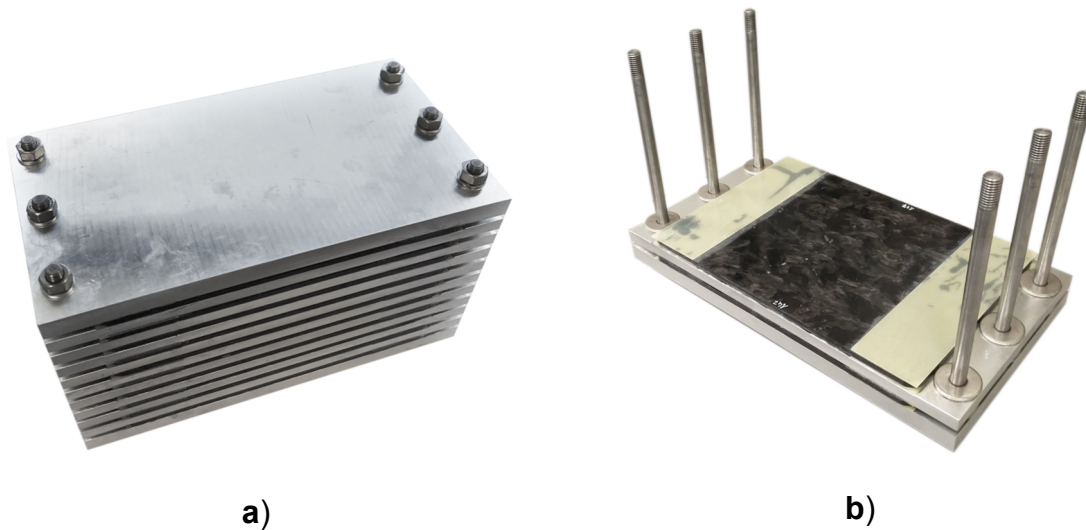


Abbildung 5-4: Vorrichtung zum Positionieren und Verkleben der Aufleimer: **a)** In verschraubtem Zustand, **b)** bei der Montage. Abb. aus [46]

Die Präparation der Probekörper erfolgte mit einer Tischkreissäge mit einem Sägeblatt für CFK. Die Präparation von Zugprobekörpern aus einer Couponplatte ist beispielhaft in Abbildung 5-5 gezeigt.

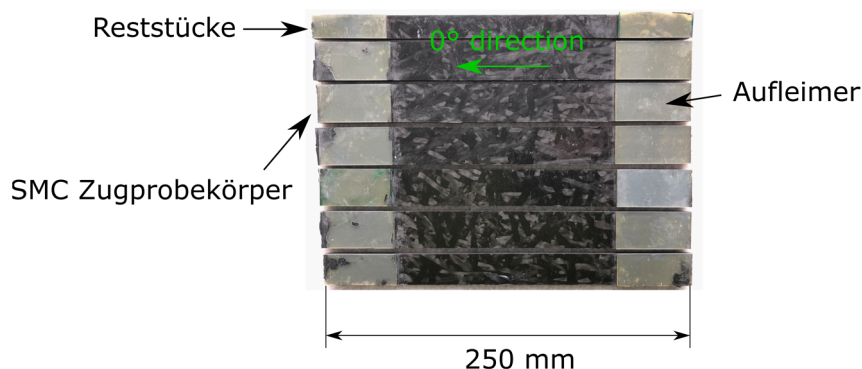


Abbildung 5-5: Präparation von C-SMC Zugkriechprobekörpern aus [51]

5.1.4 In-plane Zugkriechversuch

Der Zugkriechversuch erfolgte im selben Versuchsaufbau, wie in Kap. 5.1.3 beschrieben. Die Prüfmaschine wurde jedoch programmiert eine konstante Kraft für eine bestimmte Dauer aufzubringen. Die Kraft wurde dann, während des Kriechens, von der Prüfmaschinensteuerungssoftware stets überwacht und entsprechend auf den eingestellten Wert nachgeregelt. Die Versuchszeit betrug 300.000 s (83 h).

Es werden wieder, die in Kap. 5.1.2 erwähnten, Spannungslevel 47 MPa beim C-SMC und 74 MPa beim G-SMC geprüft.

5.1.5 Quasi-statischer in-plane Druckversuch

Nach DIN EN ISO 14126 wurde die in-plane Druckfestigkeit ermittelt [55]. Die Probekörperabmaße dafür waren 100,0 mm x 10,0 mm x 3,6 mm (l x b x h) für das C-SMC und 100,0 mm x 10,0 mm x 3,2 mm (l x b x h) für das G-SMC. Jeder Messwert wurde mit 5 Probekörpern abgesichert.

Eine Probenbeobachtung über ein optisches Messsystem gestaltet sich schwierig, da die Probekörper vollständig von der Druckprüfvorrichtung umgeben sind. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5-6, hier jedoch mit einem DMS-Messsystem, gezeigt. Die Probenaufnahme besteht aus zwei zylindrischen Klemmbackenaufnahmen, in welche die Probe gespannt wird. Ein äußerer Zylinder ummantelt die beiden Klemmbackenaufnahmen, so dass diese sich geführt einachsrig bewegen können. Die Führung soll ein seitliches Ausknicken des Probekörpers verhindern. Da nur die Festigkeit ermittelt werden soll, wird die Verformung der Probe über die Maschinentraverse der Universalprüfmaschine mit einer Auflösung von 0,001 mm aufgezeichnet. Über die Maschinentraverse ist nur die Erkennung des Bruchzeitpunkts erkennbar. Eine Bestimmung des Druckmoduls ist nicht möglich, da unvorhersehbare Setzeffekte in der Probeneinspannung während des Versuchs stattfinden, welche in den Verschiebungsmesswerten enthalten sind. [9]

5.1.6 In-plane Druckkriechversuch

Für die in-plane Druckkriechversuche wurde der ebenfalls der in Kap. 5.1.5 beschriebene Versuchsaufbau genutzt. Die Prüfmaschine wird jedoch so programmiert, dass die Prüfkraft während des Versuchs ständig kontrolliert und auf einen konstanten Wert nachgeregelt wird. Die allmähliche Verformung der Druckprobekörper wird von zwei, auf der Probe applizierten, DMS gemessen, um eine aussagekräftige Dehnungsmessung durchführen zu können. Die DMS wurden mit einem Hochtemperaturepoxydkleber des DMS-Herstellers HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH), mit einer genannten Einsatzgrenze seitens des Herstellers von 150 °C, appliziert, um die

Kriecheffekte am DMS möglichst gering zu halten [56]. Die allmähliche Verformung der Druckprobekörper wird regelmäßig über eine Widerstandsmessung an den DMS ermittelt. Die DMS wurden mit einer 4-Leiterschaltung verdrahtet, um Temperatureffekte auf den Kabelwiderstand auszugleichen. Die Widerstandsmessung erfolgte über einen QuantumX-Messverstärker des Herstellers HBM [57], dessen Messauflösung $1 \frac{\mu m}{m}$ bzw. 0,0001 % Dehnung beträgt. [9]

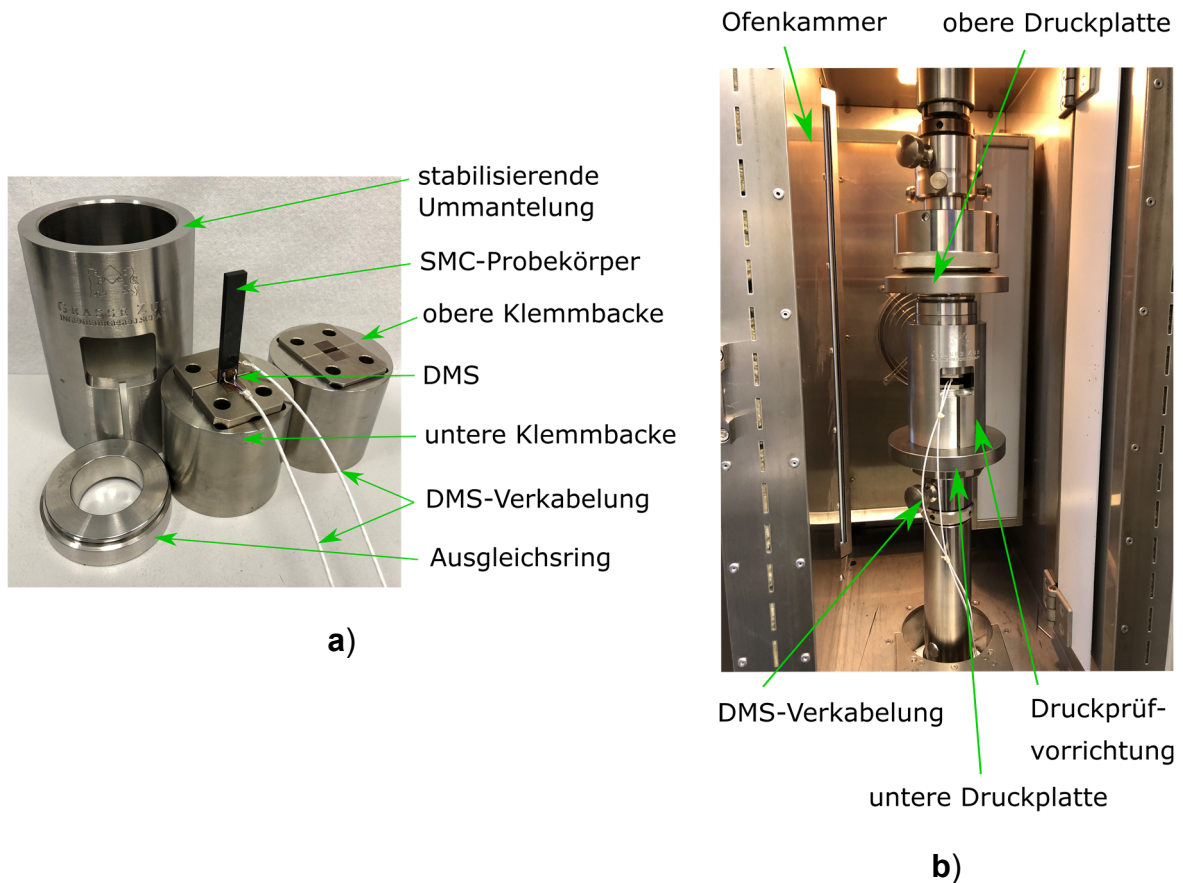


Abbildung 5-6: Druckkriechversuch: **a)** C-SMC Probekörper mit DMS ungeprüft beim Einbau in Druckprüfvorrichtung, **b)** Versuchsaufbau in einer Universalprüfmaschine mit Ofen. Abb. aus [9]

Bei diesem Versuchsaufbau musste das Eigenkriechverhalten der DMS-Verklebung berücksichtigt werden, welches der gemessenen Materialkriechdehnung entgegenwirkt. Die Ermittlung der DMS-Eigenkriechkennwerte ist in Kap. 5.1.9 erläutert. Es werden wieder, die in Kap. 5.1.2 erwähnten Spannungslevel 47 MPa beim C-SMC und 74 MPa beim G-SMC geprüft.

5.1.7 Quasi-statischer out-of-plane Druckversuch

Da für einen out-of-plane Druckversuch an einem FKV keine Prüfnorm existiert, wurde ein passender Versuchsaufbau konzipiert. Im Folgenden wird das Vorgehen der Kennwertbestimmung am C-SMC beschrieben, welche jedoch für das G-SMC auf gleiche Weise verlief.

Es wurden SMC-Coupons mit den Abmaßen 31,7 mm x 31,7 mm aus einer 3,6 mm (siehe Abbildung 5-7) dicken C-SMC sowie einer 3,2 mm dicken G-SMC Prüfplatte präpariert. Eine Tischkreissäge mit einem CFK-geeigneten Sägeblatt wurde für das Zuschneiden verwendet. Es wurde darauf geachtet, dass die Coupons eine ebene Oberfläche und keine Auswerferabdrücke besaßen. Der Mindestabstand zu den Seiten der Prüfplatte war 15,0 mm, womit vermieden wurde, dass Randverwirbelungen der Faserrovings in den Coupons enthalten sind. [8]

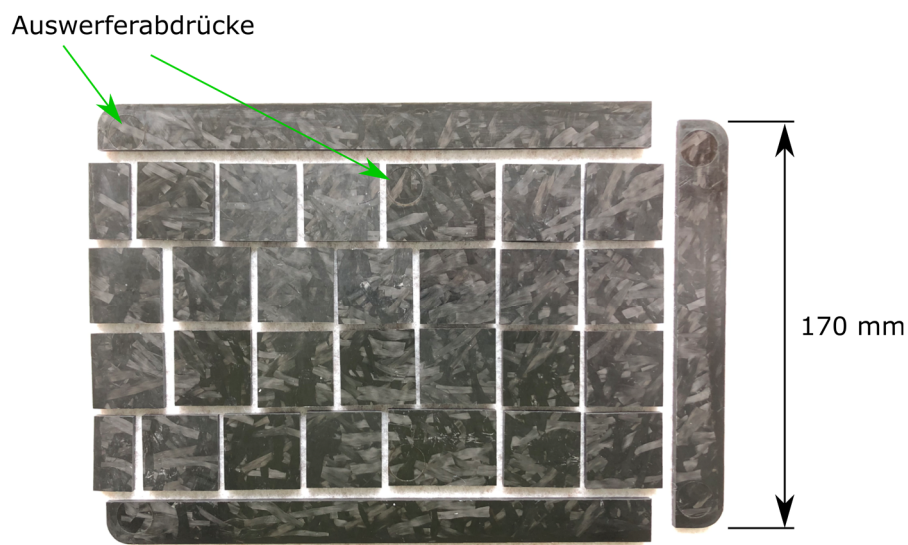


Abbildung 5-7: Präparation der C-SMC Testcoupons aus der Prüfplatte. Abb. aus [8]

Es wurden 24 Probekörper zu einem 86,4 mm hohen Stackup gestapelt. Der Stackup wurde zwischen zwei Druckplatten der Universalprüfmaschine platziert (siehe Abbildung 5-8). [8]

Die Testcoupons wurden nicht verklebt, da die stets auf ihnen lastende Prüfkraft ein Verrutschen während des Versuchs verhindert. Es wurde vermutet, dass eine Verklebung eine Querdehnung der Probekörper behindern könnte. Außerdem hätten die

Probekörper so eine andere Prozessierung als die Coupons in den Verschraubungen erfahren. Mögliche Kriecheffekte aus einer druck- und temperaturbeaufschlagten Verklebung könnten die Ergebnisse verfälschen.

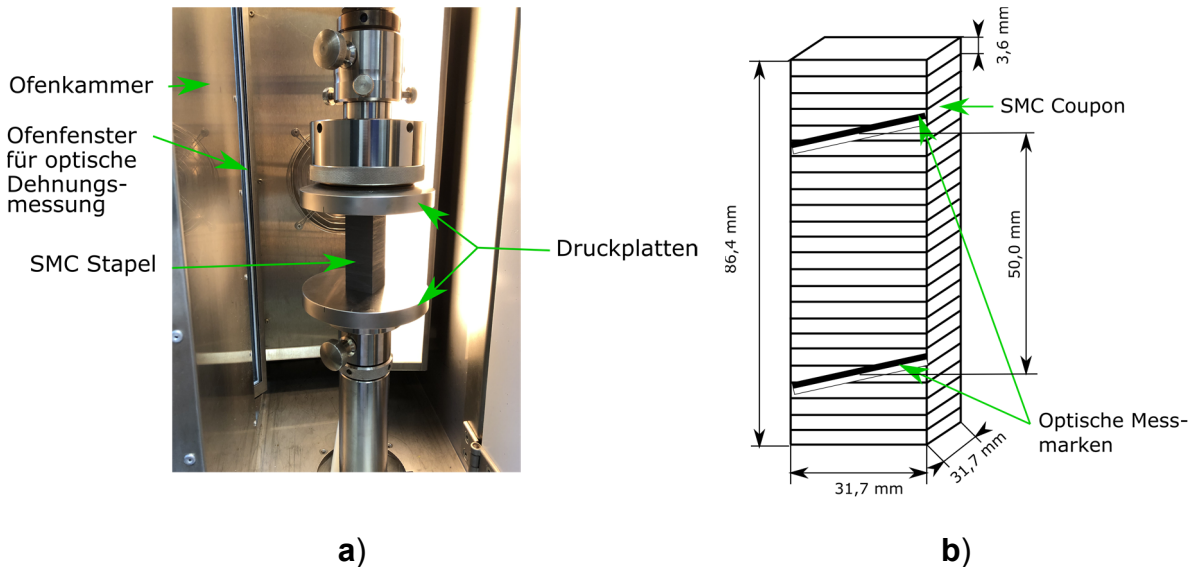


Abbildung 5-8: **a)** C-SMC Stackup mit 3,6 mm Coupondicke zwischen zwei Druckplatten der Universalprüfmaschine, **b)** Skizze zu Stackupabmaßen. Abb. aus [8]

Für die Bestimmung des E-Moduls E_z in Dickenrichtung (z-Richtung) in der Universalprüfmaschine wurden alternierende Kräfte zwischen 5 kN und 15 kN (F_1 und F_2) aufgebracht.

Der E-Modul wird mittels Formel 3 berechnet. A ist hierbei die Querschnittsfläche des Stackups, welche zu $A_{Probe} = 31,7 \text{ mm} * 31,7 \text{ mm} = 1.004 \text{ mm}^2$ berechnet wird. Die Dehnung des Stackups wird über ein optisches Kamerasystem aufgenommen. Dabei wird der Abstand der beiden optischen Messmarken mit einer Kamera aufgenommen (siehe Abbildung 5-8). ε_1 und ε_2 bezeichnen die aufgezeichneten Dehnungen bei den Kräften $F_1 = 5 \text{ kN}$ und $F_2 = 15 \text{ kN}$. [8]

$$E_z = \frac{\frac{F_2}{A_{Probe}} - \frac{F_1}{A_{Probe}}}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad 3$$

5.1.8 Out-of-plane Druckkriechversuch

Der Druckkriechversuch erfolgte im selben Versuchsaufbau, wie in Kap. 5.1.7 beschrieben. Die Universalprüfmaschine wurde jedoch programmiert eine Kraft konstant über 300.000 s (83 h) über die Druckplatten zu übertragen. In einem ersten Lauf wurde eine Kraft von 2.009,7 N und in einem zweiten Lauf eine Kraft von 20.097 N auf den Stackup aufgebracht. Die Kriechversuche wurden immer auf zuvor ungetesteten Probekörpern durchgeführt. Die Kraftniveaus führten zu einer Spannung von 2 MPa bzw. 20 MPa in den beiden Stackups. Diese Spannungen wurden gewählt, da erwartet wurde, dass die später durchgeführten Schraubenvorspannkraftversuche sich hauptsächlich in diesem Spannungsbereich befinden werden. Es existiert zu diesem Versuch oder der Wahl der Spannungslevel keine Spezifikation oder näher erläuternde Norm. Es wird allerdings erwartet, dass die höchsten Vorhersagegenauigkeiten erreicht werden, sofern die untersuchten Spannungslevel sich etwa mit den Bauteilspannungen decken, bzw. Messungen den gesamten Spannungsbereich während des Kriechens abdecken. Außerdem sollten beide Spannungslevel einen gewissen Abstand zueinander haben, damit der Spannungsverlagerungsfaktor n in dem später vorgestellten Norton-Bailey-Kriechgesetz exakt bestimmt werden kann. Die Messung der Kriechdehnungen wurde wieder mit einem optischen Kameramesssystem durchgeführt (siehe Abbildung 5-8). Die Universalprüfmaschine wurde so programmiert, dass die Kraft auf die Proben innerhalb von etwa 60 s aufgebracht wurde. Dieses Vorgehen wurde gewählt, da abgeschätzt wurde, dass das Anziehen der Schrauben in Kapitel 7.1.3 ebenfalls etwa 60 s dauern würde. [8]

5.1.9 DMS-Kriechen im Vierpunktbiegeversuch

Die Kriechdehnungen der Klebeverbindung am DMS wurden in einem Vierpunktbiegeversuch nach DIN EN ISO 14125 ermittelt [58]. Stattdessen wurden vier DMS auf die Oberseite eines unidirektionalen CFK-Biegeprobekörper geklebt und hinsichtlich ihres Eigenkriechverhaltens im Vierpunktbiegeversuch untersucht. Der Vierpunktbiegeversuch wurde hier dem Dreipunktbiegeversuch vorgezogen, da so die Druckfinnen nicht auf dem DMS aufliegen. Der Versuch wurde einem reinen Druckversuch, wie in Abbildung 5-6 gezeigt, vorgezogen, da ein Eigenkriechen des Probekörpers während

des Versuchs beobachtet werden kann. Als DMS-Träger wurde ein endlosfaserverstärktes CFK-Laminat mit quasiisotropem Lagenaufbau gewählt. Die Decklagen waren dabei in Lastrichtung orientiert. Der Probekörper wurde in Prepreg-Autoclav-Fertigungsweise mit dem Material Hexcel 8552/IM7 hergestellt [59]. Die Probekörperabmaße 100 mm x 15 mm x 2 mm (l x b x h) entsprachen der Empfehlung aus der DIN EN ISO 14125 für den Vierpunkt-Biegeversuch nach Materialklasse IV [50]. Da der CFK-Probekörper in dem Versuch ausschließlich in den hochbeanspruchten Decklagen in Faserrichtung belastet wurde und die Matrix über einen vergleichsweise hohen T_g von 200 °C verfügt, waren kaum Kriecheffekte des Probekörpers zu erwarten. Ein Kriechen des Probekörpers wäre weiterhin über eine Wegänderung der Maschinentraverse zu erkennen gewesen.

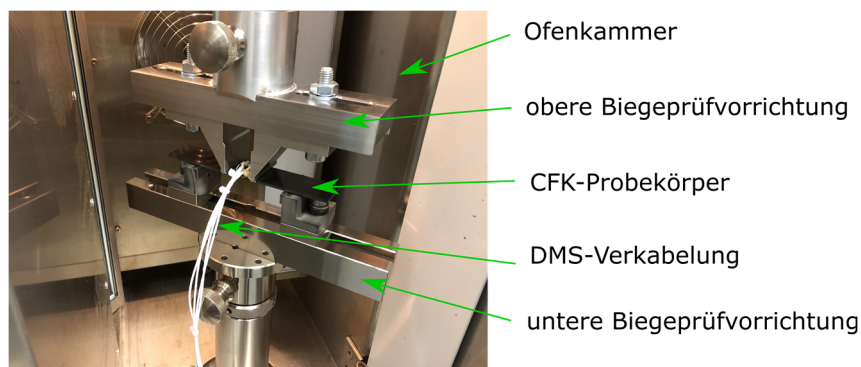


Abbildung 5-9: Vierpunktbiegevorrichtung in Universalprüfmaschine zur Untersuchung des Druck-Eigenkriechverhaltens der verklebten DMS

Das Experiment wurde nach den Biegekriechversuchen an den SMC-Materialien durchgeführt. Daher war bekannt, dass die durchschnittliche Materialdehnung nach Aufbau der Prüfkraft zu Versuchsbeginn 0,47 % beim G-SMC betragen musste. Da die Druckkriechversuche des C-SMCs später nicht weiter ausgewertet wurden (siehe Kap. 8.2), ist hier keine passende Kriechkorrektur erfolgt. Über die bekannte Steifigkeit des quasi-isotropen endlosfaserverstärkten CFK-Probekörpers wurde das passende Spannungs- bzw. Kraftniveau in der Universalprüfmaschine programmiert. Die Messung erfolgte wieder über 300.000 s bei 120 °C.

5.1.10 Optische Querschnittsbetrachtung

Es wurden Aufnahmen mit einem Lichtmikroskop des Unternehmens Wild Heerbrugg AG mit einer maximalen 50-fachen Vergrößerung mit digitaler Kameraanbindung

erstellt [60]. Die Prüfplatten für die Querschnittsbetrachtung wurden mit einer Tischkreissäge mit Diamantsägeblatt getrennt und nicht weiter nachbehandelt. Eine kreisförmig angeordnete LED-Beleuchtung über der Probe sorgte für eine ausreichende Ausleuchtung.

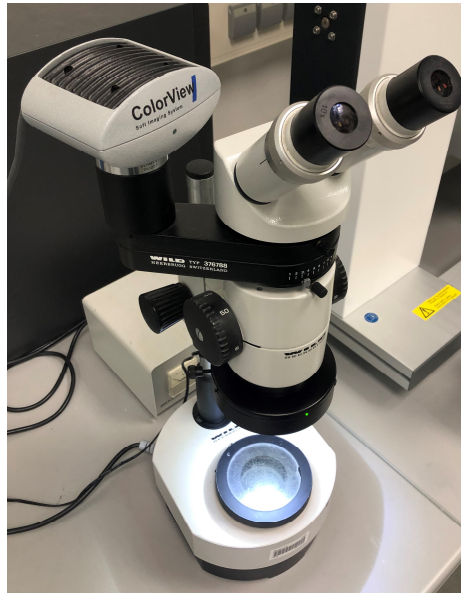


Abbildung 5-10: Lichtmikroskop des Unternehmens Wild Heerbrugg AG mit digitaler PC-Anbindung

5.1.11 Thermomechanik in einer DMA

Die T_g -Bestimmung erfolgte in einer DMA. Die Probekörperabmaße dafür waren 60,0 mm x 8,0 mm x 3,6 mm (l x b x h) für das C-SMC und 60,0 mm x 8,0 mm x 3,2 mm (l x b x h) für das G-SMC. Jeder Messwert wurde mit 3 Probekörpern abgesichert. Die Glasübergangstemperatur T_g wurde aufgrund einer übergeordneten Rolle für die Einschätzung der thermomechanischen Stabilität gemessen [5]. Hierfür wurde das DMA-Verfahren verwendet, da eine bessere Beurteilung der Thermomechanik als bspw. im DSC-Verfahren möglich ist. Die Glasübergangstemperatur ist in einer DMA 850 des Herstellers TA Instruments Inc., im Dual-Cantilever-Aufbau, gemessen worden (siehe Abbildung 5-11). Die DMA verwendet zur Kraftaufbringung einen Direktantrieb mit einer Höchstkraft von 18 N und zur Dehnungsmessung einen optischen Wegaufnehmer. Die vorgestellten Messungen wurden dehnungsgesteuert durchgeführt. Die ermittelbare Modulpräzision wird herstellerseitig mit $\pm 1\%$ angegeben. Die

verwendeten Messeinstellungen waren: 3 K/min Heizrate, 0,005% Dehnung, 1 Hz Messfrequenz. [61]

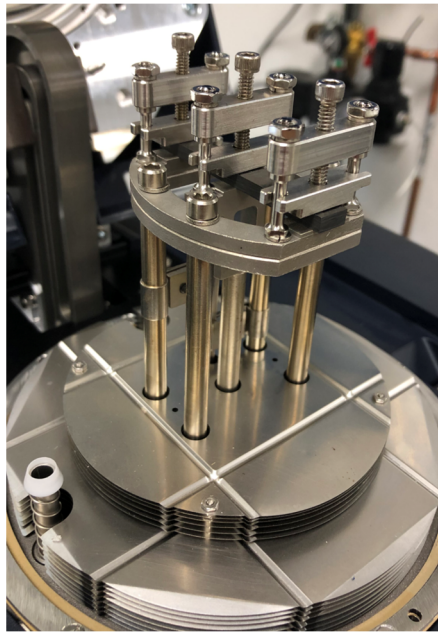


Abbildung 5-11: Dual-Cantilever-Messaufbau zur Bestimmung des Glasübergangs in einer DMA. Abb. aus [9]

Der Dual-Cantilever-Aufbau ist ein gängiger Messaufbau für FKV in der DMA, da mit kleinen Kräften verhältnismäßig große Spannungen aufgebaut werden können. [62]

5.1.12 Schraubenvorspannkraftverluste

Es wurden mehrere Schraubenkonfigurationen mit verschraubten G- und C-SMC Testcoupons vorbereitet. Diese enthielten Kraftmessringe, mit welchen die Vorspannkraft über einen längeren Zeitraum beobachtet wurde. Es wurden sog. K-18 Kraftmessringe mit erweitertem Temperaturbereich und einem Kraftmessbereich bis 100 kN des Herstellers Lorenz Messtechnik GmbH verwendet [63]. Die Kraftmessringe enthalten Dehnmessstreifen, mit welchen die Dehnung einer Stahlhülse innerhalb des Kraftmessrings gemessen wird, wodurch die darauf wirkende Kraft berechnet werden kann. Die FKV-Coupons wurden auf der Ober- und Unterseite mit M8-Unterlegscheiben nach großer Reihe versehen. Eine M8-Unterlegscheibe nach ISO 7093 der großen Reihe besitzt einen Innendurchmesser von 9 mm und einen Außendurchmesser von 24 mm und somit eine Kontaktfläche von 388 mm² [64]. Auf einem 2D-Frästisch wurden Coupons mit den Abmaßen 55 mm Länge x 55 mm Breite aus Prüfplatten mit einem 6 mm

breiten CFK-Fräser präpariert. Außerdem wurde in diesem Schritt ebenfalls ein Bohrloch mit einem Durchmesser von 9 mm in die Coupons gefräst. Dieses Vorgehen wurde einem Bohren auf der Standbohrmaschine vorgezogen, um ein Ausbrechen der Bohrlochkanten zu verhindern. [8]

Der Anzug der Schrauben auf 10 kN führt also zu einer durchschnittlichen Oberflächenspannung von etwa 25 MPa im SMC-Coupon. Verglichen mit der zuvor zitierten zulässigen Oberflächenspannung von 140 MPa (siehe Kap. 7.1.2) sollten also nach dieser groben Abschätzung keine plastischen Verformungen im SMC bei Versuchstart auftreten. [8,18]

Es wurden folgende Schraubkonfigurationen untersucht (siehe Abbildung 5-12):

- Schraubkonfiguration A:
15 C-SMC Testcoupons mit jeweils einer Dicke von 3,6 mm wurden verschraubt. Die Testcoupons waren jeweils von zwei Unterlegscheiben umgeben.
- Schraubkonfiguration B:
10 C-SMC Testcoupons mit jeweils einer Dicke von 5,4 mm wurden verschraubt. Die Testcoupons waren jeweils von zwei Unterlegscheiben umgeben. Zusätzlich waren 10 weitere Unterlegscheiben über der Schraubmutter eingespannt. Dadurch entsprach die gesamte Dehnlänge der Schraube der von Schraubkonfiguration A. Da auch die Gesamtdicke des kriechenden Materials dem aus Schraubkonfiguration A entspricht, sind die absoluten Ergebnisse des gemessenen Schraubenvorspannkraftverlustes direkt miteinander vergleichbar.
- Schraubkonfiguration C:
10 G-SMC Testcoupons mit einer Dicke von jeweils 3,2 mm wurden verschraubt. Die Testcoupons waren jeweils von zwei Unterlegscheiben umgeben. Die Ergebnisse des gemessenen Schraubenvorspannkraftverlustes sind aufgrund der unterschiedlichen Dehnlänge der Schraube sowie der Dicke des kriechenden Materials nicht direkt mit den Ergebnissen der anderen Schraubkonfiguration vergleichbar.

- Schraubkonfiguration D:

Drei C-SMC Testcoupons des in Kap. 4 beschriebenen Lagerschildes mit einer Dicke von jeweils 20 mm wurden verschraubt. Die Testcoupons waren jeweils von zwei Unterlegscheiben umgeben.

Die Ergebnisse des gemessenen Schraubenvorspannkraftverlustes sind aufgrund der unterschiedlichen Dehnlänge der Schraube sowie der Dicke des kriechenden Materials nicht direkt mit den Ergebnissen der anderen Schraubkonfiguration vergleichbar.

- Schraubkonfiguration E:

Es wurde lediglich der Kraftmessring aus Stahl verschraubt. So soll festgestellt werden, wie stark ein Kriechen des Kraftmessrings selbst die Messung verfälscht. Die Messwerte werden von den Messungen an den FKV-Probekörpern abgezogen. Ein solcher Kriecheffekt wird beispielsweise auch im Datenblatt des Kraftmessrings erwähnt. Für die Messungen der Schraubkonfigurationen A-D wurden zwei Messringe (E-1 und E-2) verwendet. Das Kriechverhalten beider Messringe wurde separat untersucht und ist in Abbildung 7-4 dargestellt. Nur einer der beiden Messringe ist in Abbildung 5-12 dargestellt. [63]

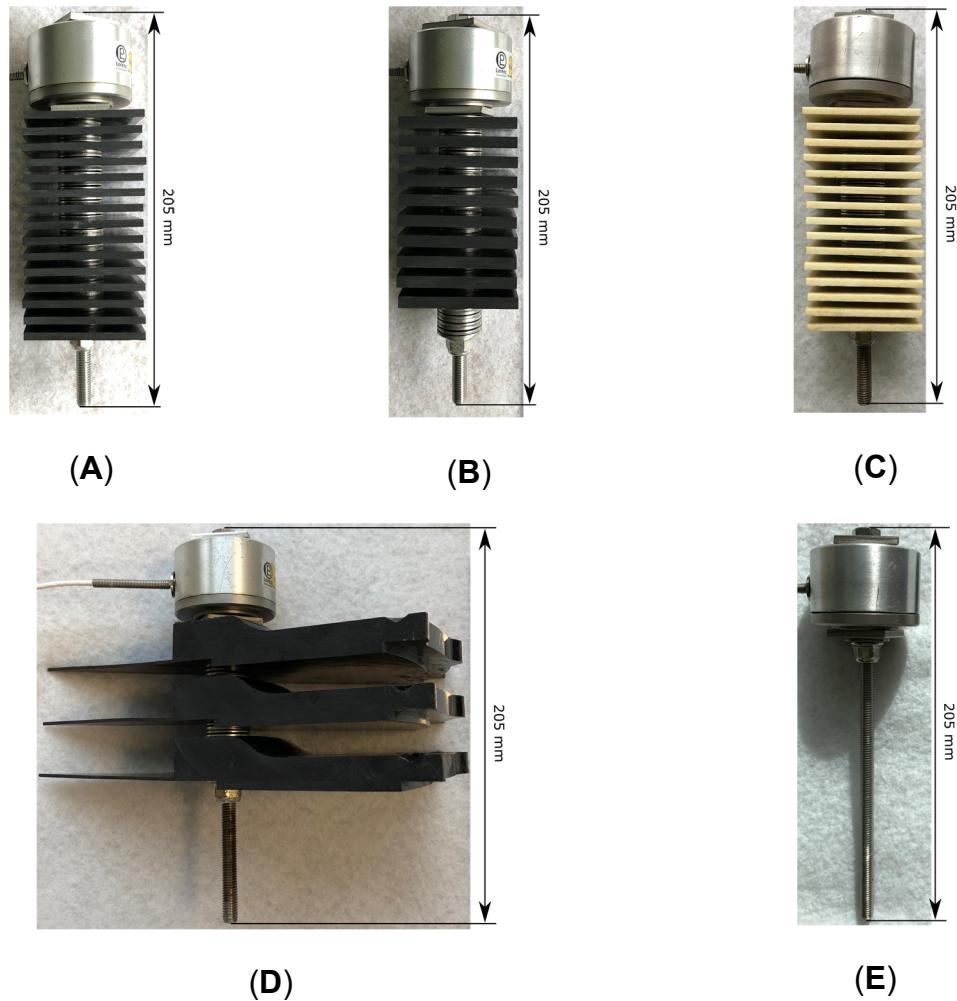


Abbildung 5-12: Schraubkonfigurationen A - E für Vorspannkraftverlustversuche.
Abb. aus [8]

In den Experimenten wird versucht, sämtliche Ursachen für Vorspannkraftverluste neben dem Kriechen/Relaxation des verschraubten Materials zu vermeiden (siehe Kap. 2.2). Es wurde beachtet, dass die Verschraubungen keinen zyklischen Lasten ausgesetzt werden, beispielsweise durch Temperaturwechsel. Es wurde außerdem eine A2-70 Edelstahlschraube verwendet, deren Zugbeanspruchung deutlich unter der erwarteten Streckgrenze $R_{p0.2}$ von 450 MPa liegt. Somit kann ein relevanter Kriecheffekt des Schraubenmaterials ausgeschlossen werden (siehe Kap. 2.2). [8,20,65]

In einer früheren Publikation wurde eine Korrelation zwischen der Oberflächenrauigkeiten und dem erwarteten Vorspannkraftverlust vermutet [18]. Eine große Oberflächenrauigkeit kann zu Bereichen führen, die deutlich höheren Spannungen ausgesetzt sind als der durchschnittlichen Spannung unter der Unterlegscheibe. Dadurch könnte der Kriechprozess deutlich beschleunigt werden. Kunststoffbauteile, welche im

Pressprozess hergestellt werden, haben typischerweise eine sehr ebene und glatte Oberfläche. Es wurde im Weiteren keine Untersuchung zu dem Zusammenhang zwischen Kriechneigung und Oberflächenrauigkeiten durchgeführt. Zur Kategorisierung von zukünftigen Untersuchungen wurde die Oberflächenrauigkeit der Unterlegscheiben zu $R_a = 1 \mu\text{m}$ und die der SMC-Coupons zu $R_a \leq 1 \mu\text{m}$ gemessen. [8]

Zum Versuchsbeginn wurden die Schrauben mit einer Ratsche mit Verlängerungsstück durch eine seitliche Öffnung im Ofen per Hand angezogen. Eine solche Öffnung ist in vielen Industrieöfen vorhanden, um Messleitungen nach außen führen zu können. Im Inneren des Ofens wurde die Schraube von einem Schraubstock gehalten, welcher an eine Aluminium-Profilkonstruktion montiert war. Das Anziehen der Schraube im Ofen stellt eine gleichmäßige Temperaturverteilung von $120 \text{ }^\circ\text{C}$ zu jedem Zeitpunkt des Experiments sicher. [8]

5.1.13 Kriechen einer skalierten Lagerschildkomponente

Es wurde das Kriechverhalten einer skalierten Lagerschildkomponente untersucht. Der Versuchsaufbau mit zugehörigen technischen Zeichnungen ist in Abbildung 5-13 gezeigt. Der Versuchsaufbau ist, neben dem Lagerschild, aus Stahl gefertigt. Das Lagerschild wurde aus einer G-SMC Prüfplatte gefräst.

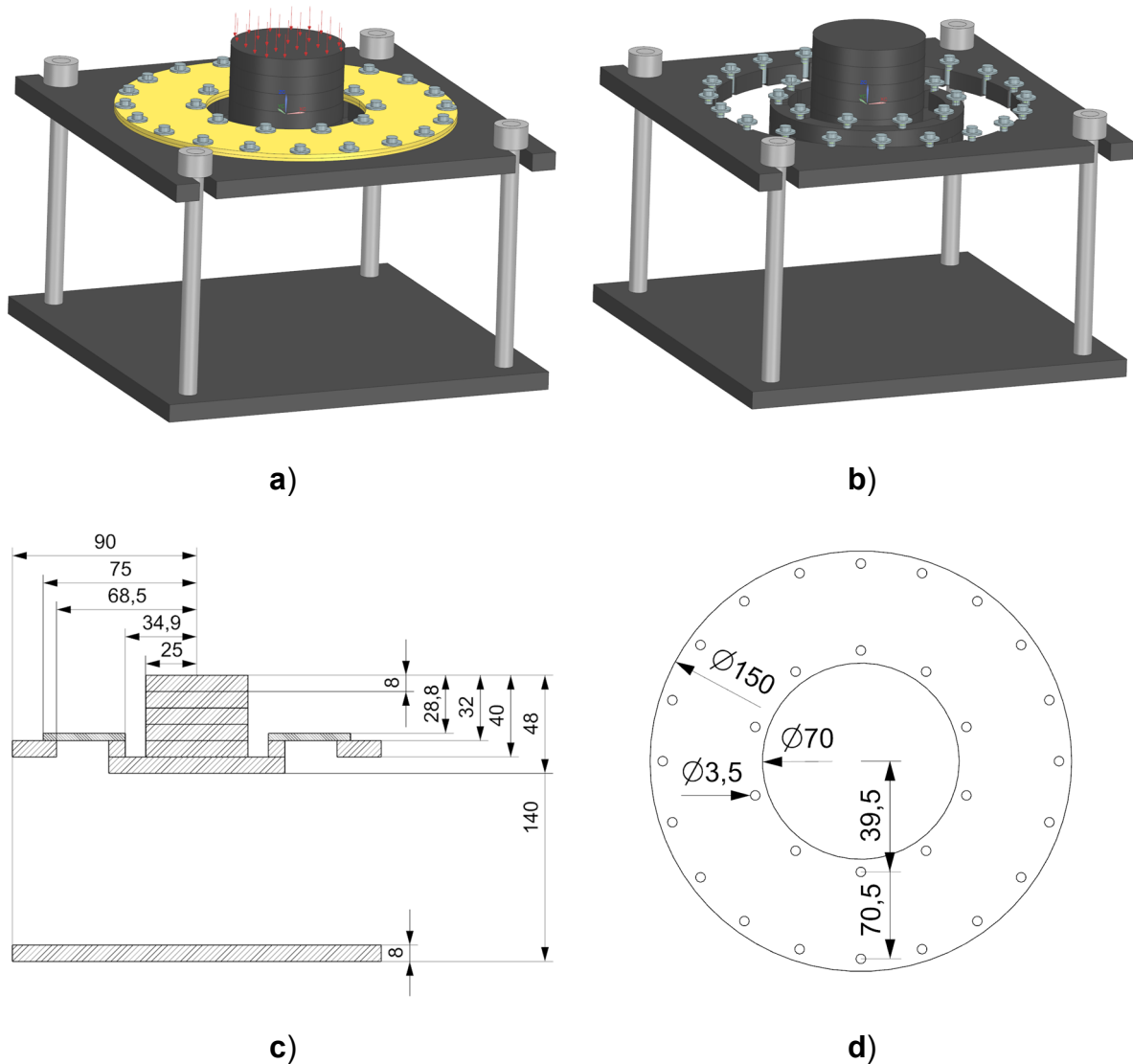


Abbildung 5-13: Versuchsaufbau zur Kriechuntersuchung einer skalierten Lagerschildkomponente: **a)** CAD des Lagerschildes in Prüfvorrichtung mit Randbedingungen der FEM, **b)** Prüfvorrichtung ohne Lagerschild, **c)** Abmaßzeichnung (Seitenansicht) Prüfvorrichtung, **d)** Abmaßzeichnung (Draufsicht) skaliertes Lagerschild. Abb. aus [51]

Der Versuchsaufbau wurde in einer Universalprüfmaschine zwischen zwei Druckplatten platziert (siehe Abbildung 5-14). Ein umgebender Ofen heizte den Versuchsaufbau vor Messbeginn auf 120 °C auf.

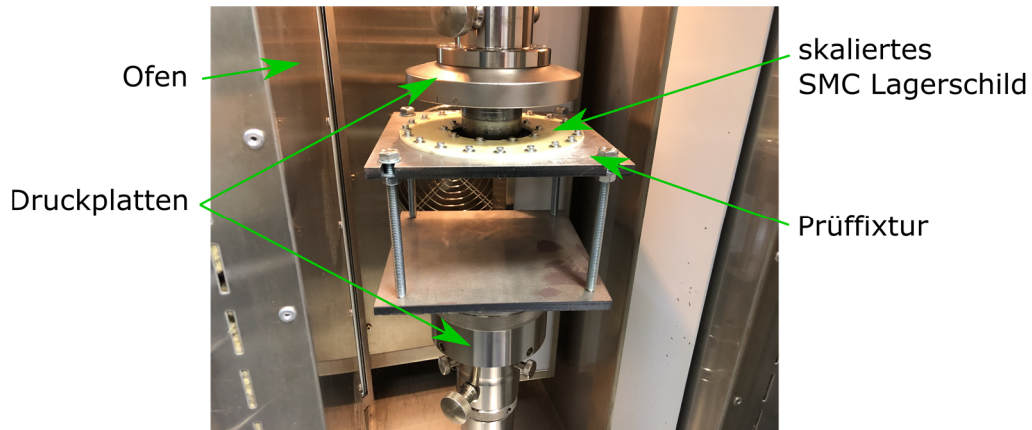


Abbildung 5-14: Versuchsaufbau des skalierten Lagerschildes zwischen zwei Druckplatten in der Universalprüfmaschine.

Die Prüfmaschine applizierte eine Kraft von 1.500 N, welche über die Zeit des Versuchs konstant gehalten wurde.

5.2 Simulative Methodik

Nachfolgend wird der Aufbau der Simulationen erläutert, die in Kap. 7.2 und Kap. 9.2 beschrieben werden.

5.2.1 Simulationsbeschreibung eines SMC-Stackups unter Druckbeanspruchung

Es wurde eine Simulation der SMC-Stackups aus Kap. 5.1.8 mit den Abmaßen 31,7 mm x 31,7 mm x 86,4 mm in dem FE-Tool SIEMENS NX Simcenter 12 erstellt [27]. Für SIEMENS NX gilt, genau wie für die gängigen FE-Programme ABAQUS, Nastran und ANSYS, dass die Simulation des Kriecheffekts in anisotropen Materialien wie FKVs kein Standard ist (siehe Kap. 2.4) [30,33,66]

Die Regressionskonstanten des Norton-Bailey-Kriechgesetzes aus Kap. 7.1.2 und der E-Modul in Dickenrichtung aus Kap. 7.1.1 werden in eine isotrope Materialkarte eingetragen. Für die Poisson-Zahl des C-SMCs wird 0,063 verwendet, welches einer ν_x -Poisson-Zahl (amerik. Notation – siehe [67]) eines quasiisotropen CFK-Laminates mit 50 % Faservolumenanteil entspricht. Für die Poisson-Zahl des G-SMCs wird 0,178 verwendet, welches einer ν_x -Poisson-Zahl eines quasiisotropen GFK-Laminates mit 50 % Faservolumenanteil entspricht. Diese Werte wurden mit dem

Laminatberechnungsprogramm ICAN berechnet [68]. Die Eingangsdaten für diese Berechnung sind auch in Tabelle 9-1 und Tabelle C-1 genannt. Die Poisson-Zahl in zx-Richtung wurde gewählt, da die Hauptlast durch die Schraube lediglich in z-Richtung wirkt. Die zx-Poisson-Zahl entspricht der zy-Poisson-Zahl bei einem quasiisotropen Laminat. [8]

Zur Lösung des beschriebenen Problems wird eine statisch transiente Solution 601 verwendet. Es wurden feste Zeitschritte zugewiesen, welche sich logarithmisch mit der Zeit vergrößern. Eine logarithmische Vergrößerung der Zeitschritte erschien sinnvoll, da die Dehnungsänderungen am Anfang der Simulation erwartbar am größten sind. Die ersten Zeitschritte dauern nur Sekundbruchteile an. [8]

Der SMC-Block wurde als zusammenhängendes Netz modelliert und es wurden keine Kontaktformulierungen genutzt (siehe Abbildung 5-15). Da ein unidirektionaler Spannungszustand in allen Coupons vorherrscht, sollte eine Kontaktmodellierung nicht zu einem anderen Ergebnis führen. Das Modell enthielt rund 11.000 linear hexaedrische finite Elemente. [8]

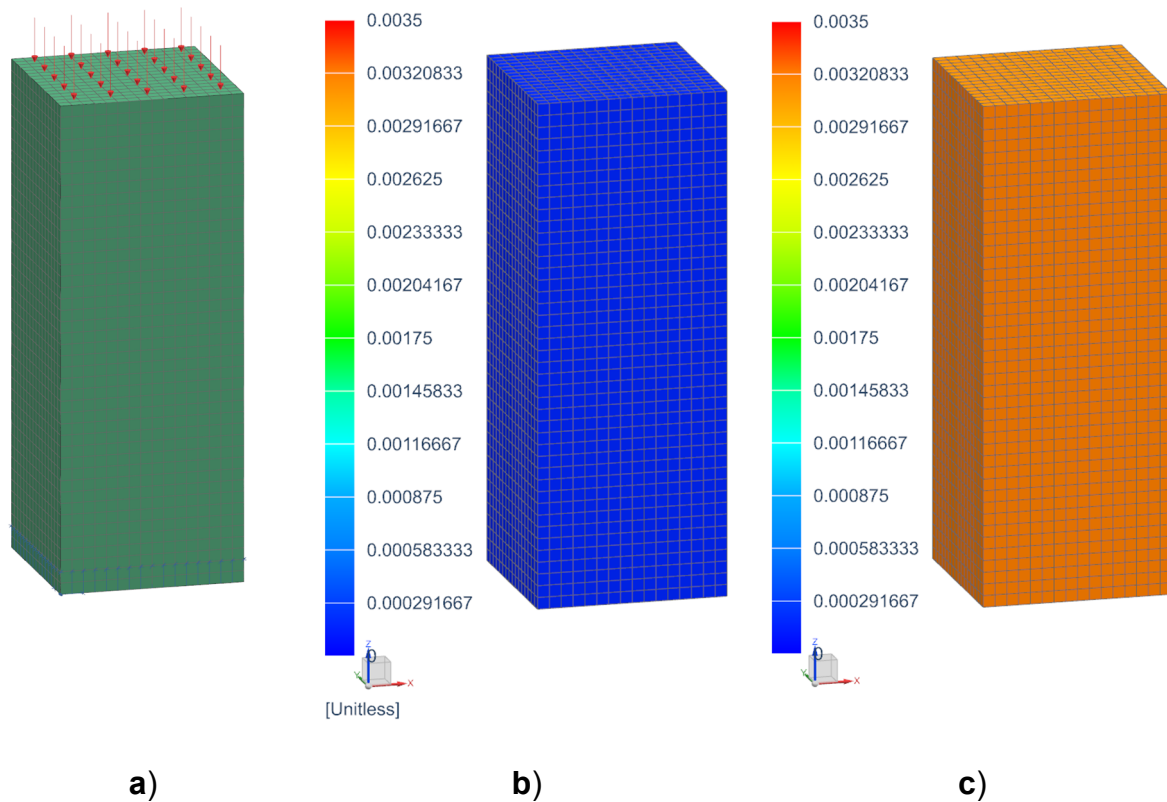


Abbildung 5-15: Simulation des Versuchsaufbaus 'Kriechen in z-Richtung unter Druck' mit einem Spannungslevel von 20 MPa: **a)** Last und Lagerung, **b)** Kriechdehnung ϵ_{Kriech} bei 0,1 s [dim.-los], **c)** Kriechdehnung ϵ_{Kriech} bei 300.000 s [dim.-los]

Die aufgebrauchten Kräfte wurden, wie in Kap. 5.1.8, zu je 20.097 N und 2.009,7 N gewählt, welche in den ersten 0,1 s der Simulation aufgebracht wurden. Es wurde keine 60 sekundige Kraftaufbringung in der Simulation gewählt, welche in der Realität stattgefunden hat, da die Messdatenaufzeichnung für das Kriechgesetz erst bei Erreichen des konstanten Spannungslevels erfolgte. Somit ist die sofortige simulative Kraftaufbringung in den Messdaten bereits enthalten. [8]

5.2.2 Simulationsbeschreibung einer Schraubenvorspannkraftuntersuchung

Es wurden CAD- und FEM-Modelle (siehe Abbildung 5-16) entsprechend der Schraubkonfigurationen aus Kap. 5.1.12 aufgebaut, um die Messdaten der Kraftmessringe mit simulativ generierten Ergebnissen abzugleichen. Es wurden nur Viertelmodelle der Schraubkonfigurationen modelliert, welche aber mit Symmetrierandbedingungen versehen wurden. Vorteilhaft an dieser Modellierungstechnik ist erfahrungsgemäß,

dass die Berechnungszeit deutlich kürzer ausfällt und außerdem die Stabilität der nichtlinearen Berechnung verbessert wird. [8]

Bezüglich des Reibkoeffizienten zwischen Metall und CFK variieren die in der Literatur kommunizierten Ergebnisse von 0,05 bis zu 0,21 [6,18]. In einer Untersuchung von Herrington et al. wurden die Reibkoeffizienten von verschiedenen unidirektionalen FKVs und Unterlegscheiben untersucht [69]. Verschraubte Probekörper wurden orthogonal zur Schraubrichtung in einer Prüfmaschine auseinandergezogen und der Rutschzeitpunkt analysiert. Hierbei wurden beispielsweise für eine Unterlegscheibe nach großer Reihe, verschraubt mit einer CFK-Probe, im Kontakt mit unterschiedlichen äußeren Lagenorientierung zur Prüfrichtung, bei verschiedenen Klemmkraften, Reibkoeffizienten zwischen 0,11 und 0,15 festgestellt. Das Experiment beinhaltet durch die Verwendung einer Unterlegscheibe nach großer Reihe, sowie den unterschiedlichen Außenlagenfaserorientierungen, welche einen Kompromiss bzgl. der Wirrfaserverteilung der SMCs darstellen, anwendungsnahe Ergebnisse. Daher wurden alle Kontaktflächen zwischen FKV und Stahl des Schraubmodells mit nichtlinearen Kontakten mit einem mittleren Reibkoeffizienten von 0,13 versehen. Die Stahl-Stahl-Paarungen wurden nach Schürmann et. al mit einem Reibkoeffizienten von 0,15 versehen [6]. Das Schraubenmodell A enthielt etwa 57.000 lineare hexaedrische finite Elemente. Die anderen Schraubenmodelle hatten eine vergleichbare Vernetzungsdichte, aber entsprechend der Prüfplattenanzahl weniger Elemente. [8]

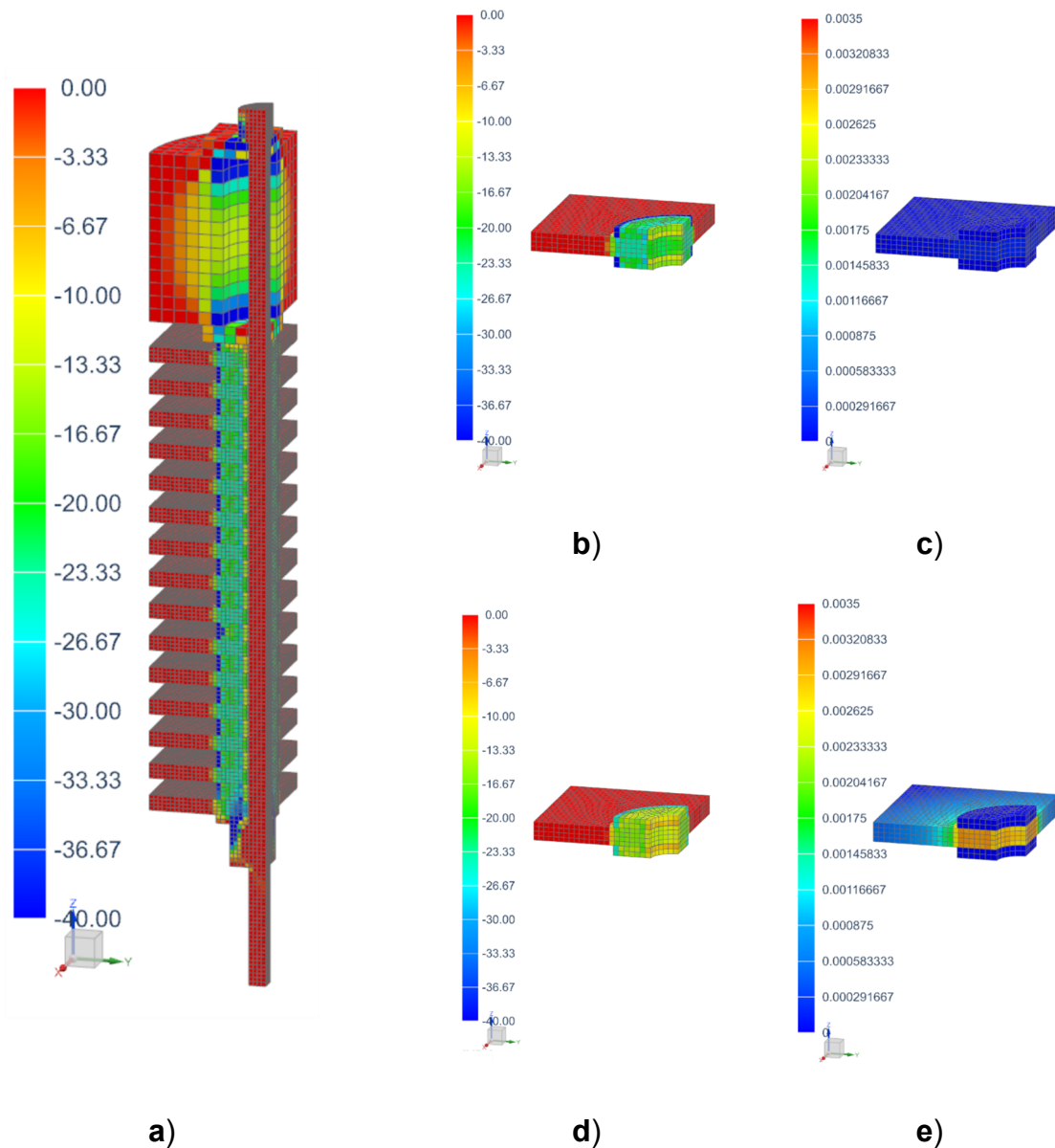


Abbildung 5-16: Simulation der Schraubenkonfiguration A bei 0,01 s (höchste Schraubenvorspannung) und 300.000 s simulierter Zeit: **a)** Spannung in z-Richtung im Gesamtmodell des Stackups bei 0,01 s [MPa], **b)** Spannung in z-Richtung im einzelnen Coupon bei 0,01 s [MPa], **c)** Kriechdehnung bei 0,01 s [dim.-los], **d)** Spannung in z-Richtung bei 300.000 s [MPa], **e)** Kriechdehnung bei 300.000 s [dim.-los]. Abb. aus [8]

Die Simulation wurde als nichtlineare Solution 601 in SIEMENS NX Simcenter 12 aufgebaut [27]. Es wurden wieder feste Zeitschritte gewählt, welche mit fortlaufender Zeit logarithmisch vergrößert wurden. Die Vorspannung der Schraube wurde, unter Ausnutzung der thermischen Materialkontraktion, durch eine Abkühlung des Schraubenhalses modelliert. Es wurden in der Simulation keine Wärmeübertragungen erfasst.

Allen Stahlbauteilen wurde eine einfache Stahl-Materialkarte mit einem E-Modul von 200 GPa, einer Poisson-Zahl von 0,25 und einer thermischen Ausdehnung von $11 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$ zugewiesen. Die SMC-Bauteile besaßen die gleichen Materialkarten, wie in Kapitel 5.2.1 beschrieben. [8]

Bei 0,01 s simulierter Zeit wurde eine Vorspannung von 2,5 kN, oder respektive 10,0 kN für das Vollmodell, erreicht. Es wurde, wie ebenso in Kap. 7.2.1 beschrieben, keine größere Zeitdifferenz zum Aufbringen der Vorspannkraft gewählt, welche beispielsweise das manuelle Anziehen der Schrauben erfassen würde, da auch die Messung der Kriechdehnung in Kap. 7.2.1 erst direkt nach dem Erreichen der Zielspannung startete. Die Schraubkraft wurde durch die Summation von transferierten Kontaktkräften unter dem Schraubenkopf in der Simulation ausgewertet. [8]

5.2.3 Simulationsbeschreibung eines skalierten Lagerschildes unter komplexer Mischbeanspruchung

Es soll das Kriechverhalten der in Kap. 5.1.13 beschriebenen skalierten Lagerschildkomponente untersucht werden.

In der Materialkarte wird der G-SMC Biegemodul bei 120 °C aus Tabelle 6-1 sowie die Norton-Bailey-Regressionskonstanten aus Kap. 8.1.1 hinterlegt. Die Modellierung der Kontakte und Schrauben erfolgte analog zu Kap. 5.2.2. Zwischen Lagerschild und der Stahlvorrichtung wird ein nichtlinearer Kontakt definiert, welchem ein Reibkoeffizient von 0,13 zugewiesen wird. Entscheidend an dieser Stelle ist, dass der Kontakt auch ein Abheben bzw. Separieren der Komponenten zulässt. Die restlichen Kontakte, in denen keine Bewegungen vermutet werden, sind vereinfacht als Verklebungen modelliert. Es wurden insgesamt 233.000 finite lineare Hexaeder- und Tetraederelemente zur Vernetzung des Modells verwendet. Dem Lagerschild wurden dabei etwa 92.000 Hexaederelemente zugeteilt. Wieder wurde die SOL 601 in Siemens NX mit fest zugeteilten Zeitschritten, welche sich in logarithmischen Abständen vergrößern, verwendet. Bei 0,01 s simulierter Zeit wurde eine Kraft von 1,5 kN in z-Richtung erreicht. Es wurde, wie ebenso in Kap. 7.2.1 beschrieben, keine größere Zeitdifferenz zum Aufbringen der Prüfkraft gewählt, welche die Kraftaufbringung der Universalprüfmaschine widerspiegeln würde, da auch die Messung der Kriechdehnung in Kap. 8.1.1 erst

direkt nach dem Erreichen der Zielspannung startete. Die Prüfkraft bleibt anschließend, wie im Experiment, bis zum Versuchsende konstant.

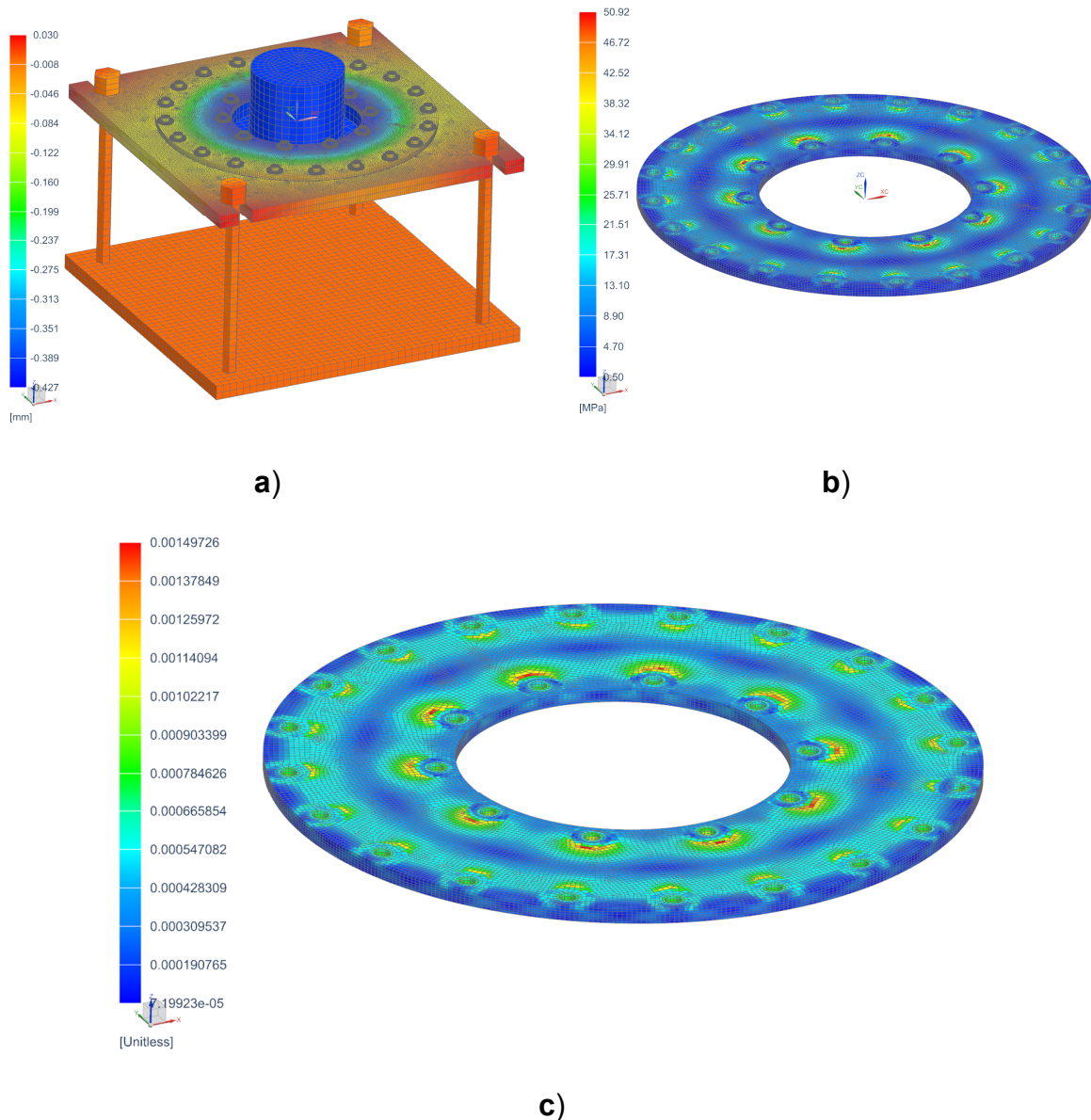


Abbildung 5-17: Simulation der skalierten Lagerschildkomponente bei 0,01 s (Prüf- und Schraubkraft erreicht) und 150.000 s simulierter Zeit: **a)** Deformation in z-Richtung bei 0,01 s [mm], **b)** Von-Mises-Spannung bei 0,01 s [MPa], **c)** Kriechdehnung bei 150.000 s [dim.-los]. Abb. nach [51].

6 Materialcharakterisierung

Um die statisch mechanische und thermomechanische Performance der verwendeten Materialien einzuordnen, soll in diesem Kapitel eine Materialcharakterisierung erfolgen. Ein Vergleich mit Datenblattkennwerten soll eine korrekte Verarbeitung der Materialien sicherstellen.

6.1 Optische Querschnittsbetrachtungen

Die Faserorientierung der beiden untersuchten Materialien in den Couponplatten wurde in Mikroskopieaufnahmen untersucht. Zwei Querschnittsaufnahmen der beiden Materialien sind in Abbildung 6-1 dargestellt. In den Aufnahmen ist eine reine in-plane Faserorientierung festzustellen. Die Faserovings sind im gepressten Zustand beim C-SMC klar im Querschnitt zu erkennen. Beim G-SMC ist die Unterscheidung schwieriger, da sich Matrix und Fasern in der optischen Farbgebung sehr ähneln. Es sind keine Poren oder Fehlstellen in beiden Materialien zu beobachten.

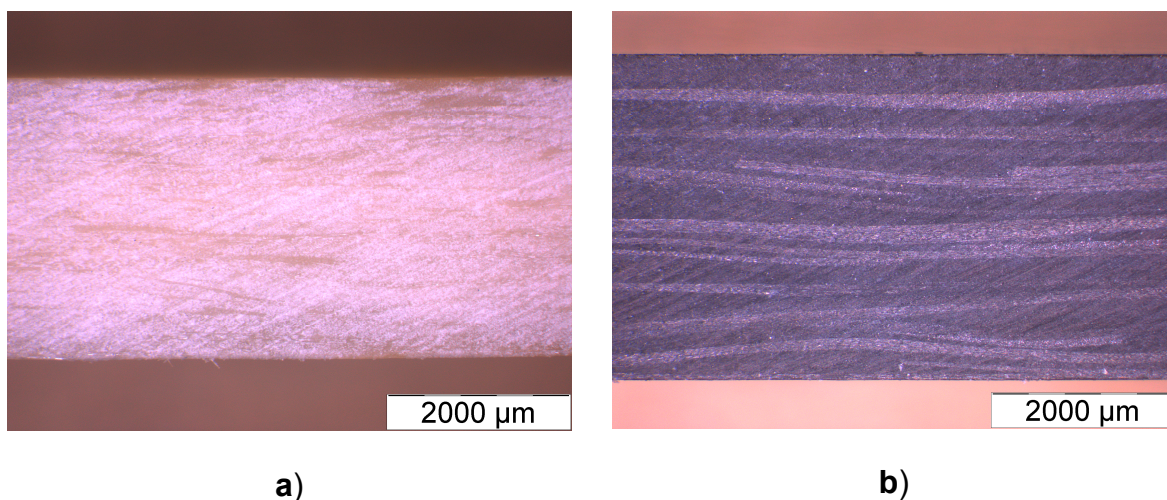


Abbildung 6-1: Vergrößerte Querschnittsaufnahmen: a) G-SMC, b) C-SMC

6.2 Quasi-statische und thermomechanische Messungen

Es wurden verschiedene quasi-statische und thermomechanische Messungen an den Materialien durchgeführt. Die verwendeten Versuchsmethoden sind in Kap. 5.1 gezeigt. In Tabelle 6-1 sind relevante gemessene Eigenschaften der Materialien übersichtlich zusammengefasst. Dabei ist auch stets die in Abbildung 5-5 gezeigte

Materialorientierung mit angegeben. Die Messwerte sind im Rahmen dieser Arbeit entstanden und erstmals in zwei betreuten Studienarbeiten erwähnt. Die quasi-statischen Versuche an beiden erwähnten SMCs wurden unter anderem durchgeführt, um geeignete Spannungslevel in den späteren Kriechuntersuchungen zu verwenden. Es wird jeweils ein Mittelwert mit einer STABW (Standardabweichung) angegeben. Exemplarische Spannungs-Dehnungs-Diagramme zu den erwähnten Messungen sind im Anhang in Kap. Anhang A zu finden. [8,46,51]

Tabelle 6-1: Gemessene in-plane Materialeigenschaften der untersuchten SMCs aus [46,51]

| Materialeigenschaft / Temp. / Orientierung | C-SMC Mittelwert ± 1 STABW | G-SMC Mittelwert ± 1 STABW |
|---|---------------------------------------|---------------------------------------|
| Zugmodul / RT / 0° | 47.700 MPa ± 3.000 MPa | 20.100 MPa ± 1.100 MPa |
| Zugmodul / RT / 90° | 34.500 MPa ± 3.500 MPa | 18.700 MPa ± 1.500 MPa |
| Zugmodul / 120 °C / 0° | 42.600 MPa ± 6.000 MPa | 14.900 MPa ± 900 MPa |
| Zugfestigkeit / RT / 0° | 313 MPa ± 19 MPa | 269 MPa ± 14 MPa |
| Zugfestigkeit / 120 °C / 0° | 286 MPa ± 34 MPa | 191 MPa ± 11 MPa |
| Biegemodul / RT / 0° | 36.900 MPa ± 4.300 MPa | 18.300 MPa ± 800 MPa |
| Biegemodul / 120 °C / 0° | 31.400 MPa ± 4.800 MPa | 13.700 MPa ± 1.000 MPa |
| Biegefestigkeit / RT / 0° | 589 MPa ± 64 MPa | 479 MPa ± 22 MPa |
| Biegefestigkeit / 120 °C / 0° | 373 MPa ± 21 MPa | 310 MPa ± 22 MPa |
| Druckfestigkeit / 120 °C / 0° | 144 MPa ± 25 MPa | 216 MPa ± 9 MPa |
| T _g / -- / 0° | 136 °C ± 2 °C (DMA) | 159 °C ± 1 °C (DMA) |

6.3 Quasi-statische und thermomechanische Datenblattwerte

In Tabelle 6-2 sind relevante Kennwerte der verwendeten Materialien aus den Datenblättern zitiert. Die Angaben sollen dazu dienen, durch einen Vergleich mit den Messwerten aus Tabelle 6-1, eine korrekte Verarbeitung der Materialien sicherzustellen. Leider sind in den Datenblättern keine Materialorientierungen der eingelegten Sheets angegeben. Es ist damit zu rechnen, dass die Hersteller entweder die vorteilhafte 0°-Richtung oder einen gemischten Stackup aus 0° und 90° orientierten Rollenausschnitten geprüft haben. Bezüglich des Vergleichs zwischen den Datenblattkennwerten aus Tabelle 6-1 und den gemessenen Messwerten aus Tabelle 6-2 sind keine Auffälligkeiten beobachtet wurden. Die Moduli und Festigkeiten liegen in den Messungen teils sogar höher.

Tabelle 6-2: In-plane Materialeigenschaften der untersuchten SMCs aus den Datenblättern [47,48]

| Materialeigenschaft / Temp. / Orientierung / Quelle | C-SMC Mittelwert ± 1 STABW | G-SMC Mittelwert ± 1 STABW |
|--|---------------------------------------|---------------------------------------|
| Zugmodul / RT / -- / Datenblatt | 46.000 MPa | 20.700 MPa |
| Zugfestigkeit / RT / -- / Datenblatt | 240 MPa | 283 MPa |
| Biegemodul / RT / -- / Datenblatt | 49.250 MPa | 20.000 MPa |
| Biegefestigkeit / RT / -- / Datenblatt | 520 MPa | 424 MPa |
| T _g / -- / -- / Datenblatt | 150 °C (DSC) | 165 °C (DMA) |

6.4 Thermomechanik der untersuchten Materialien

Die Messung der T_g-Lage, welche in Tabelle 6-1 genannt wird, wird in diesem Kapitel erläutert. Die Versuchsmethodik dazu ist in Kap. 5.1.11 gezeigt.

Die Probe im Dual-Cantilever-Aufbau ist einer Mischbeanspruchung aus Biegung und Scherung ausgesetzt (siehe Abbildung 6-2). Vorteilhaft gegenüber einem reinen Biegeaufbau ist, dass die Probe an allen drei Auflagepunkten eingespannt ist. Somit ist keine Störung der Messung durch ein ungleichmäßiges Aufliegen der Probe zu erwarten, wie es bei einem reinen Biegeaufbau vorkommen könnte. Nachteilig ist, dass die

Probenbeanspruchung keine direkte Vergleichbarkeit mit der erwartbaren Thermomechanik im Biege- oder Zugversuch zulässt. Nichtsdestotrotz liefert der Versuch eine Einschätzung über den Abfall der mechanischen Eigenschaften bei steigender Temperatur und lässt eine zuverlässige Vorhersage des Glasübergangs des Matrixmaterials zu. [62]

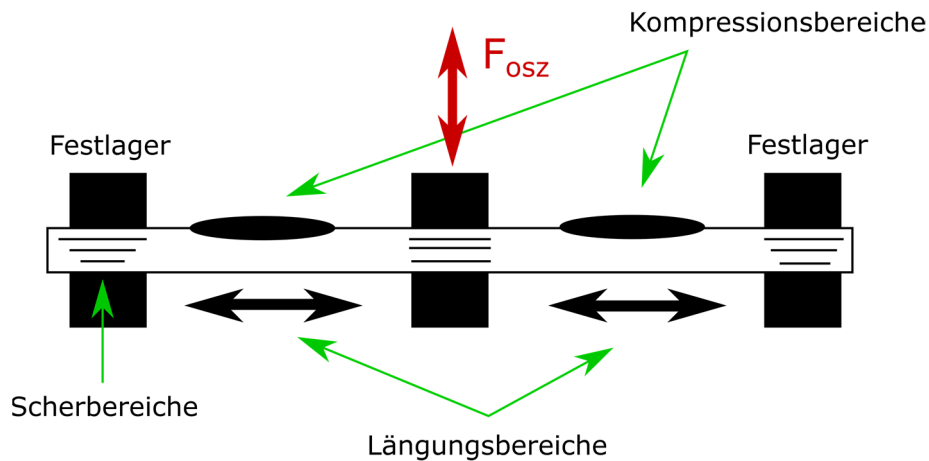
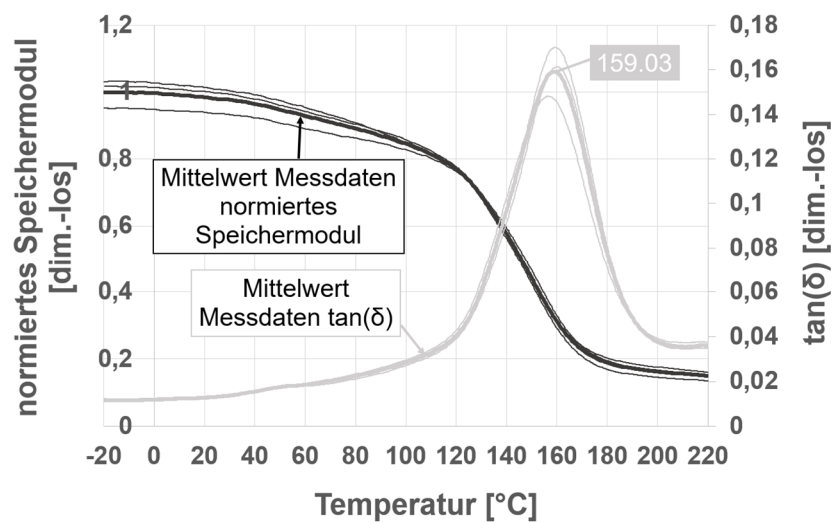
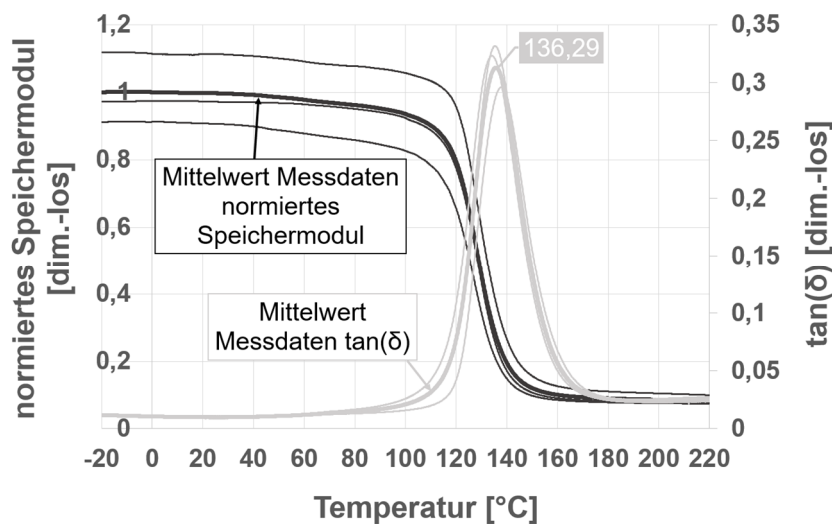


Abbildung 6-2: Typische Probenbeanspruchung im Dual-Cantilever-Aufbau bei oszillierender Probenauslenkung nach unten. Abb. nach [62]

Die Messergebnisse von drei Proben und der gebildete Mittelwert sind jeweils für beide Materialien in Abbildung 6-3 dargestellt. Zur Detektion des Glasübergangs wurde die $\tan(\delta)$ –Methodik verwendet. Der Speichermodul ist eine gängige Bezeichnung für eine DMA-Messgröße im vorgestellten Experiment, die dem wohl besser bekannten E-Modul gleichzusetzen ist. [61,62]



a)



b)

Abbildung 6-3: Speichermodul- und $\tan(\delta)$ -Verlauf zwischen -20 °C und 220 °C: a) Messung G-SMC, b) Messung C-SMC. Abb. nach [51]

Beide Materialien zeigen einen etwa 20 %igen Speichermodul-Abfall von RT zu 120 °C. Es ist also eine deutliche Materialerweichung bei 120 °C feststellbar, was bereits andeutet, dass die Materialien zum Kriechen neigen könnten.

7 Out-of-plane Kriechen

Das Kriechen in z-Richtung der SMC-Materialien soll untersucht werden, um einzuschätzen, ob die Schraubverbindungen der zuvor vorgestellten Lagerschildkomponente in kritischem Maß an Vorspannkraft verlieren werden. Zu diesem Zweck soll zuerst ein grundsätzliches Vorgehen zur Kriechsimulation von dünnen Couponplatten etabliert werden. Später werden die generierten Couponergebnisse zur Simulation von Lagerschildausschnitten im Schraubkriechversuch verwendet. Die Anwendbarkeit der Couponergebnisse wird wiederum mit Kriechversuchen an Lagerschildausschnitten überprüft.

Ergebnisse in diesem Kapitel werden aus einer im Rahmen dieser Arbeit angefertigten Veröffentlichung aufgenommen und erweitert. [8]

7.1 Experimenteller Teil

Vor Versuchsstart wurden alle Probekörper in den folgenden Unterkapiteln für 12 h bei 120 °C kraftfrei in dem Ofen der Versuchsanlage gelagert. Grund hierfür war die Sicherstellung einer gleichmäßigen Temperaturverteilung und das Trocknen möglicher Restfeuchtigkeit im Material. [8]

7.1.1 Der out-of-plane E-Modul

Der E-Modul in Dickenrichtung (z-Richtung) des SMC-Laminates wird für die Kriechmodellierung einer Schraubverbindung benötigt. Die Versuchsmethodik ist in Kap. 5.1.7 beschrieben.

Die alternierenden Dehnungen sind beispielhaft für das Stackup aus dem 3,6 mm dicken C-SMC in Abbildung 7-1 gezeigt. Wenn ein bestimmtes Kraftlevel erreicht ist, zeigt die Zeit-Dehnungskurve einen kleinen Bogen, welcher auf ein Kriechen des Materials zurückzuführen ist. Es wurden sieben Kraftiterationen durchgeführt, damit die Testcouponoberflächen sich genügend setzen (siehe Kap. 2.3) sowie erste Kriecheffekte die Messung des E-Moduls nicht zu stark verfälschen. Es ist zu erkennen, dass sich ab Iteration fünf fast keine zusätzlichen Dehnungen in der darauffolgenden Iteration aufaddieren. Von der achten bis zur zehnten Iteration wurde dann beim An- und

Abstieg zwischen den Kräfteebenen 5 kN und 15 kN der E-Modul berechnet. Es werden also sowohl die Be- als auch die Entlastung der Probekörper ausgewertet. Beide Vorgänge sind für die nachfolgenden Schraubuntersuchungen von Bedeutung. Es wird jeweils der Mittelwert aus sechs Messwerten mit einer Standardabweichung angegeben. Für das C-SMC mit 3,6 mm Dicke wurde so ein E-Modul von **5.333 MPa ± 50 MPa** bei 120 °C mit Formel 3 berechnet. Für das G-SMC wurde ein E-Modul von **4.750 MPa ± 152 MPa** bei 120 °C berechnet. [8]

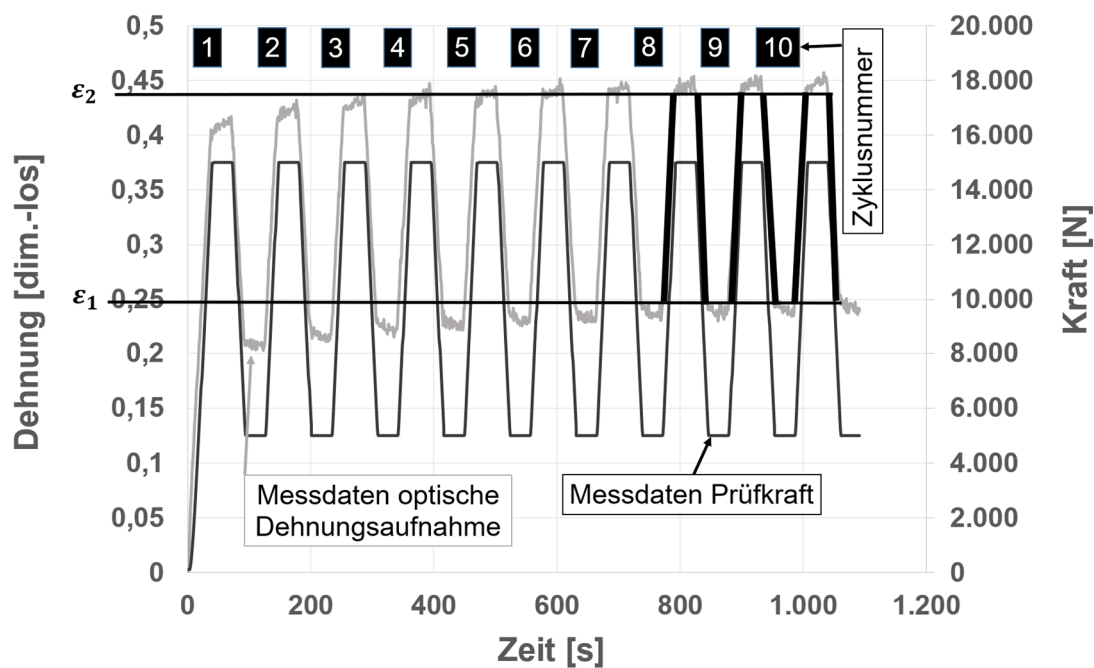


Abbildung 7-1: Alternierende Dehnungen im Zeit-Dehnungsdiagramm für die Bestimmung des E-Moduls in z-Richtung beim 3,6 mm dicken C-SMC. Abb. nach [8]

Das gleiche Versuchsvorgehen wurde ebenfalls bei Raumtemperatur durchgeführt, wodurch ein E-Modul von 5.862 MPa ± 47 MPa beim 3,6 mm dicken C-SMC berechnet wurde. Beim G-SMC wurde ein E-Modul von 5.244 MPa ± 81 MPa bei Raumtemperatur berechnet. [8]

7.1.2 Out-of-plane Kriechen unter Druckbeanspruchung

Der beschriebene SMC-Stackup wurde auch bezüglich des out-of-plane Kriechverhaltens unter Druckbeanspruchung untersucht. Die Versuchsmethodik dazu ist in Kap. 5.1.8 beschrieben.

Die Aufnahme der Kriechdehnung startete direkt, nachdem das programmierte Kraftlevel erreicht wurde. Die Kriechdehnungskurven sind in Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3 mit einer zeitlichen Auflösung von 2.500 s (0,69 h) pro Messpunkt gezeigt. Zu erwähnen ist an dieser Stelle, dass die ursprünglich aufgezeichneten Dehnungen ein negatives Vorzeichen hatten, da Druck appliziert wurde. Für die Anwendung im Simulationsprogramm SIEMENS NX Simcenter 12 musste das Vorzeichen der Kriechdehnungen allerdings gedreht werden, da sonst eine Fehlermeldung des FE-Solvers eine Berechnung verhindert [27]. [8]

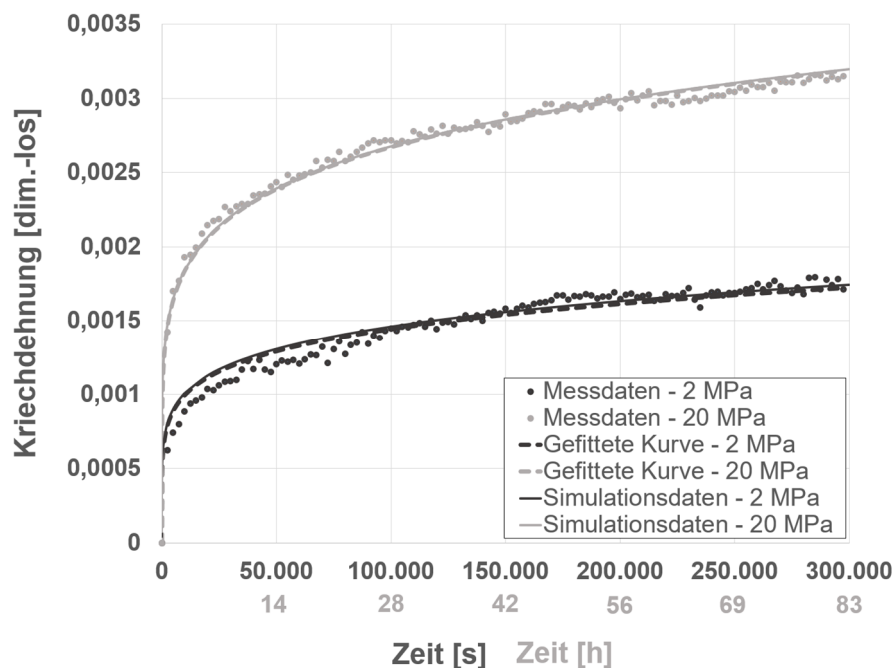


Abbildung 7-2: Gemessene, simulierte (siehe Kap. 7.2.1) und die nach Norton-Bailey gefittete Kriechdehnungskurven im Kriechdehnung-Zeit-Diagramm für das 3,6 mm dicke C-SMC in z-Richtung bei 120 °C bei verschiedenen Spannungen. Abb. aus [8]

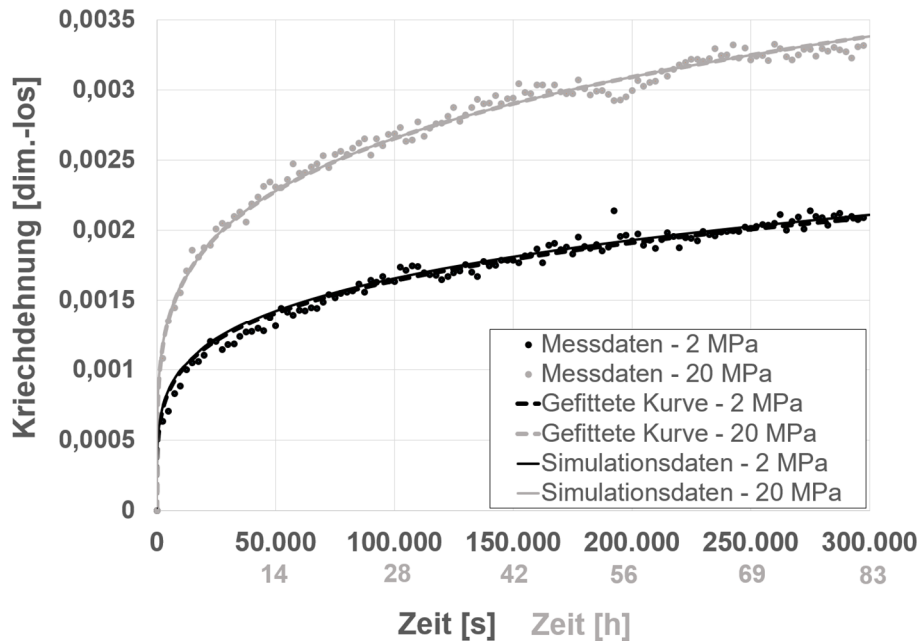


Abbildung 7-3: Gemessene, simulierte (siehe Kap. 7.2.1) und die nach Norton-Bailey gefittete Kriechdehnungskurven im Kriechdehnung-Zeit-Diagramm für das G-SMC in z-Richtung bei 120 °C bei verschiedenen Spannungen.

Die Messung der Kriechdehnung offenbart ein ausgeprägtes primäres und sekundäres Kriechverhalten der untersuchten Materialien (siehe Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3). Die Kriechkurven stehen somit in guter Übereinstimmung mit beispielhaften Kriechverläufen aus der Literatur (siehe Abbildung 2-1) [10]. Einen exakten Zeitpunkt für die Unterscheidung von primärem und sekundärem Kriechen zu finden, gestaltet sich schwierig. Je nach Darstellungsbereich der Zeitachse würde ein anderer Zeitpunkt für den Übergang von steilem primärem in flaches sekundäres Kriechen festgestellt werden. Ein tertiäres Kriechen kann in keiner Messung festgestellt werden. [8,9]

Die Entwicklung eines Norton-Bailey-Kriechgesetzes, welches die Kriechmessdaten approximiert, war der nächste Schritt, um die Messdaten in eine Simulationsmaterialkarte zu importieren. Das Norton-Bailey-Kriechgesetz stellt eine Potenzfunktion (siehe Formel 4) dar, welche drei temperaturabhängige Regressionskonstanten enthält. Diese können durch eine Regressionsanalyse ermittelt werden. Für diese Aufgabe wurde ein Tabellenkalkulationsprogramm genutzt, in welchem die Messdaten mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate approximiert wurden. [8,26,70]

Das Norton-Bailey-Kriechgesetz ist in Formel 4 dargestellt. A , n und m sind die Regressionskonstanten, welche für ein Material bei einer bestimmten Temperatur

ermittelt werden. Die Variable σ bezieht sich auf die Materialspannung in MPa, die Variable t auf die Zeit in Sekunden. Die Variable ε_{Kriech} bezeichnet die Kriechdehnung. Die Kriechdehnung enthält keine elastische Dehnung. Das heißt, dass die initiale Dehnung durch die Kompression des Stackups hier nicht enthalten ist. [8]

$$\varepsilon_{Kriech} = A * \sigma^n * t^m \quad 4$$

Für die vorgestellten Messdaten des 3,6 mm dicken C-SMCs wurden so folgende Regressionskonstanten ermittelt: $A = 0,000187$, $n = 0,267347$ und $m = 0,161615$. Für die vorgestellten Messdaten des G-SMC wurden folgende Regressionskonstanten ermittelt: $A = 0,000112$, $n = 0,209499$ und $m = 0,220306$. Diese Regressionskonstanten führten zu guten Übereinstimmungen mit den Messdaten (siehe 'Gefittete Kurve' mit 'Messdaten' in Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3). [8]

Es sollte erwähnt werden, dass die vorgestellten Kriechdehnungen nur gültig sind, sofern kein tertiäres Kriechen im Material stattfindet. Sollten Spannungen im Bauteil erwartet werden, welche deutlich über den erwähnten 20 MPa liegen, ist ein tertiäres Kriechen in Frage zu stellen. Dieses könnte den Kriechprozess deutlich beschleunigen. Eine Einschätzung über die zulässigen Materialspannungen, bei welchen Schädigungen erwartbar wären: Eine Studie ermittelte für CFK (carbonfaserverstärkter Kunststoff) eine zulässige Oberflächenpressung unter einer Unterlegscheibe, bei welcher noch keine Schädigungen im Material zu erwarten sind, von mindestens 140 MPa [18]. [8]

7.1.3 Schraubenvorspannkraftverlust von angezogenen Schraubverbindungen

Es wurden mehrere Schraubenkonfigurationen mit verschraubten G- und C-SMC Testcoupons bezüglich des Vorspannkraftverlustes durch Kriechen untersucht. Die Versuchsmethodik ist in Kap. 5.1.12 erläutert.

Die Vorspannkraft der Schraubkonfigurationen wurde über 3.600.000 s (1.000 h) verfolgt und ist in Abbildung 7-4 gezeigt. Die absoluten Messwerte der SMC-Coupons wurden durch eine Subtraktion des Vorspannkraftverlustverlaufes der reinen Stahlverschraubung (Schraubkonfiguration E) bereinigt. Es ist bei allen Messungen eine klare Unterscheidung zwischen der ersten und zweiten Kriechstufe (siehe Kap. 2.1) möglich.

Ein tertiäres Kriechen kann nicht beobachtet werden. Die Graphen der Messungen haben eine Stufung durch die diskrete digitale Messwertaufnahme mit einer Auflösung von 0,1 kN. Ein Vergleich der Messungen von Schraubkonfiguration A und B zeigt, dass ein unterschiedlicher Vorspannkraftverlauf gemessen wird, trotz gleicher Spannlänge der Schraube und gleicher Dicke des kriechenden Materials. Die Vorspannkraftverläufe der anderen Schraubkonfigurationen sind nicht direkt untereinander vergleichbar. Die Abweichungen zwischen den Simulations- und Versuchsergebnissen werden in Kap. 7.2.2 diskutiert.

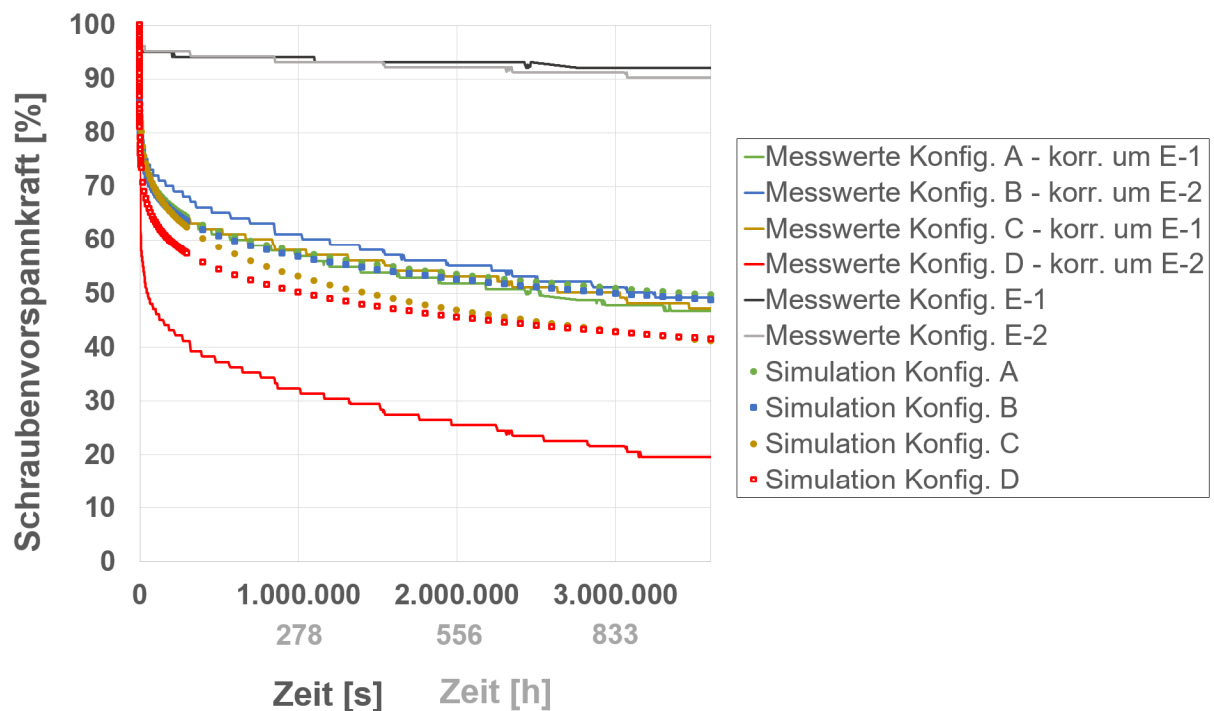


Abbildung 7-4: relative Vorspannkraftänderung durch Kriechen verschiedener Schraubkonfigurationen bei 120 °C. Abb. nach [8]

Es wurde beobachtet, dass die G-SMC Probekörper während der Versuchsdauer von 3.600.000 s (1000 h) die Färbung ändern (siehe Abbildung 7-5). Es wird vermutet, dass ein Nachvernetzen oder Altern der Matrix eintritt. Beim C-SMC wurde keine Farbänderung beobachtet. Ein Nachvernetzen des Materials wurde zu Beginn des Experiments nicht erwartet, da alle Proben, wie in Kap. 3.3 erwähnt, vor den Experimenten 2 h bei 160 °C getempert werden. Da dieses Materialverhalten die Versuchsergebnisse nicht-vorhersagbar beeinflusst, wurde neben Schraubkonfiguration C keine weitere G-SMC-Variante untersucht.

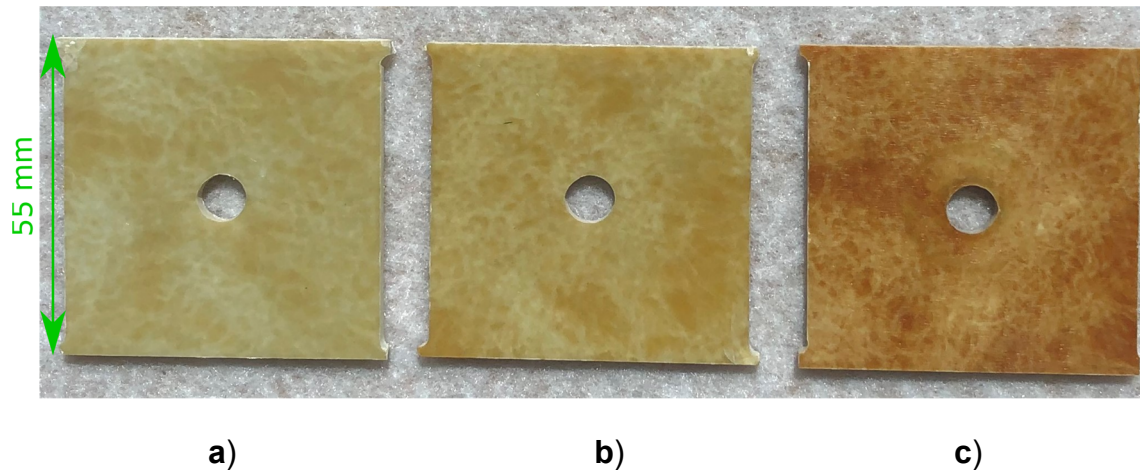


Abbildung 7-5: G-SMC Schraubkriechcoupons nach verschiedenen Messperioden:
a) zu Versuchsbeginn, **b)** nach 300.000 s (83 h), **c)** nach 3.600.000 s (1000 h)

Damit in jedem Einzelversuch ein gleiches Eigenkriechverhalten des Messrings erwartet werden kann, wurden die Messringe vor jedem Versuch 48 h kraftfrei bei 120 °C in einem Ofen relaxiert. Anschließend wurden die Messringe wieder mit Schraubcoupons versehen und noch einmal für 12 h bei 120 °C gelagert, um eine gleichmäßige Temperaturverteilung zu gewährleisten. Um sicherzustellen, dass sich das Eigenkriechverhalten der Kraftmessringe in jedem Versuch tatsächlich gleich verhält, wurden die beiden verwendeten Messringe (Schraubkonfiguration E-1 und E-2) jeweils dreimal über 300.000 s (83 h) getestet. Diese Zeitspanne wurde für ausreichend erachtet, da der Großteil des Vorspannkraftverlustes in dieser Zeitspanne geschieht (siehe Abbildung 7-4). Die Abweichung der Vorspannkraftverläufe zwischen den einzelnen Durchläufen beträgt nur wenige Prozentpunkte (siehe Abbildung 7-6).

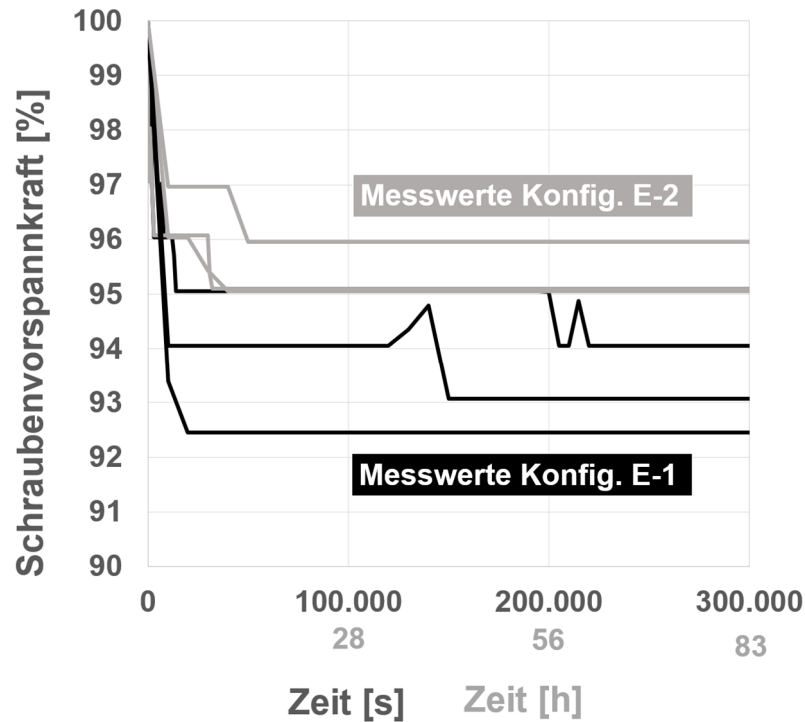


Abbildung 7-6: Vorspannkraftverläufe von Schraubkonfiguration E.

7.2 Simulationen

7.2.1 Simulation des Versuchs 'Out-of-plane Kriechen unter Druckbeanspruchung'

Um die Plausibilität der in Kap. 7.1.2 gewonnenen Kriechdaten zu überprüfen, wurde der Versuch 'Out-of-plane Kriechen unter Druckbeanspruchung' nachsimuliert. Die verwendete Methodik zur Modellerstellung ist in Kap. 5.2.1 erläutert. Bei der simulativen Erfassung des vorgestellten Versuchsaufbaus war die Anwendung des hinterlegten Norton-Bailey-Kriechgesetzes in einer isotropen Materialkarte obligatorisch. Die Anwendbarkeit dieser Vereinfachung soll in diesem Kapitel ebenfalls überprüft werden. [8,71]

Der Spannungsanteil in z-Richtung ist nachfolgend analysiert, da er mit Abstand den größten Spannungsvektor stellt. Die solverinterne Berechnung der Kriechdehnungen geschieht zwar mit der sog. effektiven Spannungsverteilung, es wird aber erwartet, dass die Verteilung sich nicht von den Spannungen in z-Richtung unterscheidet. [8]

Zur Methodik der solverinternen Berechnung von ε_{Kriech} sind mehr Informationen in dem Handbuch [71] 'NX Nastran advanced nonlinear theory and modelling guide' zu finden. [8]

Die Spannungen in dem Stackup waren in jedem Zeitschritt annähernd konstant, die Kriechdehnung stieg allerdings monoton an. Annähernd konstant, da die Quererexpansion des Stackups über die Zeit die Querschnittsfläche erhöht und somit, während die Kraft konstant bleibt, die Spannung sinkt. Die Spannungsabweichung ist mit etwa 0,3 % für die beiden 20 MPa-Messreihen aber vernachlässigbar klein, als dass der Einfluss weiter betrachtet werden müsste.

Simulationen der verschiedenen Stackups zeigten sehr gute Übereinstimmungen mit den zugrunde gelegten Messdaten für die Norton-Bailey-Kriechgesetze (siehe 'Gefittete Kurve' und 'Simulationsdaten' in Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3). Dieses Ergebnis erscheint auf den ersten Blick trivial, da die Versuche, aus welchen die Materialdaten gewonnen wurden, nachsimuliert wurden. Jedoch kann auf diesem Weg die Anwendbarkeit der isotropen Materialkarte überprüft werden. [8]

In einer anderen Publikation [72], welche sich ebenfalls mit dem Kriechverhalten von FKV in Dickenrichtung beschäftigt, wurde ein Offset zwischen nachsimulierten und gemessenen Kriechdehnungen eines Versuchsaufbaus gefunden. Hier wurde das FE-Programm ABAQUS genutzt [33]. Im Zuge dieser Entdeckung wurde eine Korrektur-Subroutine entwickelt, um die Messdaten simulativ besser approximieren zu können. Dieses Vorgehen scheint hier aufgrund der exakten Übereinstimmung zwischen 'Simulationsdaten' und 'Gefittete Kurve' in Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3 nicht nötig. [8]

7.2.2 Simulation des Versuchs 'Schraubenvorspannkraftverlust von angezogenen Schraubverbindungen'

Um die validierten Materialkarten zur Simulation des out-of-plane Kriechverhaltens der SMC-Materialien in einer realen Anwendung zu überprüfen, wurden die Schraubkonfigurationen aus Kap. 5.1.12 nachsimuliert. Die Simulationemethodik ist in Kap. 5.2.2 erläutert.

In Abbildung 5-16 ist eine Simulation der Spannung in z-Richtung sowie der Kriechdehnungen des Schraubenmodells A gezeigt. Wie erwartet, ist in Coupon-Bereichen mit Spannungskonzentrationen, wie beispielsweise unter den Unterlegscheiben, eine besonders hohe Zunahme der Kriechdehnung über die Zeit festzustellen. [8]

Die simulierten Vorspannkkräfte über die Zeit sind in Abbildung 7-4 mit den Kurvenbeschriftungen 'Simulation ..' gezeigt. Die simulative und experimentelle Ergebnisbewertung der Schraubversuche aus Abbildung 7-4 erfolgt mehrteilig:

- **Schraubkonfiguration A und C:** Die Simulation der Schraubkonfiguration A und C wurde mit Couponmessdaten durchgeführt, welche die gleiche Prozessierung wie die Schraubkriechcoupons erfuhren. Daher zeigte sich an diesen Untersuchungen, ob das vorgeschlagene Vorgehen zur Vorspannkraftvorhersage grundsätzlich funktioniert.

Es ist erkennbar, dass für Schraubkonfiguration A eine sehr gute und für Schraubkonfiguration C eine gute Übereinstimmung zwischen den simulativ und experimentell ermittelten Messdaten gegeben ist. Bemerkenswert ist an dieser Stelle, dass die Kriechdaten aus Kap. 7.1.2 nur über 300.000 s (83 h) aufgenommen wurden und simulativ dennoch eine exakte Vorhersage des Kriechverhaltens der Schraubverbindung bis über 3.600.000 s (1.000 h) ermöglichen.

Beim G-SMC (Konfig. C) ist die Abweichung mit etwa 8 % nach 1000 h etwas erhöht. Das in Kap. 7.1.3 beschriebene Nachvernetzen bzw. Altern der Matrix geschieht außerhalb des Erfassungsbereichs von 300.000 s (83 h) des für die Simulation verwendeten Kriechgesetzes. Dieses nicht erfasste Materialverhalten kann für die höhere Abweichung zwischen dem simulierten und experimentell ermittelten Vorspannkraftverlauf verantwortlich sein.

- **Schraubkonfigurationen B:** Bei der Simulation der Schraubkonfigurationen B wurde annähernd der gleiche Vorspannkraftverlauf, wie bei Schraubkonfiguration A erwartet. Gründe dafür sind: Die gleiche Spannlänge der Schraube, die gleiche Dicke an verspanntem kriechendem Material und die gleiche Materialkarte des kriechenden Materials.

Für die simulativ ermittelten Vorspannkraftverläufe konnte diese Vermutung bestätigt werden. An den experimentell ermittelten Messdaten ist aber zu

erkennen, dass die Schraubkraft einen anderen Verlauf als bei Schraubkonfiguration A besitzt, wenn auch die Abweichung mit maximal 5 % Vorspannkraftverlust gering ist. Grund für die Abweichung könnte die unterschiedliche Prozessierung der Couponplatten sein, woraus unterschiedliche Matrixaushärtungen oder abweichende Faserorientierungen folgen.

- **Schraubkonfiguration D:** Bei der Simulation und Messung von Schraubkonfiguration D ist kein Vergleich mit den anderen Schraubkonfigurationen möglich. Gründe sind die unterschiedliche gespannte Schraublänge und Dicke an kriechendem Material. Für die Simulation wurde wieder die Messdatenbasis der 3,6 mm dicken C-SMC Couponversuche verwendet.

Dass die simulierten Kriechverläufe anscheinend trotzdem **nicht** konservativ sind, überrascht zuerst. Schließlich ist in Abbildung 4-2 zu erkennen, dass in den Lagerschildausschnitten ein gewisser Faseranteil in z-Richtung orientiert ist und damit die Kriechdehnung behindern sollte. Die Gründe für den geringeren Vorspannkraftverlust in der Simulation, im Vergleich zu der Messung, können vielschichtig sein. So sind die bereits bei Schraubkonfiguration B geschilderten Gründe hier auch gültig. Es wird vermutet, dass der E-Modul in z-Richtung bei den Lagerschildausschnitten durch den stärker in z-Richtung orientierten Faseranteil ebenfalls höher liegt. Hiermit ergäbe sich in der Simulation eine steilere Vorspannkraftverlustkurve, da sich die Schraube in einem steiferen Klemmverbund befinden würde.

7.2.3 Ein anwendungsnahes Beispiel zur Kompensation des Schraubenvorspannkraftverlustes

Es existieren verschiedene Präventionsmöglichkeiten, um Schraubenvorspannkraftverluste zu verhindern. Bei der Konstruktion mit polymeren Werkstoffen kommen oft Dehnschrauben oder Spansscheiben zum Einsatz. Beide Varianten helfen die Vorspannkraftverluste zu verringern, wenn die Schraubenvordehnung durch Kriechen des verschraubten Materials zurückgeht. Es gibt alternativ auch die Möglichkeit Schraubenvorspannkraft durch die Verwendung von Stahl-Einpresshülsen aus dem kriechenden Material fernzuhalten. [8,73]

Die letztgenannte Methode ist in der Produktion leider oft mit einem höheren Implementierungsaufwand und höheren Produktionskosten verbunden. Im Folgenden soll der erste Ansatz, die Schraubenvorspannkraft mittels Spannscheiben aufrecht zu erhalten, simulativ weiter untersucht werden. [8]

Es wurde die gleiche Simulationsmethodik, wie für Schraubkonfiguration A in Kap. 7.2.2 verwendet, um das Kriechverhalten eines 4 mm dicken C-SMC Blocks zu simulieren. Der C-SMC Block, eine Unterlegscheibe nach großer Reihe und eine Spannscheibe nach DIN 6796 werden von einer M8-Schraube mit einem Stahlblock gespannt [74]. [8]

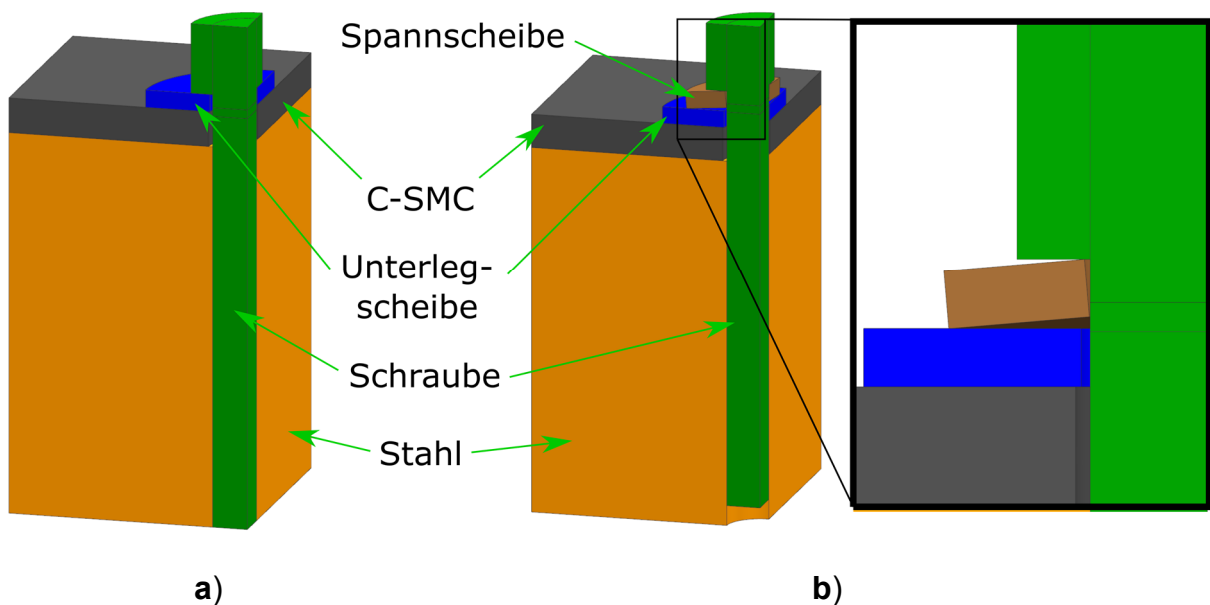


Abbildung 7-7: Anwendungsorientierte Schraubkonfigurationen: **a)** ohne Spannscheibe (Großansicht), **b)** mit Spannscheibe (Großansicht und Detailansicht). Abb. aus [8]

Die Schrauben werden wieder in der ersten 0,01 s der Simulation auf 2,5 kN angezogen (siehe Abbildung 7-7). Die Schraubkraft wird für beide Konfigurationen über $2,8 \times 10^7$ s (7.777 h oder 324 Tage) ausgewertet (siehe Abbildung 7-8). [8]

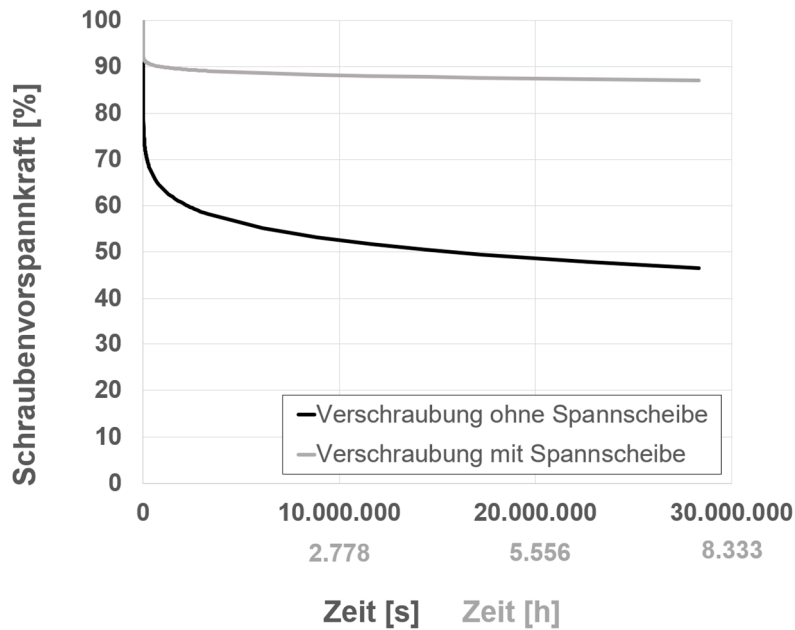


Abbildung 7-8: Simulierter Vorspannkraftverlauf von anwendungsorientierten Schraubkonfigurationen mit und ohne Spannscheibe. Abb. aus [8]

Die Ergebnisse aus Abbildung 7-8 zeigen eine deutliche Verbesserung der Konstanthaltung der Schraubenvorspannkraft durch die Verwendung von Spannscheiben. Die Schraubkonfiguration mit Spannscheiben konnte 87 % (8,7 kN), die Schraubkonfiguration ohne Spannscheibe nur 47 % (4,7 kN) der ursprünglichen Vorspannkraft erhalten. Diese Werte sind nicht universell für verschiedene Schraubverbindungen anwendbar, sondern müssen für jede konstruktive Lösung neu berechnet werden. Der prozentuale Vorspannkraftverlust könnte noch weiter reduziert werden, indem mehrere Spannscheiben in Reihe geschaltet werden. [8]

Der Anwendungsfall zeigt die hohe Effektivität des präsentierten Modellierungsansatzes für die Vorhersage des Kriechverhaltens von verschraubten FKV-Bauteilen. [8]

8 In-plane Kriechen

Um das in-plane Kriechverhalten der Lagerschildkomponente bei axialer Last zu beurteilen, wäre es vorteilhaft, eine anwendungsorientierte Bauteilsimulation durchzuführen. Das in Kap. 7 entwickelte Vorgehen zur Kriechsimulation von SMC-Materialien zeigte gute Übereinstimmungen zu den Experimenten. Dass diese Vorgehensweise jedoch nur in Ausnahmefällen mit unidirektionalen Spannungsverhältnissen funktionieren kann, soll in diesem Kapitel verdeutlicht werden. SMCs und FKV-Materialien mit richtungsabhängigen mechanischen Eigenschaften zeigen ebenfalls ein richtungs- und beanspruchungsabhängiges Kriechverhalten. Um dies zu verdeutlichen, wurden die beiden vorgestellten Materialien jeweils unterschiedlichen Beanspruchungen mit stets gleichen Spannungen ausgesetzt. Die so generierten Kriechdehnungen werden anschließend miteinander verglichen. Sollen Kriechdehnungen von FKV-Materialien mit komplexen Spannungszuständen simuliert werden, müssen die unterschiedlichen Kriechdehnungen bei verschiedenen Belastungen berücksichtigt werden. Ansätze für solche Kriechsimulationen wurden in Kap 2.4 erläutert.

Ergebnisse in diesem Kapitel werden aus einer im Rahmen dieser Arbeit angefertigten Veröffentlichung aufgenommen und erweitert [9]. Außerdem sind Ergebnisse einer betreuten Studienarbeit enthalten [51].

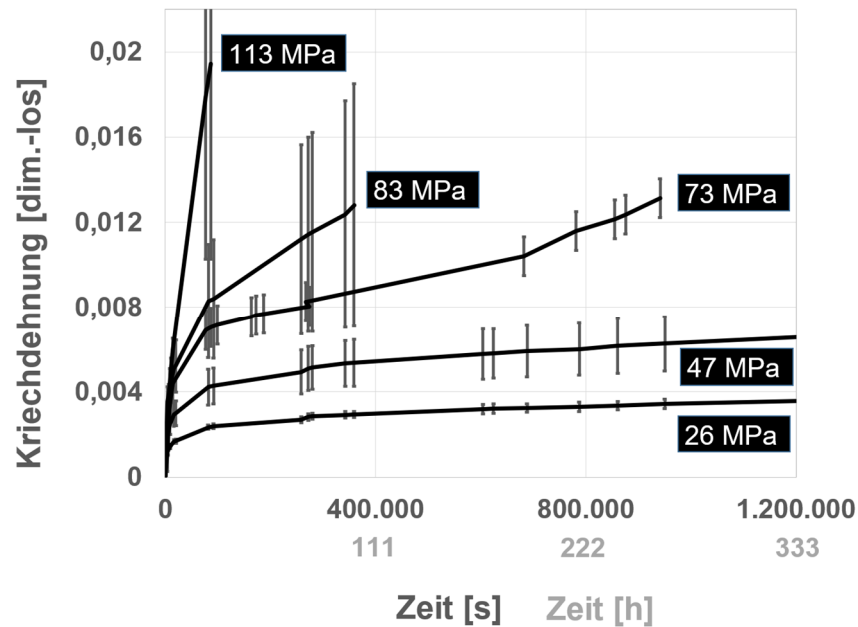
8.1 Experimenteller Teil

Vor dem Versuchsstart wurden alle Probekörper in den folgenden Unterkapiteln für 12 h bei 120 °C kraftfrei in dem Ofen der Versuchsanlage gelagert. Grund hierfür war die Sicherstellung einer gleichmäßigen Temperaturverteilung in den Versuchsproben und das Trocknen möglicher Restfeuchtigkeit im Material. [8]

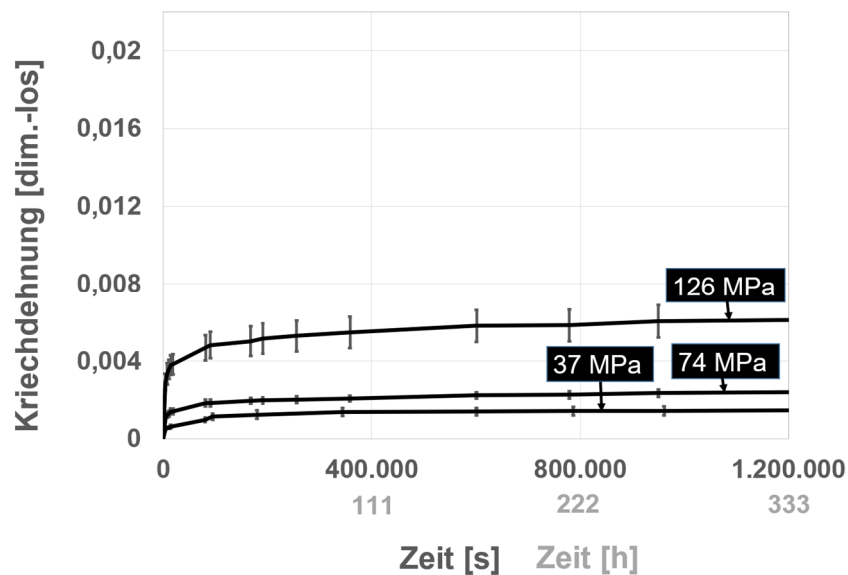
8.1.1 Kriechen im Lastfall Biegung

Das Kriechverhalten der SMCs wurde unter in-plane Biegebeanspruchung untersucht. Die Versuchsmethodik dazu ist in Kap. 5.1.2 erläutert.

Alle Graphen werden mit der Standardabweichung von drei Messungen dargestellt (siehe Abbildung 8-1). Der Graph selbst stellt die mittlere Kriechdehnung der drei Probenkörper dar und stoppt, sofern eine der drei Proben im Test gebrochen ist.



a)



b)

Abbildung 8-1: Gemessene mittlere Kriechdehnung über die Zeit für den Biegelastfall für das C- und G-SMC bei 120 °C bei verschiedenen Spannungen: **a)** Messung 3,6 mm dickes C-SMC, **b)** Messung 3,2 mm dickes G-SMC. Abb. aus [9,51]

Die Graphen der Kriechdehnungen sind in guter Übereinstimmung mit erwarteten Verläufen aus der Literatur (siehe Abbildung 2-1 & Abbildung 8-1). Die primäre und sekundäre Kriechstufe ist in den Messkurven bei niedrigeren Spannungen deutlich erkennbar (siehe Kap. 2.1). Bei der Messkurve '73 MPa' des C-SMCs ist auch die tertiäre Kriechstufe zum Ende der Messung erkennbar. Bei den Messungen zu den Spannungen 83 MPa und 113 MPa des C-SMCs ist vermutlich keine klare Differenzierung zwischen den Kriechstufen mehr möglich aufgrund der hohen Streuung der Graphen und der geringen Messfrequenz. [9,51]

Die 26 MPa und 47 MPa Messreihen des G-SMC sowie die 37 MPa und 74 MPa Messreihen des C-SMC zeigten kein tertiäres, sondern nur ein primäres und sekundäres Kriechverhalten. Daher wurde für die jeweiligen Messreihenpaare wieder, wie bereits in Kap. 7.1.2 beschrieben, Norton-Bailey-Kriechgesetze in die Messwerte gefittet. Die gefitteten Graphen sind im Anhang in Kap. Anhang B gezeigt. Für das erwähnte Messreihenpaar des C-SMCs wurden so folgende Regressionskonstanten ermittelt: $A = 0,0000116$, $n = 1,0121667$ und $m = 0,1739269$. Für das erwähnte Messreihenpaar des G-SMCs wurden folgende Regressionskonstanten ermittelt: $A = 0,0000263$, $n = 0,6912964$ und $m = 0,1094024$.

8.1.2 Kriechen im Lastfall Zug

Es wurde das Zugkriechverhalten der SMCs untersucht. Die Versuchsmethodik dazu ist in Kap. 5.1.4 erläutert.

Die Messwerte sind in Abbildung 8-2 gezeigt. Es wurden alle 10 s ein Messwert aufgenommen. In der Auswertung sind jedoch übersichtshalber nur alle 10.000 s Messwerte dargestellt.

8.1.3 Kriechen im Lastfall Druck

Das in-plane Kriechverhalten der beiden vorgestellten SMCs wurde ebenfalls untersucht. Die Versuchsmethodik dazu ist in Kap. 5.1.6 erläutert.

Die Messwerte sind in Abbildung 8-2 gezeigt. Es wurden alle 10 s ein Messwert aufgenommen. In der Auswertung sind jedoch übersichtshalber nur alle 10.000 s Messwerte dargestellt. Die gemessenen Eigenkriechdehnungen der DMS sind in den

Messkurven der Druckkriechversuche in Abbildung 8-2 berücksichtigt. Dazu wurden auf die ursprünglichen Kriechdehnkurven der SMC-Probekörper die Kriechdehnkurven der DMS hinzuaddiert. Die Versuchsmethodik zur Ermittlung der DMS-Eigenkriechdehnung ist in Kap. 5.1.9 erläutert.

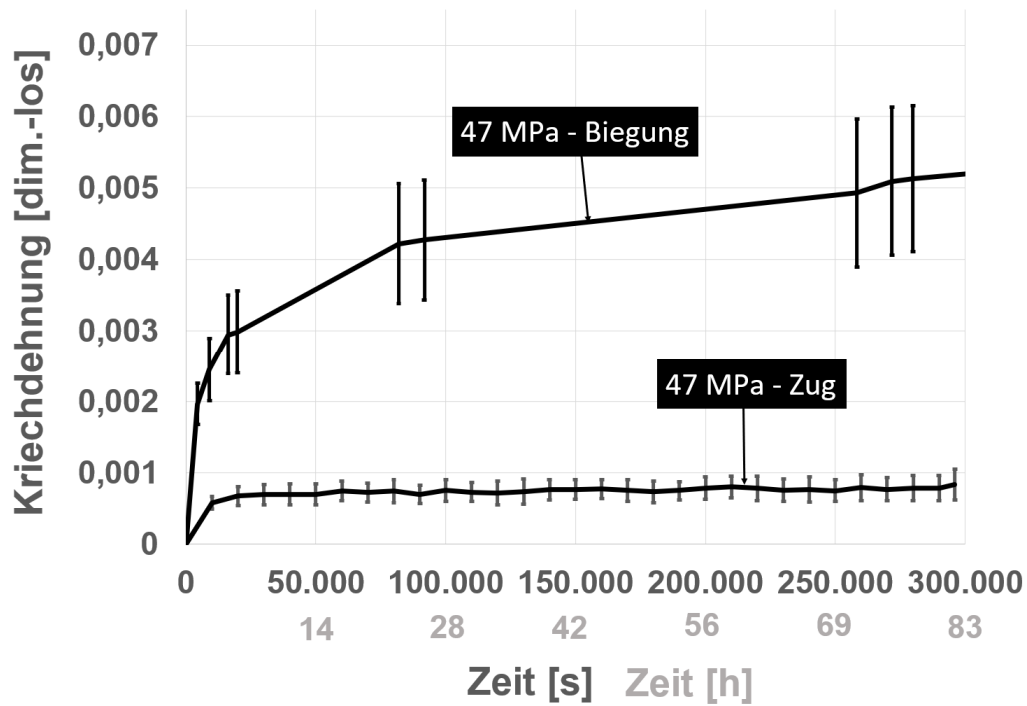
Während des Versuchs ist das Messsignal von zwei DMS ausgefallen, weshalb nur eine Standardabweichung der zwei verbleibenden DMS erstellt wurde. Die mittlere Kriechdehnung mit den Fehlerbalken einer Standardabweichung der DMS ist in Abbildung 8-2 gezeigt. Die beiden Messungen liegen sehr nah beieinander, sodass die Fehlerbalken kleiner als die Darstellung der Messpunkte sind.

8.2 Vergleich der Kriechdehnungen in verschiedenen Lastfällen

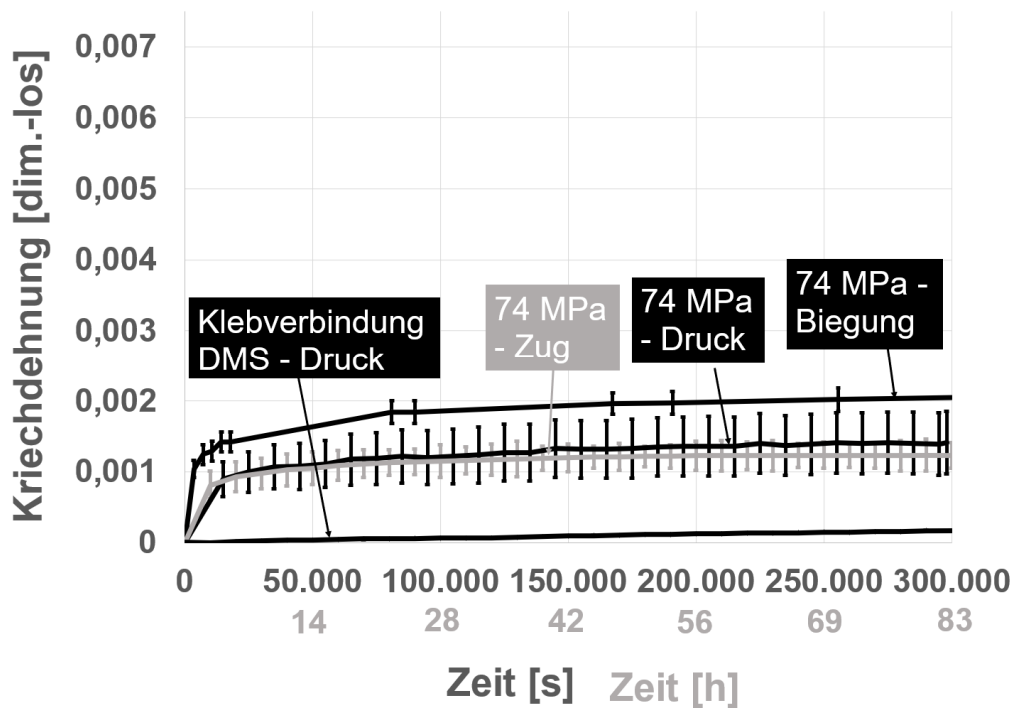
In Abbildung 8-2 sind die mittleren Kriechdehnungen der Tests aus Kap. 8.1.1 bis 8.1.3 mit Fehlerbalken von einer Standardabweichung aus drei Messungen in einem Diagramm aufgetragen. Die Versuche sind bei unterschiedlichen Beanspruchungen aber gleichem Spannungslevel durchgeführt worden. Für das G-SMC wurden die Versuche bei 74 MPa, für das C-SMC bei 47 MPa in-plane Spannung durchgeführt. Für die Druckkriechversuche am C-SMC ergab sich bereits nach kurzer Zeit ein totales Versagen der Probekörper, weshalb in Abbildung 8-2 keine Kriechdehnungen zu diesem Lastfall gezeigt sind. [9,51]

Der Vergleich der dargestellten Kriechdehnungen in Abbildung 8-2 zeigt:

- Die Biegekriechdehnungen fallen bei beiden Materialien höher aus als die Zug- und Druckkriechdehnungen.
- Beim G-SMC liegen alle in-plane Kriechdehnraten nah beieinander.
- Beim C-SMC ergeben sich große Unterschiede in den Zug- und Biegedehnraten.



a)



b)

Abbildung 8-2: Mittlere Kriechdehnungen bei verschiedenen Lastfällen bei 120 °C für: a) das C-SMC und b) G-SMC. Abb. aus [9,51]

Die geringe Druckkriechfestigkeit des C-SMCs ist durch das Betrachten von Tabelle 6-1 leicht erklärbar. Die prozentuale Materialausnutzung war bei diesem Versuch am höchsten. Die Prüfspannung überschritt hier zwar nicht die quasi-statisch gemessene Druckfestigkeit, jedoch die vermutlich geringer liegende Kriechdruckdauerfestigkeit bei der Prüftemperatur. Rückblickend wäre wohl die Wahl einer niedrigeren Prüfspannung sinnvoll gewesen, da dann bei allen Materialien Kriechdehnungen unter reiner Druckbeanspruchung gezeigt werden könnten. [9,51]

Ein Blick auf die statisch mechanischen Zug- und Biegefestigkeiten in Tabelle 6-1 bei Prüftemperatur hätte wohl zu der Einschätzung geführt, dass die Materialien geringere Zug- als Biegekriechdehnungen bei gleicher Spannung entwickeln. Schließlich fällt bei Biegebeanspruchung die relative Materialausnutzung geringer aus. Scheinbar hat jedoch die geringe Druckfestigkeit der Materialien eine geringere Auswirkung auf die Biegefestigkeit bei den quasi-statischen Versuchen als bei den Kriechversuchen. Es ist schlusszufolgern, dass keine zuverlässige Vorhersage von statischen Festigkeiten auf erwartbare Kriechdehnungen des Faserkunststoffverbundmaterials möglich ist. [9,51]

Die nah beieinander liegenden in-plane Kriechdehnraten beim G-SMC sind vermutlich durch die kürzeren Faserlängen erklärbar. Mit sinkender Faserlänge ist mit einem weniger stark ausgeprägten anisotropen Materialverhalten und einer besseren Schubstabilität, durch in z-Richtung orientierte Fasern, zu rechnen. Es ist zu erwarten, dass die bessere Schubstabilität die Kriechdehnungen im Biegeversuch begrenzen kann. Ein Vergleich der absoluten Kriechdehnungen kann nicht zwischen den beiden Materialien erfolgen, da unterschiedliche Spannungen getestet wurden.

In Abbildung 8-3 sind die getesteten Probekörper aus den Versuchen aus Kap. 5.1 gezeigt. Es ist ein starkes Schubknicken und Delaminieren im Messbereich der C-SMC-Probe im Druckkriechversuch zu erkennen. In den quasi-statischen Druckfestigkeitsversuchen aus Kap. 3.2 wurde kein Ausbeulen beobachtet. Grund hierfür ist vermutlich die unterschiedliche Programmierung der Universalprüfmaschine. Bei den quasi-statischen Druckversuchen wird die Prüfkraft zurückgenommen sobald es zu einem Kraftabfall kommt. Beim Kriechversuch wird das Kraftlevel stets konstant geregelt, weshalb die Probe nach zunehmendem Tragkraftverlust ausbeult. [9,51]

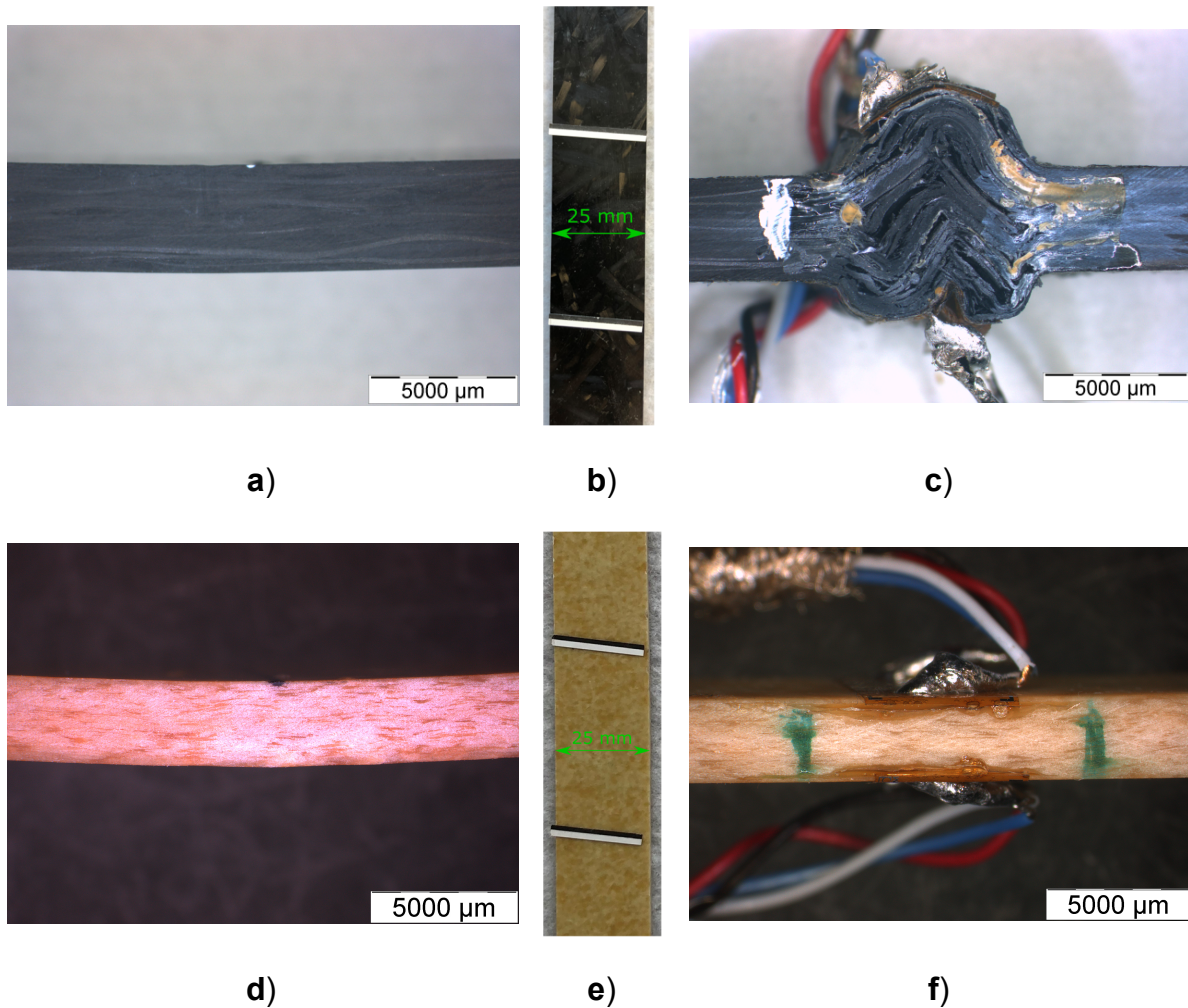


Abbildung 8-3: C- und G-SMC Probekörper getestet bei verschiedenen Beanspruchungen: **a)** C-SMC bei 47 MPa Biegebeanspruchung, **b)** C-SMC bei 47 MPa Zugbeanspruchung, **c)** C-SMC bei 47 MPa Druckbeanspruchung, **d)** G-SMC bei 74 MPa Biegebeanspruchung, **e)** G-SMC bei 74 MPa Zugbeanspruchung, **f)** G-SMC bei 74 MPa Druckbeanspruchung. Abb. aus [9,51]

Die Druckkriechprobekörper des G-SMCs sowie die Biege- und Zugkriechprobekörper beider Materialien wiesen kaum eine sichtbar bleibende Verformung nach den Versuchen auf (siehe Abbildung 8-3). Die Biegeprüfkörper zeigten lediglich eine geringe bleibende Durchbiegung.

9 Ansätze für weitere Untersuchungen

9.1 Experimentelle Kriechuntersuchung an einer skalierten Lagerschild-Komponente

Auch wenn in dieser Arbeit keine umfängliche Lösung für die Problematik der simulativen Kriechvorhersage bei FKV-Materialien geliefert wird, so können die Messdaten für die Überprüfung eines zukünftigen Simulationsmodells dienen. Zum Zwecke einer weiteren Überprüfung an einer realen Komponente wird im Folgenden die Kriechuntersuchung eines skalierten G-SMC Lagerschildes beschrieben, welches unter einer komplexen Mischbeanspruchung steht. Die Versuchsmethodik dazu ist unter Kap. 5.1.13 beschrieben. [51]

Die Verschiebung der inneren Stahlplatte wurde über die Traverse der Maschine aufgezeichnet und ist in Abbildung 9-1 dargestellt. Insgesamt wurden drei skalierte Lagerschilder geprüft. In Abbildung 9-1 ist der Mittelwert der Verschiebungen und Fehlerbalken von einer Standardabweichung gezeigt. Es baute sich also nach 150.000 s (83 h) eine Verschiebung von 0,56 mm auf. Diese Deformation enthält nicht die zu Beginn der Messung aufgezeichnete elastische Verformung, sondern nur die sich aufbauende Deformation durch Kriechen. Zu beachten ist, dass eine Messung über die Maschinentraverse stets eine zu hohe Verformung liefert, da die Nachgiebigkeit der Maschine in den Messdaten mit enthalten ist. Es ist allerdings aufgrund der großen Verformung und den geringen Kräften zu erwarten, dass das Ergebnis kaum verfälscht wird. [51]

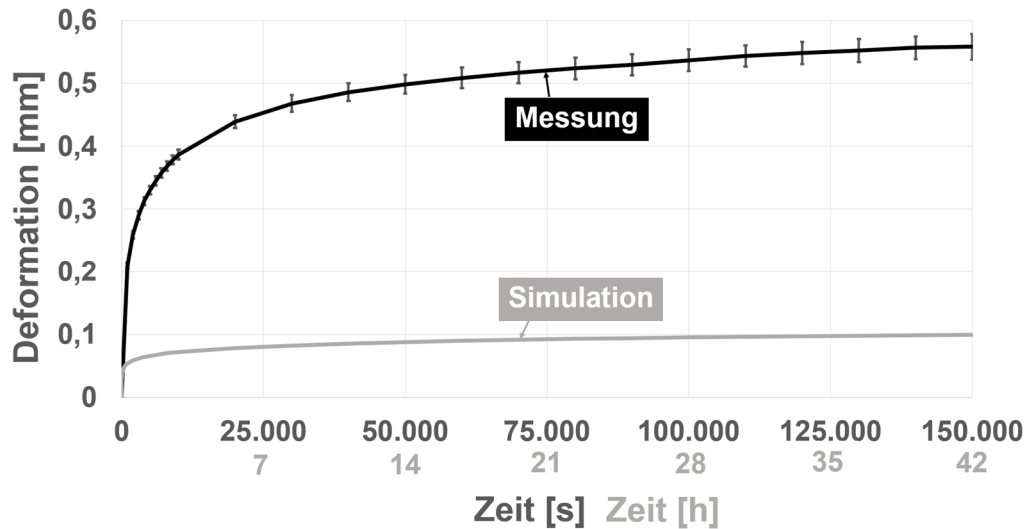


Abbildung 9-1: Simulierter und gemessener zeitlicher Verformungsverlauf des skalierten Lagerschildes.

9.2 Simulative Kriechuntersuchung einer skalierten Lagerschild-Komponente

In diesem Kapitel wird untersucht, in wie weit ein vereinfachtes isotropes simulatives Vorgehen mit dem in Kap. 8.1.1 entwickelten Biegekriechgesetz für die komplexen Spannungszustände des in Kap. 9.1 skalierten G-SMC Lagerschildes anwendbar ist. Die gering ausgeprägte Faservorzugsorientierung der Couponplatten (siehe E-Modul in 0°- und 90°-Richtung in Tabelle 6-1) sowie die nah beieinander liegenden Kriechkurven für die verschiedenen Beanspruchungen (siehe Kap. 8) lassen eine isotrope Materialbetrachtung möglich erscheinen. Es sollte jedoch bereits eingehend festgehalten werden, dass, selbst bei einer guten Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment, keine Allgemeingültigkeit für diese Vorgehensweise gegeben wäre. FKV-Materialien besitzen, je nach Aufbau, ein stärker oder schwächer ausgeprägtes anisotropes Materialverhalten, welches mit der isotropen Kriechmodellierung nicht erfasst wird. Die simulative Methodik ist in Kap. 5.2.3 erläutert. [51]

In Abbildung 5-17 sind die, für die einzelnen Elemente generierten, Kriechdehnungen zum Ende der Simulation gezeigt. Es ist gut zu erkennen, dass die aufgebauten Kriechdehnungen mit der Von-Mises-Spannung zu Beginn der Simulation korrelieren.

In Abbildung 9-1 ist der zeitliche Verlauf des simulierten Verformungswegs der mittleren Platten, welche von dem Lagerschild getragen werden, in z-Richtung, abzüglich der anfänglichen Verformung bei 0,01 s, aufgetragen. Zwischen Experiment und Simulation ist eine große Abweichung in der aufgebauten Verformung nach 150.000 s zu erkennen. Als Hauptgrund für die Abweichung wird das stark ausgeprägte Kriechverhalten des G-SMCs in z-Richtung (siehe Kap. 7.1.2) vermutet, welches mit in-plane Biegekriechmessdaten bei der isotropen Modellierung nicht berücksichtigt wird. Die Unterlegscheiben drücken sich während des Versuchs zunehmend in die Couponplatte und lassen so die Gesamtverformung steigen.

Das Beispiel zeigt auf, dass mit dem vorgestellten simulativen Vorgehen, selbst bei einem gutmütigen Material für eine isotrope Kriechmodellierung, keine zuverlässige Erfassung von komplexen Spannungszuständen möglich ist. Höher entwickelte Kriechansätze, welche dem orthotropen Materialverhalten gerecht werden, sind in Kap. 2.4 beschrieben.

9.3 Reverse-Engineering der Reinharzkennwerte

In mehreren simulativen Ansätzen, welche in Kap. 2.4 beschrieben sind, sind die statischen Materialkennwerte und Kriechkurven des Reinharzes ein notwendiger Input. Ein Ansatz, um an die Materialkennwerte des Reinharzes der SMCs zu gelangen, ist das Reverse-Engineering aus mechanischen Messdaten des Laminates. Dieses Vorgehen soll in diesem Kapitel beschrieben werden. Hierfür werden mikromechanische Laminatformeln auf die experimentellen Messdaten aus Kap. 5.1 angewendet. Mikromechanische Formeln eines endlosverstärkten FKV sind nur begrenzt gültig für SMCs, jedoch sollte die Abweichung beim E-Modul in z-Richtung erwartungsgemäß nur gering sein.

Das Zurückrechnen auf die Reinharzmaterialkennwerte ist hier für das 3,2 mm dicke G-SMC beschrieben. Der Berechnungsablauf sollte aber für das C-SMC auf gleiche Weise funktionieren. Die erforderlichen Materialkennwerte für die Berechnung sind für das G-SMC übersichtlich in Tabelle 9-2 und für das C-SMC in Tabelle C-1 aufgeführt. Grundsätzlich wird hier vorgeschlagen, dass der FKV-Aufbau aufgetrennt wird in eine schichtweise Reihenschaltung reiner Faser- und reiner Matrixbereiche (siehe

Abbildung 9-2). Der zeitabhängige Kriechmodul, welcher als Ersatz-E-Modul im Verlauf des Kriechens zu betrachten ist, wird für den FKV und anschließend für das Reinharz berechnet. Dabei entspricht beispielsweise der Kriechmodul zum Zeitpunkt $t = 0$ s dem E-Modul. [5]

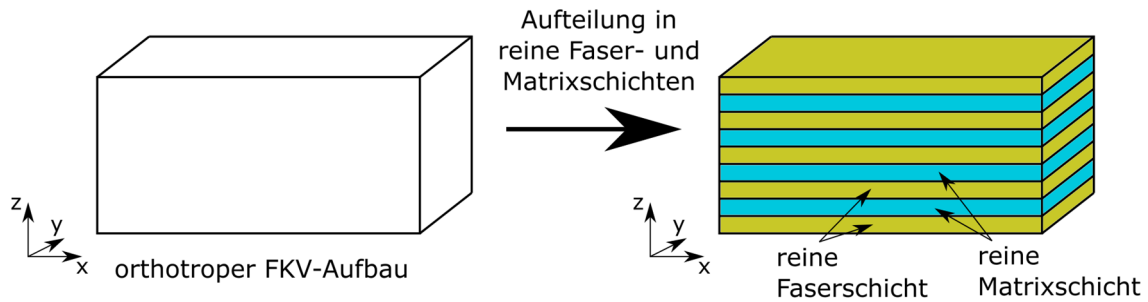


Abbildung 9-2: Skizze zur vorgeschlagenen Aufteilung des FKV-Materials in reine Faser- und Matrixschichten

Vorab ist festzuhalten, dass, aufgrund der teilweise gleichen Regressionskonstanten des Reinharzes und des FKV's, ein verkürztes mathematisches Vorgehen möglich erscheint. Der vorgestellte Weg stellt jedoch eine einfach nachvollziehbare, schrittweise Berechnung dar. Außerdem kann so Schritt 5 im nachfolgend dargestellten Berechnungsverlauf, bei Verwendung eines anderen Approximationspolynoms, mit geringem Aufwand ersetzt werden.

Tabelle 9-1: Erforderliche Materialkennwerte für die Rückrechnung auf Matrixkennwerte aus transversalem Druckversuch für das G-SMC

| Materialkennwert | Formelzeichen und Wert | Quelle |
|--|--|---|
| Gemessener E-Modul FKV | $E_{\perp_{FKV}} = 4.750 \text{ MPa}$ | Kap. 5.1.1 |
| Fasermassenanteil SMC | $\psi = 60 \% = 0,6$ | Datenblatt G-SMC [48] |
| Norton-Bailey-Regres- sionskonstanten FKV | $A_{FKV} = 0,000112$ $n_{FKV} = 0,209499$ $m_{FKV} = 0,220306$ | Kap. 5.1.2 |
| Dichte Vinylesterharz | $\rho_M = 1,26 \frac{g}{cm^3}$ | Materialbibliothek des Laminatberechnungs- tools Helius Composite [75] |
| Materialkennwerte einer E-Glasfaser | $E_{\parallel_F} = 73.084 \text{ MPa}$ $E_{\perp_F} = 73.084 \text{ MPa}$ $G_{\parallel_{\perp_F}} = 30.130 \text{ MPa}$ $\nu_{\parallel_{\perp_F}} = 0,22$ $\nu_{\perp_{\perp_F}} = 0,22$ $\rho_F = 2,49 \frac{g}{cm^3}$ | Materialbibliothek des Laminatberechnungs- tools ICAN [68] (Indizes nach amerik. Notation – siehe [67]) |

Der Berechnungsablauf geschieht in 5 Schritten:

- **Schritt 1: Der Kriechmodul des FKV's in Dickenrichtung wird berechnet.**

Die Materialdehnungen bei $\sigma_{Test_1} = 2 \text{ MPa}$ & $\sigma_{Test_2} = 20 \text{ MPa}$ (siehe Kap. 7.1.2) berechnen sich mit Formel 5 zu $\varepsilon_{Test_1} = 0,000421$ & $\varepsilon_{Test_2} = 0,004211$.

$$\varepsilon_{Test} = \frac{\sigma_{Test}}{E_{\perp_{FKV}}} \quad 5$$

Der von der Zeit abhängige Kriechmodul $E_{\perp_{Kr_{FKV}}}(t)$ kann anschließend mit Formel 6 & 7 berechnet werden. Hierbei stellt Formel 6 das, der Regression aus Kap. 7.1.2 zu Grunde gelegte, Norton-Bailey-Kriechgesetz dar.

$$\varepsilon_{Kr_{FKV}}(t) = A * \sigma_{Test}^{n_{FKV}} * t^{m_{FKV}} \quad 6$$

$$E_{\perp_{Kr_{FKV}}}(t) = \frac{\sigma_{Test}}{\varepsilon_{Kr_{FKV}}(t) + \varepsilon_{Test}} \quad 7$$

- **Schritt 2: Der E-Modul in z-Richtung einer quasiisotropen, reinen Faserschicht wird berechnet.**

Die Aufteilung des FKV's in reine Faser- und Matrixbereiche erfordert die Kenntnis des effektiven Faserschichtmoduls. In diesem Fall aufgrund der unidirektionalen Belastungsrichtung lediglich in Dickenrichtung. Die die Glasfaser ein isotropes Materialverhalten aufweist, ist der E-Modul in Faserrichtung gleich dem in Dickenrichtung. Somit gilt $E_{\perp_{FSch}} = 73.084 \text{ MPa}$ (siehe Tabelle 9-1).

- **Schritt 3: Berechnung des Faservolumenanteils φ_{vol} .**

Der Faservolumenanteil des G-SMC berechnet sich mit Formel 8 aus dem im Datenblatt angegebenen Fasermassenanteil ψ und der angenommenen Faser- und Matrixdichte ρ_F und ρ_M (siehe Tabelle 9-1) zu $\varphi_{vol} = 0,43$. [5]

$$\varphi_{vol} = \frac{1}{1 + \frac{1 - \psi}{\psi} * \frac{\rho_F}{\rho_M}} \quad 8$$

- **Schritt 4: Berechnung des zeitabhängigen Kriechmoduls der Matrix $E_{M_{Kr}}(t)$.**

Der Berechnung des Kriechmoduls der Matrix wird eine Reihenschaltung der E-Moduli der Fasern und Matrix zu Grunde gelegt. Die Berechnung erfolgt nach

der Mischungsregel von E-Moduli, welche in Reihe geschaltet sind (siehe Formel 9). Formel 9 wird anschließend nach dem Matrixkriechmodul $E_{M_Kr}(t)$ umgestellt (siehe Formel 10). [5]

$$\frac{1}{E_{\perp_Kr_FKV}(t)} = \frac{(1 - \varphi_{vol})}{E_{M_Kr}(t)} + \frac{\varphi_{vol}}{E_{\perp_FSch}} \quad 9$$

umgestellt zu:

$$E_{M_Kr}(t) = \frac{-E_{\perp_Kr_FKV}(t) * \varphi_{vol} * E_{\perp_FSch} + E_{\perp_Kr_FKV}(t) * E_{\perp_FSch}}{-E_{\perp_Kr_FKV}(t) * \varphi_{vol} + E_{\perp_FSch}} \quad 10$$

- **Schritt 5: Berechnung der Kriechdehnungen der Matrix bei zwei Spannungen zu regelmäßigen diskreten Zeitpunkten.**

Es werden die gleichen Testspannungen wie in Kap. 7.1.2 gewählt, auch wenn dies nicht zwingend erforderlich wäre. Die spätere Kurvenregression könnte mit beliebigen Spannungen geschehen und würde stets zum selben Ergebnis führen.

Formel 11 kann zu der Kriechdehnung $\varepsilon_{M_Kr}(t)$ umgestellt werden (siehe Formel 12). Der Term $\frac{\sigma_{Test}}{E_{M_Kr}(t=0s)}$ stellt die elastische Dehnung zum Zeitpunkt $t = 0s$ dar. Mit den beiden Testspannungen und Formel 10 kann nun Tabelle 9-2 berechnet werden.

$$E_{M_Kr}(t) = \frac{\sigma_{Test}}{\varepsilon_{M_Kr}(t) + \frac{\sigma_{Test}}{E_{M_Kr}(t=0s)}} \quad 11$$

umgestellt zu:

$$\varepsilon_{M_Kr}(t) = \frac{\sigma_{Test}}{E_{M_Kr}(t)} - \frac{\sigma_{Test}}{E_{M_Kr}(t=0s)} \quad 12$$

Tabelle 9-2: Berechnete Matrixkriechdehnungen zu $\varepsilon_{M_Kr}(t)$

| t [s] | $\varepsilon_{M_Kr}(t; \sigma_{Test} = 2 \text{ MPa})$ [dim.-los] | $\varepsilon_{M_Kr}(t; \sigma_{Test} = 20 \text{ MPa})$ [dim.-los] |
|---------|---|--|
| 0 | 0 | 0 |
| 10.000 | 0,001734 | 0,002809 |
| 20.000 | 0,002020 | 0,003272 |
| 30.000 | 0,002209 | 0,003578 |
| ... | ... | ... |

- **Schritt 6: Kurvenregression mit Hilfe des Norton-Bailey-Kriechgesetzes der berechneten Kriechdehnungen des Reinharzes.**

Mit Hilfe der in Kap. 5.1.2 beschriebenen Kurvenregression von Tabelle 9-2 unter Verwendung des Norton-Bailey-Kriechgesetzes, werden die Regressionskonstanten des Reinharzes ermittelt.

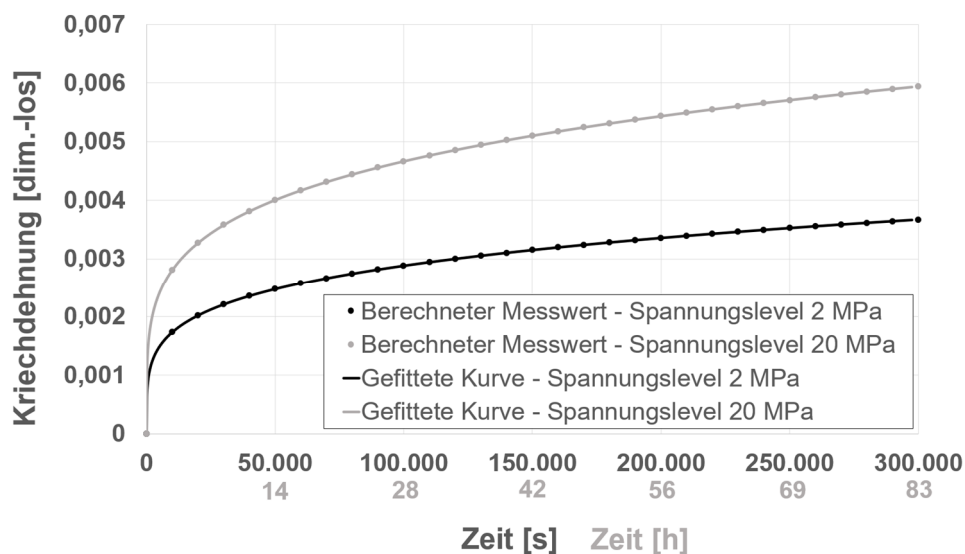


Abbildung 9-3: Approximation der zurückgerechneten Matrix-Kriechdehnungen $\varepsilon_{M_Kr}(t)$ mit Hilfe des Norton-Bailey-Kriechgesetzes

Eine Kurvenapproximation mit Hilfe des Norton-Bailey-Kriechgesetzes erreicht erwartungsgemäß eine optimale Genauigkeit (siehe Abbildung 9-3), da die Basis der Kriechkurven ebenfalls ein Norton-Bailey-Kriechgesetz bildet.

Für zukünftige Betrachtungen lauten die interessanten zurückgerechneten Matrixkennwerte des G-SMCs also:

- Der E-Modul der Matrix bei 120 °C: $E_M = E_{M_{Kr}}(t = 0s) = 2.781 \text{ MPa}$
- Die Norton-Bailey-Regressionkonstanten der reinen Matrix bei 120 °C:
 - $A_M = 0,000197$
 - $n_M = 0,209499$
 - $m_M = 0,220306$

10 Fazit und Ausblick

Am Anfang dieser Arbeit stand die Problematik die Schraubenvorspannkraftverluste einer SMC-Lagerschildkomponente einzuschätzen und vorherzusagen. Es folgte eine umfassende Literaturrecherche zu den Themen: Gründe für Schraubkraftverluste, der Vorhersage von Schraubkraftverlusten und simulative Ansätze zur Kriechberechnung bei FKV-Materialien. Die Literaturrecherche führte zu dem Ziel eine einfache simulative Vorhersagemöglichkeit für Schraubkraftverlusten bei FKV-Bauteilen zu entwickeln. Auf Couponebene wurden dazu erforderliche Materialkennwerte wie der E-Modul sowie Kriechkurven bei verschiedenen Spannungen in z-Richtung aufgenommen. Mittels verschraubter Couponplatten, deren Vorspannkraft mit einem Kraftmessring beobachtet wurde, konnte die grundsätzliche Berechnungsmethodik validiert werden. Die Abweichung zwischen gemessenem und simuliertem Vorspannkraftverlauf war für zwei untersuchte SMC-Materialien marginal. Es konnte also eine einfache, in gängigen FE-Programmen durchführbare, Methodik entwickelt werden, Schraubkraftverluste an FKV-Bauteilen vorauszusagen. Hierbei führte sogar die Messdatenbasis der Couponmessungen von 300.000 s (83 h) bei simulativer Extrapolation der Schraubversuche auf 3.600.000 s (1.000 h) immer noch zu guten Übereinstimmungen. Bezüglich der Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment wurden zwei Beobachtungen gemacht:

- Für die extrapolierte Simulationsgenauigkeit ist entscheidend, wie stark nichtlineare Materialalterungseffekte außerhalb des Erfassungsbereichs des Norton-Bailey-Kriechgesetzes auftreten. In den vorgestellten Schraubenvorspannkraftversuchen wurde beim G-SMC eine größere Abweichung zwischen Simulation und Experiment als beim C-SMC festgestellt. Die Simulations- und Messkurve beim G-SMC separieren sich besonders ab 300.000 s (83 h) Versuchsdauer, wo die Erfassung des verwendeten Kriechgesetzes endet. Es wurde außerdem festgestellt, dass die Prüfplatten des G-SMC im Versuchsablauf über 3.600.000 s (1.000 h) eine starke Nachfärbung erfuhren, welche vermutlich von einer Nachvernetzung des Polymers oder einer Alterung rührt. Zwischen diesen beiden Beobachtungen wird ein Zusammenhang erwartet.
- Es hat sich auch gezeigt, dass für eine korrekte Vorhersage entscheidend ist, dass die Prozessierung der Prüfplatten für die Generierung der

Kriechmessdaten und für die Schraubversuche gleich durchgeführt wird. Das gleiche Material kann beispielsweise bei unterschiedlichen Plattendicken andere Faserorientierungen oder Aushärtungen im Fertigungsprozess erfahren und daher andere Kriechresistenzen aufweisen. So lieferte beispielsweise die Schraubkriechsimulation dickwandiger Lagerschildausschnitte, welche auf der Messdatenbasis dünner Couponplatten basierte, große Abweichungen zu den entsprechend generierten Messwerten. Die Abweichung wäre vermutlich deutlich geringer, wenn zur Messdatenbasis der Simulation ebenfalls Coupons aus gepressten Lagerschilden verwendet worden wären. Dass dieses Vorgehen dann nur noch begrenzten praktischen Nutzen besitzt, ist jedoch kritisch zu sehen. Schließlich soll die Bauteilsimulation meist als entwicklerisches Werkzeug dienen, bevor eine Komponente gefertigt wird.

Da die gemessenen Schraubenvorspannkraftverluste an den Lagerschildausschnitten für eine tatsächliche Anwendung der Lagerschildkomponente kritische Größenordnungen annahmen, wurden Recherchen bzgl. der Problembegrenzung betrieben. Eine kostengünstige und einfach zu implementierende Maßnahme stellen sog. Spanscheiben dar. Die Federwirkung der Spanscheibe gleicht die zunehmende Kriechdehnung effektiv aus. Dass diese Wirkung bei anwendungsrelevanten Lastverhältnissen funktioniert, wurde in einer simulativen Couponuntersuchung dargelegt.

Die Lagerschildkomponente erfährt im verbauten Zustand in axialer Richtung statische und zyklische Lasten. Daher wurde auch das in-plane Kriechverhalten der SMC-Materialien in dieser Arbeit betrachtet und sollte bestenfalls simulativ vorausgesagt werden. Es hat sich gezeigt, dass das Kriechverhalten von SMC-Materialien in unterschiedlichen Lastszenarien sehr verschieden und schwer vorhersehbar ist. Es wurde vermutet, dass statische Festigkeitswerte bei Anwendungstemperatur eine zumindest relative Einordnung der gemessenen Kriechdehnungen bei verschiedenen Belastungsszenarien zulassen. Diese Vermutung hat sich jedoch in den Messungen nicht bestätigt. Daher ist es entscheidend, dass eine anwendungsnahe Beanspruchung für die Couponversuche gewählt wird, sofern das Kriechverhalten eines FKV-Werkstoffs für eine bestimmte mechanische Anwendung beurteilt werden soll. So wurden teilweise große Unterschiede in den absoluten Kriechdehnungen bei Druck- Biege- und

Zugspannungen in der Faserebene festgestellt. Leider liefern aktuell verfügbare Simulationstools standardmäßig keine geeigneten Möglichkeiten, um das Kriechverhalten von orthotropen FKV-Materialien in mehrachsigen Spannungszuständen befriedigend vorherzusagen. Sollten SMC-Bauteile komplexen Spannungszuständen ausgesetzt werden und folglich Kriechdehnungen in kritischen Größenordnungen zu vermuten sind, ist zu empfehlen, Bauteiltests bei Anwendungstemperatur und -belastung durchzuführen. Modifikationen für Simulationsprogramme, um Kriechen in orthotropen Werkstoffen vollumfänglich zu berücksichtigen, existieren zwar, besitzen aber noch einige Nachteile. Zwei in Kap. 2.4 erläuterte vielversprechende Ansätze sind:

- Das mikromechanische Berechnungsverfahren: In der Veröffentlichung [28] wird ein Workflow vorgestellt, in welchem mittels mikromechanischer Formeln die Kriechdehnungen von unidirektionalen Plys berechnet werden. Die richtungsabhängigen Kriechdehnungen werden in dem mathematischen Berechnungsprogramm MatLab [29] bestimmt und über eine Schnittstelle in das FE-Programm ANSYS [30] eingespeist, womit richtungsabhängiges Kriechen erfolgreich simuliert werden kann. Um dem Benutzer die Bedienung zu vereinfachen, wurde hier als einziger Input die mechanischen Faserkennwerte sowie die Kriechkennwerte des Reinharzes gewählt. Nachteilig ist hier, dass abweichende Kriechkennwerte des Laminates, welche bspw. in Messungen generiert wurden, nicht eingepflegt werden können.
- Das Einheitszellenverfahren: In [37,42,43] wird beschrieben, wie eine FE-Einheitszelle, also ein geometrisch definierter Raum mit Fasern, Füllstoffen und Harz entsprechend des Materialaufbaus gefüllt wird. Die mechanischen Eigenschaften dieser Einheitszelle werden auf das zu simulierende Bauteil gemappt. Der verfolgte multiskalige Simulationsansatz ist besonders für die Kriechsimulation von SMCs vielversprechend, da keine mikromechanischen Formeln im Prozessablauf erforderlich sind. Für SMCs sind nur rudimentäre mikromechanische Formeln verfügbar, da der Materialaufbau nur schwer mathematisch erfassbar ist. Nachteilig bei dieser Berechnungsmethodik ist der wohl deutlich größere Berechnungsaufwand. Außerdem erscheint die iterative Modellierung einer wirrfaserverstärkten Einheitszelle sehr zeitaufwändig, sofern damit berechnete Kriechdehnungen an Messdaten von SMC-Materialien gefittet werden

sollen. Dies ist vermutlich weniger aufwendig für unidirektionale Verbundwerkstoffe, deren innerer Aufbau besser vorhersehbar ist.

Das zuerst genannte mikromechanische Berechnungsverfahren wurde für weitere Entwicklungen aufgegriffen. Für das Simulationsprogramm Siemens NX existiert die Möglichkeit, eine sog. UMAT (userspezifische Materialkarte) in den Berechnungsablauf einzubinden [27]. Es existiert auch bereits eine Beispieldatei zu einer UMAT mit einer Norton-Bailey-Kriechsubroutine im Programmcode, welche lediglich modifiziert werden muss. Ein ähnliches Vorgehen wurde in [35], bzw. [36] für das FE-Programm ABAQUS [33] beschrieben. Grundsätzlich erscheint aber das mathematische Vorgehen in [28] sinnvoller, da hier tatsächliche Kriechdehnungen im Material aufgebaut werden und kein Workaround über reduzierte Ingenieurskonstanten geschehen muss. Es sollen jedoch einige Änderungen zu der in [28] beschriebenen Methodik aus unterschiedlichen Gründen eingepflegt werden:

- Es erscheint sinnvoll, die mikromechanische Berechnung der Plykriechkennwerte in die sechs Spannungsrichtungen und das Curve-Fitting von Norton-Bailey-Kriechgesetzen in einem separaten Tabellenkalkulationsprogramm durchzuführen. In der UMAT werden seitens des Benutzers also nur die Regressionskonstanten von sechs Norton-Bailey-Kriechgesetzen für die sechs Spannungsvektoren hinterlegt. So können beispielsweise einzeln berechnete Kriechkennwerte mit tatsächlich gemessenen Kennwerten ersetzt werden.
- Außerdem könnte in einem zweiten Berechnungsschritt in dem Tabellenkalkulationsprogramm die Berechnung von Laminatkriechkennwerten folgen. So könnten auch Norton-Bailey-Kriechgesetze von einem gesamten Laminat hinterlegt werden, statt nur von einer Ply. Die Modellierung von SMCs mit quasiisotropen Laminaten ist eine oft genutzte Rechenhilfe bei der Bauteilsimulation. Um die Vorhersagegenauigkeit zu verbessern, sollten die Kriechdehnungsunterschiede bei Druck- und Zugbelastung, welche in dieser Arbeit ermittelt wurden, berücksichtigt werden. Für die drei Normalrichtungen ergeben sich so sechs zu hinterlegende Norton-Bailey-Kriechgesetze. Für die drei Schermoduli eines orthotropen Werkstoffs müssen drei weitere Norton-Bailey-Kriechgesetze hinterlegt werden. Hier wird erwartet, dass eine Unterscheidung in positive und

negative Lastrichtung nicht zu verschiedenen Ergebnissen führen kann. Es sind also insgesamt neun Norton-Bailey-Kriechgesetze zu hinterlegen, wobei dann jedes finite Element in jeder Einzelspannung einer Fallunterscheidung unterzogen werden sollte. Die Fallunterscheidung sollte abfragen, ob eine positive oder negative Elementspannung vorherrscht.

Jedoch sind auch bezüglich des Einheitszellenverfahrens interessante Entwicklungen zu beobachten. Für die großen FE-Suits sind Plug-In Entwicklungen für Einheitszellenberechnungen bekannt, siehe [38–41]. Kriechberechnungen sind hier jedoch (noch) nicht möglich. Es bleibt unklar, wann und ob die kommerziell verfügbaren Softwarelösungen die Kriechberechnungsansätze der oben zitierten wissenschaftlichen Arbeiten aufgreifen. Für den Anwender ergäben sich hierdurch große Vorteile bei der Kriechsimulation von FKV's.

In dieser Arbeit wurde ein skaliertes Bauteilversuch zum Kriechverhalten einer Lagerschildkomponente unter Axiallast beschrieben. Auch wurden mittels mikromechanischer Berechnungsformeln Kriechkennwerte des SMC-Reinharzes rückgerechnet. Für die zukünftigen Simulationsansätze existiert also bereits ein einfaches Validierungsexperiment und der erforderliche Input bzgl. der Materialkennwerte. Auch die vorgestellten Kriechkurven aus den Druck-, Biege- und Zugkriechversuchen können zur Methodenvalidierung dienen.

Letztlich ergibt sich bezüglich der Entwicklung der Lagerschildkomponente und der untersuchten Kriechproblematik ein gemischter Eindruck. Die Schraubkriechproblematik ließe sich durch die Verwendung von Spannscheiben entschärfen. Das in-plane Kriechverhalten aufgrund der Axiallasten ist nicht abschließend geklärt worden, da (noch) keine exakte simulative Abschätzung durchgeführt werden konnte. Hier wäre sonst auch alternativ ein Bauteiltest durchführbar, da Musterkomponenten verfügbar sind. Grundsätzlich lässt sich aber zusammenfassen, dass die Kriechneigung der untersuchten Materialien zu Beginn der Studien unterschätzt wurde. Es bleibt festzuhalten, dass, sofern kein nennenswertes Kriechen bei einem SMC-Material toleriert werden kann, die Einsatztemperatur deutlich unter der Glasübergangstemperatur liegen sollte. Daher ist schlusszufolgern, dass, für eine höhere Kriechresistenz bei der Anwendungstemperatur von 120 °C, Materialien mit deutlich höheren

Glasübergangstemperaturen von Nöten sind. Leider sind hier schnell preisliche Grenzen einer industriellen Anwendung erreicht. Seitens der Materialhersteller wäre die Entwicklung von kosteneffizienten SMC-Materialien mit höheren Glasübergangstemperaturen und damit besseren Kriechresistenzen zu wünschen.

11 Literaturverzeichnis

- [1] P. Feraboli, F. Gasco, B. Wade, S. Maier, R. Kwan, A. Masini, L. DeOto, M. Reggiani, LAMBORGHINI “FORGED COMPOSITE®” TECHNOLOGY FOR THE SUSPENSION ARMS OF THE SESTO ELEMENTO, Advanced Composite Structures Laboratory, Seattle, WA, USA, 2011. <http://www.lambolab.org/wp-content/uploads/03research/pub/05chop/2011-ASC-montreal-forged-suspens-ICE.pdf>.
- [2] MITSUBISHI CHEMICAL, Mitsubishi Chemical’s SMC Adopted for New Lexus LC500 and LC500h luxury coupes, (2017). https://www.m-chemical.co.jp/en/news/2017/___icsFiles/afieldfile/2017/05/18/20170517e.pdf (Zugriff am 11.05.2020).
- [3] Composites World, Mitsubishi Rayon’s SMC used for rear door frame of Toyota’s new Prius PHV, (2017). <https://www.compositesworld.com/news/mitsubishi-rayons-smc-used-for-rear-door-frame-of-toyotas-new-prius-phv-> (Zugriff am 05.08.2019).
- [4] H. Gleich, A. Hartwig, H. Lohse, D. Blass, T. Reinicke, S. Kreling, K. Dilger, Kunststoffe erfolgreich kleben, Springer Vieweg, Wiesbaden, BRD, 2018. doi:10.1007/978-3-658-18445-2.
- [5] H. Schuermann, Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, 2. Auflage, Springer, Berlin/Heidelberg, BRD, 2007.
- [6] H. Schuermann, A. Elter, Beitrag zur Gestaltung von Schraubverbindungen bei Laminaten aus Faser-Kunststoff-Verbunden, in: Konstr. - Fachaufsatz Verbindungstechnik, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, BRD, 2013.
- [7] Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2014 - Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Blatt 1, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, BRD, 1989.
- [8] D. Finck, C. Seidel, J. Hausmann, T. Rief, Creep-Induced Screw Preload Loss of Carbon-Fiber Sheet Molding Compound at Elevated Temperature, in: Materials (Basel)., MDPI, Basel, Schweiz, 2019. <https://www.mdpi.com/1996-1944/12/21/3598>.
- [9] D. Finck, C. Seidel, A. Ostermeier, J. Hausmann, T. Rief, Experimental Investigation on the In-Plane Creep Behavior of a Carbon-Fiber Sheet Molding Compound at Elevated Temperature at Different Stress States, in: Materials (Basel)., MDPI, Basel, Schweiz, 2020. <https://www.mdpi.com/1996-1944/13/11/2545>.
- [10] G.C. Papanicolaou, S.P. Zaoutsos, Chapter 1 - Viscoelastic constitutive modeling of creep and stress relaxation in polymers and polymer matrix composites, in: Creep Fatigue Polym. Matrix Compos., Woodhead Publishing Limited, Neu-Delhi, Indien, 2011.
- [11] A.W. Batchelor, N.L. Loh, M. Chandrasekaran, Materials Degradation and Its Control by Surface Engineering, Imperial College Press, London, Großbritannien, 2011.

- [12] J. Betten, Creep Mechanics 3rd edition, Springer, Heidelberg/Berlin, BRD, 2008.
- [13] N.K. Szymanski, SELF HEALING OF DEFORMATION-INDUCED DAMAGE IN Fe-W ALLOYS, Delft University of Technology, Delft, Niederlande, 2017.
- [14] E. Hornbogen, G. Eggeler, W. Ewald, Werkstoffe: Aufbau und Eigenschaften von Keramik-, Metall-, Polymer- und Verbundwerkstoffen 8. Auflage, Springer, Berlin/Heidelberg, BRD, 2012.
- [15] Academic Resource Center, Creep Deformation in Materials, (k. D.). <https://web.iit.edu/sites/web/files/departments/academic-affairs/academic-resource-center/pdfs/MaterialsCreep.pdf> (Zugriff am 31.10.2019).
- [16] Brush Wellman Alloy Products, TECHNICAL TIDBITS - Stress Relaxation and Creep, Brush Wellman Inc., Mayfield Heights, OH, USA, 2009.
- [17] Nord-Lock Ltd., Why Do Bolts Loosen?, (2018). <https://www.nord-lock.com/en-gb/insights/knowledge/2018/why-do-bolts-loosen/> (Zugriff am 23.05.2019).
- [18] B. Helfrich, Schriftenreihe Band 123 - Untersuchung des Reibwerteeinflusses auf die Krafterleitung in endloskohlenstofffaserverstärkte Polymerwerkstoffe, Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), Kaiserslautern, BRD, 2016.
- [19] M. Bak, CAE ASSOCIATES - How to Include the Effect of Stress Relaxation When Simulating Creep Response, (2014). <https://caesai.com/blog/effect-stress-relaxation-simulating-creep-response> (Zugriff am 24.05.2019).
- [20] W. Schmidt, H. Dietrich, Praxis der mechanischen Werkstoffprüfung: Was nicht in Normen und Lehrbüchern steht, Expert, Tübingen, BRD, 1999.
- [21] J. Wang, Y. Li, F. Dai, A micromechanical relaxation model of composite bolted connections based on viscoelastic theory, in: Compos. Struct., Elsevier, Amsterdam, Niederlande, 2016.
- [22] R.F. Gibson, S.D. Thoppul, Composite Materials and Joining Technologies for Composites, Volume 7, Chapter 5, Springer, New York, NY, USA, 2013. doi:10.1007/978-1-4614-4553-1.
- [23] K.N. Shivakumar, J.H. Crews, NASA Technical Memorandum 83268 - Bolt Clampup Relaxation in a Graphite/Epoxy Laminate, NASA, Washington, DC, USA, 1982.
- [24] Z. Lu, W. Dai, Bolt Assembly Optimization and Life Prediction Based on Creep Curve, in: Procedia CIRP, Elsevier, Amsterdam, Niederlande, 2016. doi:10.1016/j.procir.2016.10.069.
- [25] DuPont de Nemours Inc., General Design Principles - Module I: Chapter 4, (k. D.). [https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/transportation-industrial/public/documents/en/General Design Principles for Structural Design Formulae.pdf](https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/transportation-industrial/public/documents/en/General%20Design%20Principles%20for%20Structural%20Design%20Formulae.pdf) (Zugriff am 07.05.2020).
- [26] M. Miravalles, The Creep Behaviour of Adhesives - A Numerical and Experimental Investigation, Chalmers University Of Technology, Gothenburg, Schweden, 2007.
- [27] Siemens Product Lifecycle Management Inc., Siemens NX Simcenter 12, SIEMENS AG, München, BRD, 2019.

- [28] R. Rafiee, B. Mazhari, Modeling creep in polymeric composites: Developing a general integrated procedure, in: *Int. J. Mech. Sci.*, Elsevier, Amsterdam, Niederlande, 2015.
- [29] The MathWorks Inc., Matlab, The MathWorks Inc., Natick, MA, USA, 2019.
- [30] ANSYS Inc., ANSYS Workbench 2019 R3, ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA, 2019.
- [31] S. Imaoka, Hill's Potential - Memo Number: STI0808A, (2008). http://www.cae-wiki.info/wikiplus/images/8/89/STI0808_Hill.pdf (Zugriff am 11.05.2020).
- [32] Simulia (Dassault Systèmes), 23.2.6 Anisotropic yield/creep, in: *Abaqus Anal. User's Man.* 6.12, Simulia (Dassault Systèmes), Johnston, RI, USA, 2012. <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEMATRefMap/simamat-c-anisoyield.htm>.
- [33] Simulia (Dassault Systèmes), ABAQUS UNIFIED FEA 2019, Simulia (Dassault Systèmes), Johnston, RI, USA, 2019.
- [34] D. Singh, J. Salem, ANISOTROPIC CREEP DESCRIPTION WITH THE APPROACH ACCORDING TO HILL, in: *Mechanical Properties and Performance of Engineering Ceramics and Composites IX - 1. Anisotropic Creep Behavior of a Unidirectional All-Oxide CMC*, Wiley-VCH, Weinheim, BRD, 2014.
- [35] E.M. Jensen, R.S. Fertig, Physics-Based Multiscale Creep Strain and Creep Rupture Modeling for Composite Materials, *AIAA JOURNAL*, Reston, VA, USA, 2015. doi:10.2514/1.J054193.
- [36] R.M. Guedes, et al., *Creep and Fatigue in Polymer Matrix Composites 2nd Edition*, Woodhead Publishing Limited, Neu-Delhi, Indien, 2019.
- [37] T. Matsuda, N. Ohno, Chapter 4 - Predicting the elastic-viscoplastic and creep behaviour of polymer matrix composites using the homogenization theory, in: *Creep Fatigue Polym. Matrix Compos.*, Woodhead Publishing Limited, Neu-Delhi, Indien, 2011.
- [38] B. Zhao, H. Sertse, X. Liu, S. Tian, W. Yu, ANSYS Workbench SwiftComp GUI User Manual, (2019). https://www.researchgate.net/publication/332275625_ANSYS_Workbench_SwiftComp_GUI_User_Manual#pf15 (Zugriff am 09.12.2019).
- [39] EnginSoft SpA, Multiscale.Sim | Multiscale analysis system, (2019). <https://www.enginsoft.com/solutions/multiscale.html> (Zugriff am 09.12.2019).
- [40] S. Cortelli, Virtual Material Characterization: enabling efficient materials engineering for composites, (2019). <https://blogs.sw.siemens.com/simcenter/virtual-material-characterization-enabling-efficient-materials-engineering-for-composites/> (Zugriff am 09.12.2019).
- [41] Q. Pan, T. Yu, L. Jeanmeure, S. Li, An automated unit-cell modelling tool UnitCells© on Abaqus platform drawing functionalities from multiple external codes, THE 19TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Nottingham, Großbritannien, 2013. <http://confsys.encs.concordia.ca/ICCM19/AllPapers/FinalVersion/YUT81246.pdf>.

- [42] D. Singh, J. Salem, NUMERICAL SIMULATION OF UNIT CELLS, in: Mechanical Properties and Performance of Engineering Ceramics and Composites IX - 1. Anisotropic Creep Behavior of a Unidirectional All-Oxide CMC, Wiley-VCH, Weinheim, BRD, 2014.
- [43] S. Fliegner, J. Hohe, P. Gumbsch, The Creep Behavior of Long Fiber Reinforced Thermoplastics Examined by Microstructural Simulations, Elsevier, Amsterdam, Niederlande, 2016. doi:10.1016/j.compscitech.2016.05.006.
- [44] A. Scattina, D. Roncato, G. Belingardi, G. Martino, Investigation of creep phenomenon on composite material for bolt connections, in: Compos. Struct., Elsevier, Amsterdam, Niederlande, 2015. doi:10.1016/j.compstruct.2015.08.061.
- [45] G.W. Ehrenstein, Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung – Eigenschaften, Hanser Verlag, München, BRD, 2006.
- [46] J. Kastner, Prozesscharakterisierung und thermomechanische Eigenschaften von GF/CF-SMC Hybridmaterialien, Technische Hochschule Nürnberg Georg Simon Ohm, Nürnberg, BRD, 2019.
- [47] Polynt Composites BRD GmbH, Datasheet - SMCarbon 80 CF60-3K/2, Polynt Composites BRD GmbH, Miehlen, BRD, 2017.
- [48] Quantum Composites Inc., Technical Data Sheet - QC 8560, Quantum Composites Inc., Bay City, MI, USA, 2014.
- [49] ZwickRoell GmbH & Co.Kg, Static Materials Testing Machines, (k. D.).
- [50] International Standards Organization, DIN EN ISO 14125: Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 2011.
- [51] A. Ostermeier, Thermomechanische Kriecheigenschaften von Sheet Moulding Compounds für Leichtbauanwendungen in elektrischen Maschinen, Technischen Hochschule Nürnberg Georg Simon Ohm, Nürnberg, BRD, 2019.
- [52] International Standards Organization, DIN EN ISO 899-2: Kunststoffe – Bestimmung des Kriechverhaltens – Teil 2: Zeitstand-Biegeversuch bei Dreipunkt-Belastung, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 2015.
- [53] International Standards Organization, ISO 527-4: Determination of Tensile Properties - Part 4: Test Conditions for Isotropic and Orthotropic Fibre-Reinforced Plastic Composites, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 1997.
- [54] Polytec PT GmbH, Katalog Duralco/Durapot Epoxide 6. Auflage, (k. D.). https://www.polytec-pt.com/no_cache/de/produkte/hochtemperaturklebstoffe-und-keramische-materialien/hochtemperatur-epoxide/?cid=19332&did=16612&sechash=9e7efc2a (Zugriff am 16.07.2020).
- [55] International Standards Organization, DIN EN ISO 14126: Bestimmung der Druckeigenschaften in der Laminebene, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 2000.

- [56] HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik) GmbH, EP 150 - Heiß außhärtender Klebstoff aus Epoxydharz, (k. D.). <https://www.hbm.com/de/2957/dehnungs-messstreifen-klebstoffe-heisshaertender-einkomponenten-klebstoff-ep150/> (Zugriff am 06.07.2020).
- [57] HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik) GmbH, QuantumX: The Universal and Distributable Data Acquisition System, (k. D.). <https://www.hbm.com/en/2128/quantumx-compact-universal-data-acquisition-system/> (Zugriff am 03.04.2020).
- [58] International Standards Organization, DIN EN ISO 178: Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 2013.
- [59] Hexcel Corporation, HexTow Laminate Properties in HexPly® 8552, (k. D.). <https://www.hexcel.com/Products/Resources/1664/hextow-laminate-properties-in-hexply-8552> (Zugriff am 07.07.2020).
- [60] Wild-Heerbrugg AG, Produktübersicht - Wild Heerbrugg, (k. D.). <http://wbk.wild-heerbrugg.com/index.html> (Zugriff am 20.07.2020).
- [61] TA Instruments, TA Instruments - THERMAL ANALYSIS - DMA Q850 SPECIFICATIONS, TA Instruments, USA, 2018. https://www.tainstruments.com/wp-content/uploads/Discovery-DMA-2018_DE.pdf.
- [62] K.P. Menard, Dynamic Mechanical Analysis: A Practical Introduction, Second Edition, CRC Press, Boca Raton, FL, USA, 2008.
- [63] Lorenz Messtechnik GmbH, Datenblatt Druckkraftsensor K-18, Lorenz Messtechnik GmbH, Alfdorf, BRD, k. D.
- [64] International Standards Organization, DIN EN ISO 7093-1: Flache Scheiben - Große Reihe, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 2000.
- [65] International Standards Organization, DIN EN ISO 3506-1: Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus nichtrostenden Stählen - Teil 1, International Standards Organization, Geneva, Schweiz, 2018.
- [66] The MacNeal-Schwendler Corporation (MSC), MSC Nastran 2019.0, The MacNeal-Schwendler Corporation (MSC), Newport Beach, CA, USA, 2019.
- [67] Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2014 - Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Blatt 3, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, BRD, 2016.
- [68] P. Murthy, NASA Glenn Research Center - Integrated Composite Analyzer (ICAN/JAVA), (2011). <https://www.grc.nasa.gov/WWW/Struct-Mech/ICAN/html/ican.choose.html> (Zugriff am 30.07.2019).
- [69] P.D. Herrington, M. Sabbaghain, Factors affecting the friction coefficients between metallic washers and composite surfaces, in: Compos. - Vol. 22, Butterworth-Heinemann Ltd, Oxford, UK, 1991.
- [70] D.L. May, A.P. Gordon, D.S. Segletes, The Application of the Norton-Bailey Law for Creep Prediction Through Power Law Regression, in: Proceedings of ASME Turbo Expo 2013: Turbine Technical Conference and Exposition, San Antonio, TX, USA, 2013. doi:10.1115/gt2013-96008.

-
- [71] Siemens Product Lifecycle Management Inc., NX Nastran 10 - Advanced Non-linear Theory and Modeling Guide, SIEMENS AG, München, BRD, 2014.
- [72] A. Jamil, V. Vashney, A User-Defined Subroutine for Numerical Modelling of Failure due to Creep Under Compression in Carbon Fibre Reinforced Composite Materials, in: Mater. Res. Express, IOP Publishing, Bristol, Großbritannien, 2019.
- [73] A. Kalweit, C. Paul, S. Peters, R. Wallbaum, Handbuch für Technisches Produktdesign - Material und Fertigung, Entscheidungsgrundlagen für Designer und Ingenieure, Springer, Berlin/Heidelberg, BRD, 2012.
- [74] Deutsches Institut für Normung (DIN), DIN 6796: Spannscheiben für Schraubenverbindungen, Deutsches Institut für Normung (DIN), Berlin, BRD, 2009.
- [75] Autodesk Inc., Autodesk Heliux Composite, Autodesk Inc., San Rafael, CA, USA, 2019.

Anhang A - Messkurven zur quasi-statischen Materialcharakterisierung

In den folgenden Messdiagrammen sind Hüllkurven der quasi-statischen Einzelmessungen aus Kap. 6.2 gezeigt. Zwischen den Hüllkurven ist der Mittelwert aller Messungen in fett eingetragen. Die jeweilige Messtemperatur ist neben den Graphen erwähnt. Die Dehnungsmessung erfolgte bei den Biegeversuchen über den Traversenweg der Universalprüfmaschine mit anschließender analytischer Dehnungsberechnung. Bei den Zugversuchen kommt ein optisches Kamerasystem zum Einsatz, ebenfalls mit anschließender analytischer Dehnungsberechnung. Bei den Druckversuchen wurde auf eine Dehnungsmessung verzichtet, da lediglich die Druckfestigkeit bestimmt wurde. Daher ist in Abbildung A-3 nur der Traversenweg auf der y-Achse aufgetragen. Der Traversenweg lässt sich hier nicht in eine Dehnung der Probe umrechnen, da es deutliche Setzeffekte in der Druckprüfvorrichtung gibt.

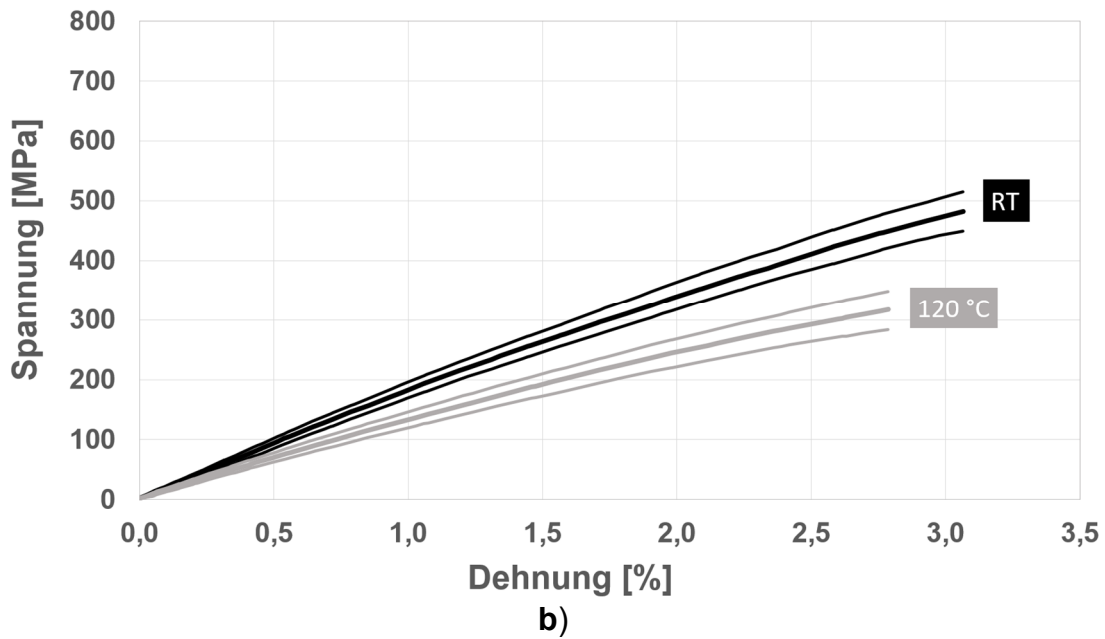
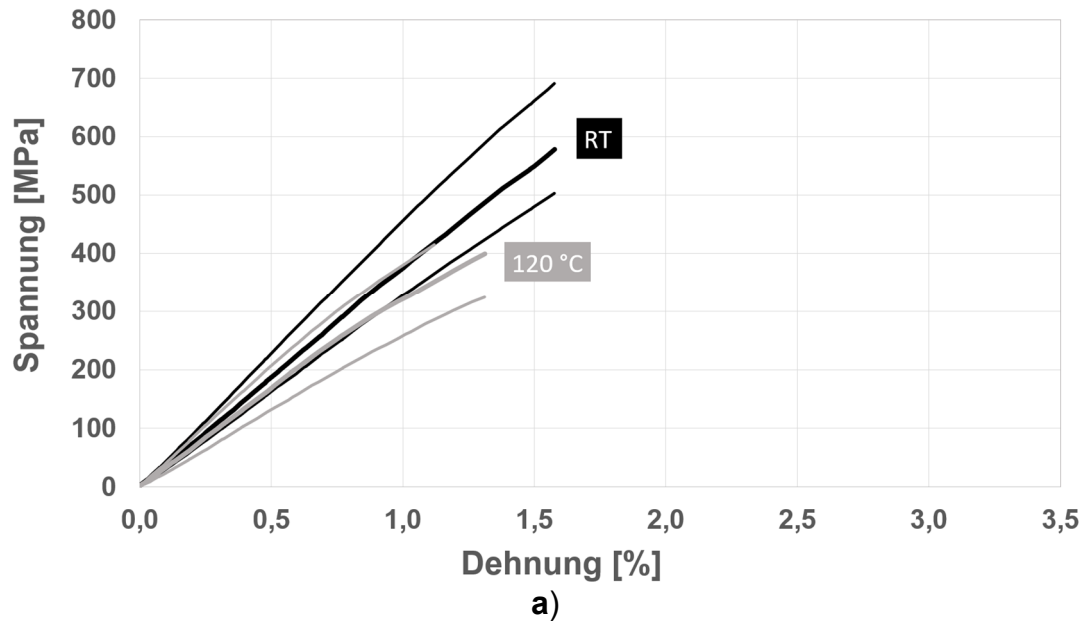
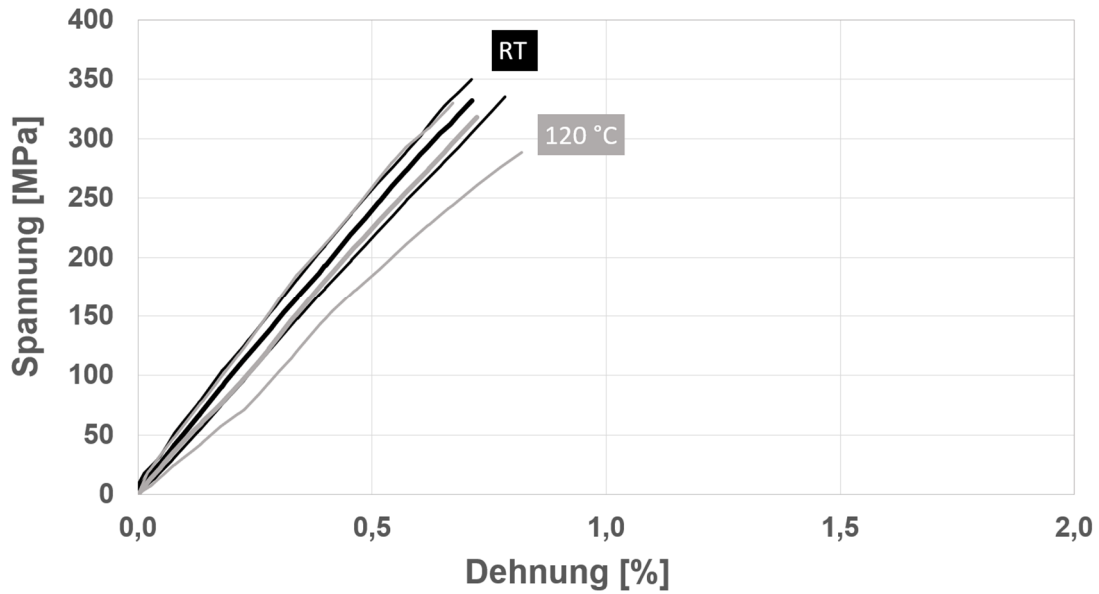
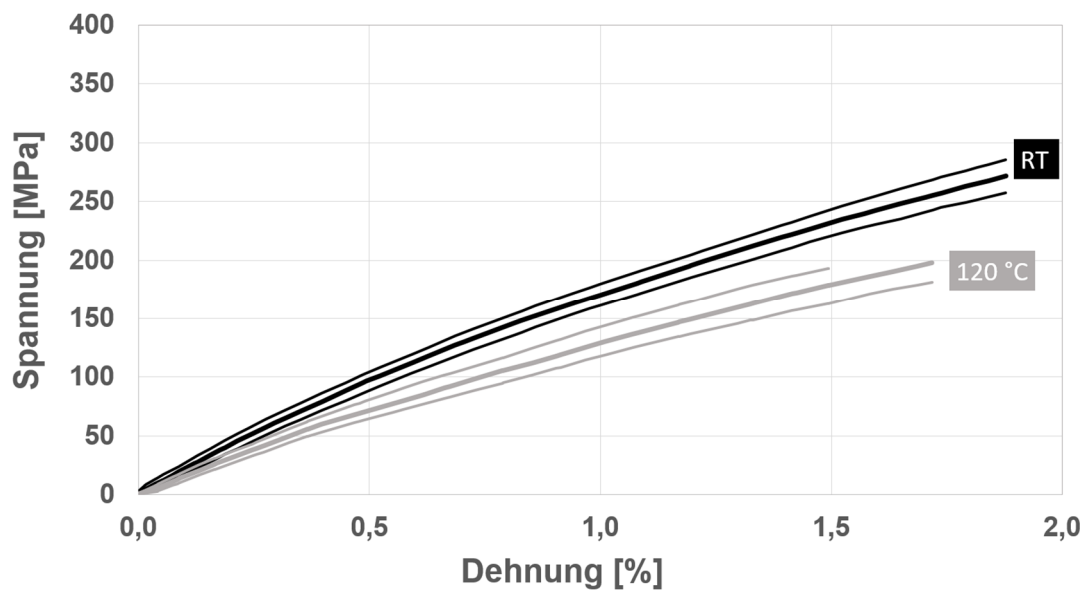


Abbildung A-1: Spannung-Dehnung-Diagramm aus Biegeversuchen nach DIN EN 14125 bei RT und 120 °C für: a) C-SMC und b) G-SMC. Abb. nach [46]



a)



b)

Abbildung A-2: Spannung-Dehnung-Diagramm aus Zugversuchen nach DIN EN 527-4 bei RT und 120 °C für: a) C-SMC und b) G-SMC. Abb. nach [46]

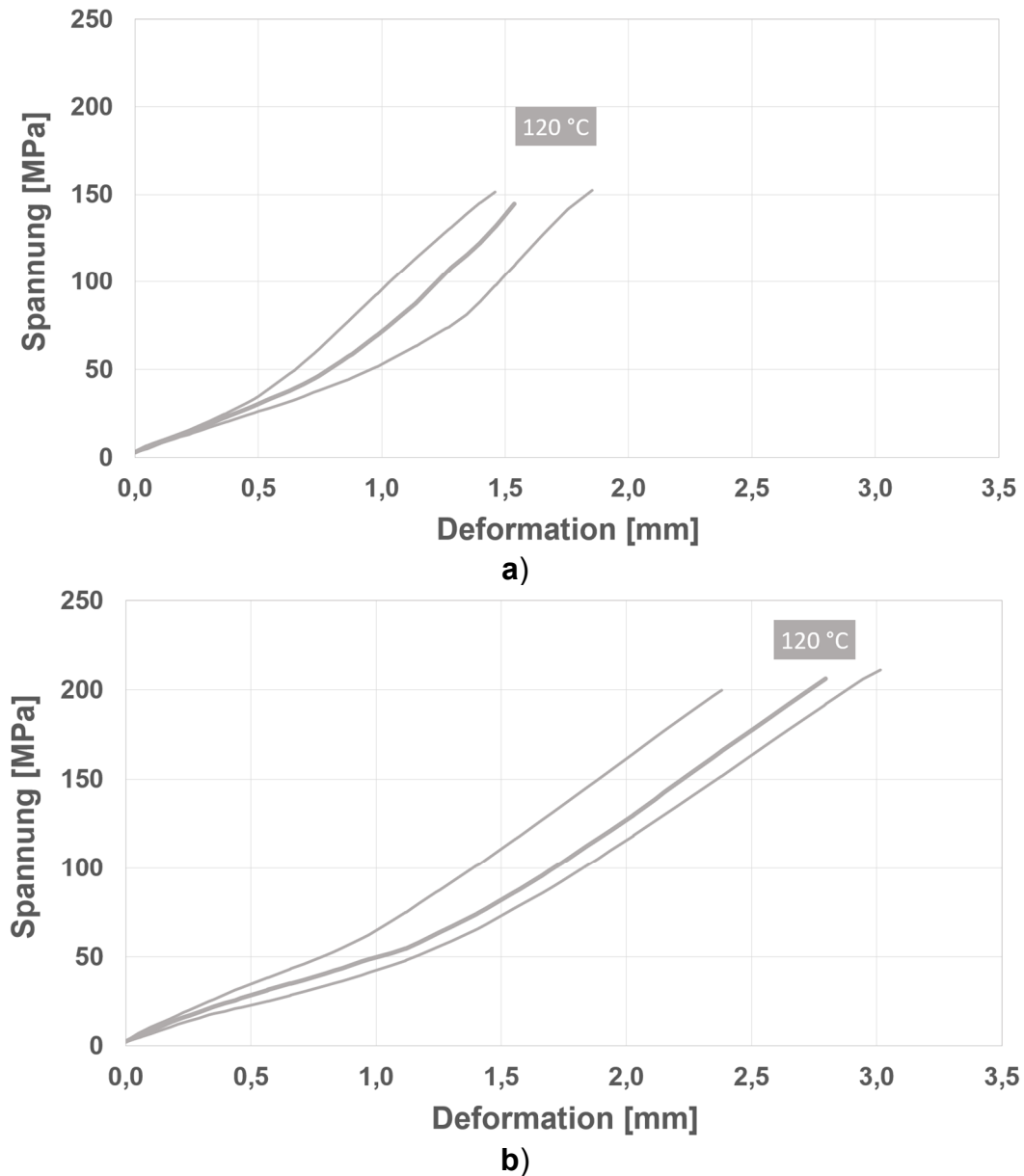


Abbildung A-3: Spannung-Deformation-Diagramm aus Druckversuchen nach DIN EN 14126 bei 120 °C für: **a)** C-SMC und **b)** G-SMC

Anhang B - Curve-Fitting weiterer Kriechmessungen

In den folgenden Messdiagrammen sind die mittels Norton-Bailey-Kriechgesetz gefitteten Biegekriechmessdaten aus Kap. 8.1.1 dargestellt. Da die manuell abgelesenen Messdaten keine regelmäßigen Abstände aufweisen, wurden die Messdaten in den Zwischenzeiträumen interpoliert. So ist eine gleichmäßige Wichtung der Fehlerquadrate im Curve-Fitting-Prozess gewährleistet.

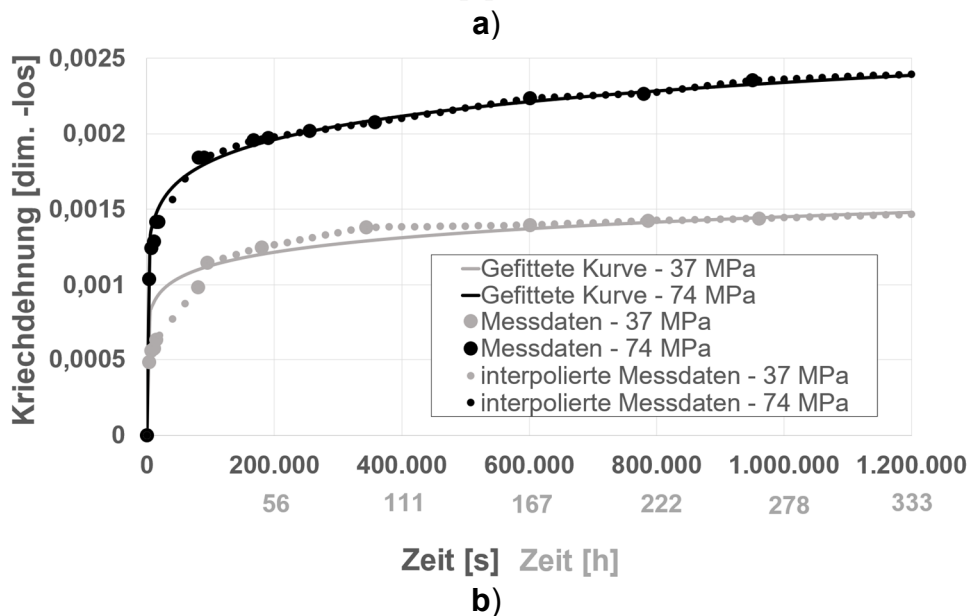
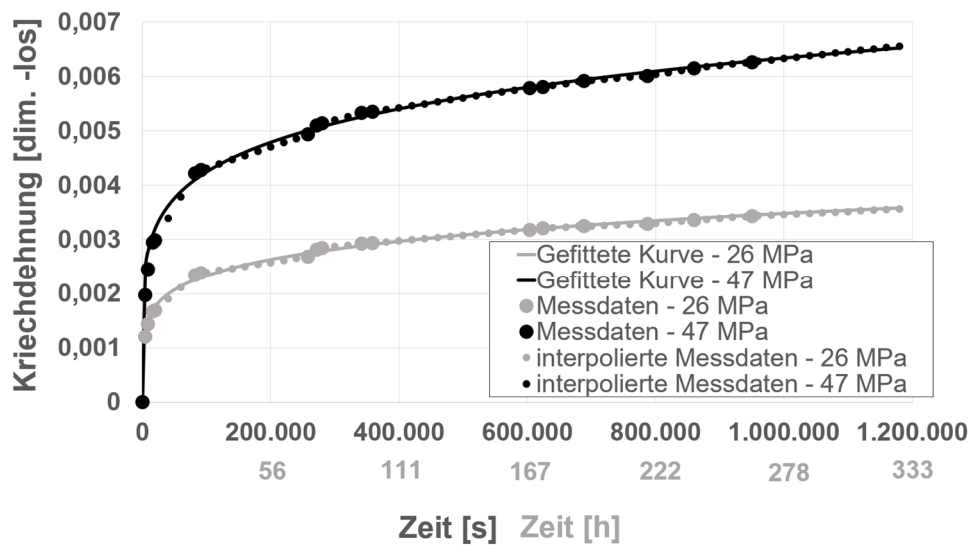


Abbildung B-1: Gemessene und nach Norton-Bailey gefittete Biegekriechdehnungskurven im Kriechdehnung-Zeit-Diagramm bei 120 °C bei verschiedenen Spannungen für: a) G-SMC und b) C-SMC

Anhang C - CFK Literaturkennwerte

Es werden nachfolgend Materialkennwerte aus der Literatur genannt, die für das Reverse-Engineering des C-SMCs in Kap. 9.3 notwendig sind:

Tabelle C-1: Erforderliche Materialkennwerte für die Rückrechnung auf Matrixkennwerte aus transversalem Druckversuch

| Materialkennwert | Formelzeichen und Wert | Quelle |
|---|---|--|
| Gemessenes E-Modul Composite | $E_{\perp_{FKV}} = 5.333 \text{ MPa}$ | Kap. 5.1.1 |
| Fasermassenanteil SMC | $\psi = 60 \% = 0,6$ | Datenblatt C-SMC [47] |
| Norton-Bailey-Regressionskonstanten Composite | $A_{FKV} = 0,000187$ $n_{FKV} = 0,267347$ $m_{FKV} = 0,161615$ | Kap. 5.1.2 |
| Dichte Epoxidharz | $\rho_M = 1,23 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ | Materialbibliothek des Laminatberechnungstools ICAN [68] |
| Materialkennwerte einer T300-Carbonfaser | $E_{\parallel_F} = 220.632 \text{ MPa}$ $E_{\perp_F} = 13.789 \text{ MPa}$ $G_{\parallel_{\perp_F}} = 8.693 \text{ MPa}$ $\nu_{\parallel_{\perp_F}} = 0,2$ $\nu_{\perp_{\perp_F}} = 0,25$ $\rho_F = 1,77 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ | Materialbibliothek des Laminatberechnungstools ICAN [68] (Indizes nach amerik. Notation – siehe [67]) |

Liste betreuter studentischer Arbeiten

- J. Timke, Thermomechanische Bewertung einer Composite-Metall Schraubenverbindung am Beispiel einer Elektromotorkomponente [Thermomechanical Evaluation of a Composite-Metal Screw Connection at an Electric Engine Component], Bachelorarbeit, RWTH Aachen – IKV, Aachen, Germany, 2018.
- M. Dietrich, Untersuchung und Optimierung thermomechanischer Materialeigenschaften von kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharzen auf Basis von Sheet Moulding Compound (SMC) [Investigation and Optimization of Thermomechanical Material Properties of CF-Reinforced Epoxy Resins based on Sheet Moulding Compound (SMC)], Masterarbeit, Technische Hochschule Nürnberg Georg Simon Ohm, Nürnberg, Germany, 2018.
- J. Kastner, Prozesscharakterisierung und thermomechanische Eigenschaften von GF/CF-SMC Hybridmaterialien [Process Characterization and Thermomechanical Properties of GF/CF-SMC Hybrid-Materials], Masterarbeit, Technische Hochschule Nürnberg Georg Simon Ohm, Nürnberg, Germany, 2019.
- A. Ostermeier, Thermomechanische Kriecheigenschaften von Sheet Moulding Compounds für Leichtbauanwendungen in elektrischen Maschinen [Thermomechanical Creep Properties of Sheet Mold Compounds at Lightweight Design for E-Engines], Masterarbeit, Technische Hochschule Nürnberg Georg Simon Ohm, Nürnberg, Germany, 2019.
- T. A. Nguyen, Thermische und mechanische Charakterisierung eines SMC [Thermal and Mechanical Characterization of a SMC], Interdisziplinäre Projektarbeit, Technische Universität Dresden, Dresden, 2020

Lebenslauf

Persönliche Daten

Schulbildung

2004 – 2011 Gymnasium im Schloss in Wolfenbüttel,
Abschluss: Abitur

Studium

2011 – 2017 Maschinenbaustudium, Technische Universität Dresden
Vertiefungsrichtung: Energietechnik
Diplomarbeit: Implementierung eines Composite-Elements in das
FE-Programm CalculiX

Berufliche Tätigkeit

2016 – 2017 Diplomand, MTU Aero Engines AG, München, Abteilung: Entwick-
lung und Technologie / Strukturmechanik, Wärmetechnik, Luft-/
Ölssysteme

seit 2017 Konstruktions- und Berechnungsingenieur für Faserkunststoffver-
bunde, Siemens AG, Erlangen, Abteilung: Corporate Technology
/ Research in Energy and Electronics / Materials Design & Manu-
facturing Technologies / Polymers