Steigerung des Leichtbaupotenzials von Faserverbundbauteilen durch elastomerbasierte Dehnungsentkopplung

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften,

Abteilung Maschinenbau und Verfahrenstechnik

der

Universität Duisburg-Essen

zur Erlangung des akademischen Grades

eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

Dr.-Ing.

genehmigte Dissertation

von

Moritz Rayer
aus
Duisburg

Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Reinhard Schiffers

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Bodo Fiedler

Tag der mündlichen Prüfung: 20.09.2024

DuEPublico

Duisburg-Essen Publications online

UNIVERSITÄT DUISBURG ESSEN

Offen im Denken

ub | universitäts bibliothek

Diese Dissertation wird via DuEPublico, dem Dokumenten- und Publikationsserver der Universität Duisburg-Essen, zur Verfügung gestellt und liegt auch als Print-Version vor.

DOI: 10.17185/duepublico/82475
URN: urn:nbn:de:hbz:465-20241016-151605-3

Alle Rechte vorbehalten.

„Wichtig ist, dass man nicht aufhört zu fragen.“

Albert Einstein

Vorwort / Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Konstruktion und Kunststoffmaschinen am Institut für Produkt Engineering der Universität Duisburg-Essen in den Jahren 2020 bis 2024. Die Inhalte dieser Arbeit wurden im Rahmen von öffentlich geförderten Forschungsprojekten bearbeitet. Für die Förderung danke ich dem Bundesministerium für Bildung und Forschung und dem Projektträger Jülich.

Mein größter Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Reinhard Schiffers für das entgegengebrachte Vertrauen und die inhaltliche Betreuung dieser Arbeit, insbesondere aber für die persönliche Weiterentwicklung und die prägende Zeit am Institut. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Bodo Fiedler möchte ich herzlich für die Übernahme des Koreferates und das damit verbundene Interesse an dieser Arbeit danken. Weiterhin gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Arun Nagarajah für die Mitwirkung am Promotionsverfahren und Herrn Prof. Dr. Christof Schulz als Vorsitzenden der Prüfungskommission.

Meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am Institut möchte ich für die stets gute und freundschaftliche Arbeitsatmosphäre danken. Der offene fachliche und fachübergreifende Austausch war ein wichtiger Bestandteil der Forschungstätigkeit. Besonders möchte ich Herrn Simon Rocker dafür danken, dass er das Interesse für Wissenschaft und Forschung bereits in meiner Studienzeit geweckt hat. Herrn Alexander Schlede danke ich für die durchweg sehr gute, produktive und angenehme Zusammenarbeit und die kritische Durchsicht meiner Arbeit.

Ein großer Dank gilt den ehemaligen Studenten, die im Rahmen von Abschlussarbeiten, studentischen und wissenschaftlichen Tätigkeiten am Institut einen wichtigen und außerordentlich wertvollen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet haben. Im Besonderen möchte ich hierbei das hohe Engagement und die vorbildliche wissenschaftliche Arbeitsweise von Tobias May, Moritz Wilkowski und Mazen Zeno hervorheben.

Weiterhin danke ich allen beteiligten Projektpartnern für den wissenschaftlichen und technischen Austausch, die fachlichen Diskussionen und die Bereitstellung von Versuchsmaterialien und Messergebnissen zur experimentellen Modalanalyse und zur computertomographischen Analyse. Ein großer Dank gilt hierbei Jan Peckolt, Julius Schay und Jens Stephan.

Abschließend gilt mein tief empfundener Dank meiner Familie und meiner Freundin Anna. Ohne ihre bedingungslose Unterstützung, ihr Verständnis und ihre Geduld in den intensiven Phasen des Studiums und der Promotion wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen. Besonders danke ich meinen Eltern, die mich in den letzten 28 Jahren unermüdlich gefördert und begleitet haben.

Duisburg, im September 2024

Moritz Rayer

Kurzfassung

Im Zuge stetig wachsender Anforderungen an Nachhaltigkeit und Ressourceneffizienz spielt die vollständige Ausnutzung von Materialpotenzialen eine bedeutende Rolle. In vielen Anwendungsbereichen werden Faserverbundkunststoffe (FVK) eingesetzt, die aufgrund ihres einzigartigen Verhältnisses zwischen einer geringen Dichte und hohen Steifigkeits- sowie Festigkeitswerten ein enormes Leichtbaupotenzial bieten. Aufgrund der Anisotropie der mechanischen Eigenschaften werden für mehrachsige Belastungsfälle häufig multidirektionale Laminataufbauten eingesetzt. In aktuellen Forschungsprojekten steht die Entwicklung von innovativen Materialkombinationen aus FVK und Elastomeren für torsionsbelastete Antriebswellenbauteile im Fokus. Dabei soll durch eine elastomerbasierte Dehnungsentkopplung der Spannungszustand im Bauteil optimiert werden, wodurch eine deutlich höhere mechanische Belastbarkeit erreicht wird. Bauartbedingt lässt sich zudem eine hohe Torsionselastizität erzielen, wodurch elastische Kupplungselemente substituiert und der Funktionswert der Komponente maximiert werden kann. Zum aktuellen Entwicklungsstand der Technologie lassen sich jedoch keine validen Aussagen über den Einfluss der Elastomerzwischenlage auf das Betriebsverhalten der Bauteile treffen. Insbesondere das Bauteilverhalten unter Langzeitbelastung, unter Überlastzuständen und das Schädigungsverhalten unter dynamisch-mechanischen Belastungen stellen Unsicherheiten in der Produktentwicklung dar.

In dieser Arbeit werden, basierend auf einer Materialcharakterisierung, Kennwerte und Datensätze generiert, welche für den Aufbau von Simulationsmodellen verwendet werden. Dabei werden sowohl strukturmechanische Modelle zur Analyse der Torsionssteifigkeit und des Stabilitätsverhaltens erstellt als auch Modalanalysen durchgeführt. Die Verifizierung erfolgt über experimentelle Bauteilanalysen. Es wird ein Konzept entwickelt, das simulationsbasierte Sensitivitätsanalysen des Betriebsverhaltens bei fortschreitender Materialschädigung in der Elastomerzwischenlage ermöglicht. Um die Materialschädigung in einem Finite Elemente Modell abzubilden, wird ein schädigungsgradabhängiges Materialmodell kalibriert. Der Verlauf der Ermüdungsschädigung in Abhängigkeit der Materialbeanspruchung wird mittels nichtlinearer Schadensakkumulation modelliert. Über iterativ ablaufende Finite Elemente Simulationen wird die Schädigungsprogression der Elastomerzwischenlage beanspruchungsabhängig und elementbasiert abgebildet. Die Datensätze ermöglichen eine Sensitivitätsanalyse von auslegungsrelevanten Bauteilparametern wie der Torsionssteifigkeit oder der biegekritischen Drehzahl auf eine fortschreitende Ermüdungsschädigung der Elastomerzwischenlage. Die Ergebnisse liefern eine wissenschaftlich-fundierte Grundlage für die Anwendung von spezifischen Analyseverfahren für Bauteile in FVK/E-Hybridbauweise. Die Anwendung der vorgestellten Modelle und Konzepte ermöglicht die Entwicklung von optimierten Leichtbaulösungen in zeit- und kosteneffizienten Produktentwicklungsprozessen.

Summary

As requirements for sustainability and resource efficiency continue to grow, the full utilization of material potential is becoming increasingly important. Fiber-reinforced plastics (FRP) are used in many fields of application. Due to their unique ratio between low density and high stiffness and strength values, they offer enormous potential for lightweight construction. Due to the anisotropy of the mechanical properties, multidirectional laminate structures are often used for multiaxial load cases. Current research projects are focusing on the development of innovative material combinations of FRP and elastomers for torsionally stressed drive shaft components. The aim is to optimize the stress state in the component by using elastomer-based strain decoupling, resulting in a significantly higher mechanical load capacity. Due to the design, a high torsional elasticity can be achieved, which can be used to substitute elastic coupling elements and maximize the functional value of the component. However, at the current stage of technology development, no valid predictions can be made about the influence of the elastomer interlayer on the operating behavior of the component. In particular, the component behavior under long-term loading, under overload conditions and the damage behavior under dynamic-mechanical loading represent uncertainties in product development.

In this study, characteristic values and data sets are generated based on a material characterization, which are then used for the development of simulation models. Structural-mechanical models for the analysis of torsional stiffness and stability behavior are created and modal analyses are carried out. Verification is achieved through experimental component testing. An approach that enables a simulation-based sensitivity analysis of the operating behavior with progressive material damage in the elastomer intermediate layer is being developed. To model the material damage in a finite element simulation, a damage-dependent material model is calibrated. The progression of fatigue damage as a function of material stress is modeled using non-linear damage accumulation. Iterative finite element simulations are then used to model the damage progression of the elastomer intermediate layer in a stress-dependent and element-based approach. The data sets enable a sensitivity analysis of design-relevant component parameters such as torsional stiffness or bending-critical speed with regard to progressive fatigue damage in the elastomer intermediate layer. The results provide a scientific based foundation for the application of specific procedures for the analysis of components in FRP/E-hybrid construction. The use of the presented models and concepts enables the development of optimized lightweight solutions in time- and cost-efficient product development processes.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung ... 1

1.1 Motivation ... 1

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise ... 2

2 Stand der Forschung und Technik ... 3

2.1 Materialtechnische Grundlagen ... 3

2.1.1 Faserverbundkunststoffe ... 3

2.1.2 Elastomere ... 9

2.2 Torsionsbeanspruchte Faserverbundstrukturen ... 18

2.2.1 Gestaltungsprinzipien ... 18

2.2.2 Festigkeits- und Stabilitätsverhalten ... 20

2.2.3 Biegekritische Eigenfrequenz ... 22

2.3 Integration von schwingungsdämpfenden Komponenten ... 23

2.3.1 Einsatz von Kupplungssystemen ... 23

2.3.2 Hybride Bauweisen in der Bauteilentwicklung ... 24

2.3.3 Funktionsintegration über FVK-Elastomer-Hybridbauweisen ... 25

2.4 Ermüdungs- und Schädigungsverhalten von Bauteilen ... 27

2.4.1 Betriebsfestigkeit ... 27

2.4.2 Analyse der Betriebsfestigkeit über den Beanspruchungszustand ... 29

2.4.3 Schadensakkumulationsmodelle ... 30

3 Forschungsansatz ... 33

4 Methoden und Versuchsumgebung ... 36

4.1 Materialprüfungen ... 36

4.1.1 Prüfkörpergeometrien ... 36

4.1.2 Materialauswahl ... 37

4.1.3 Materialprüfstände ... 37

4.1.4 Materialprüfverfahren ... 39

4.2 Bauteilprüfungen ... 42

4.2.1 Funktionsprototypen ... 42

4.2.2 Servo-hydraulischer Torsionsprüfstand ... 42

4.2.3 Versuchsdurchführung ... 43

4.2.4 Optische Analyse über das 3D DIC-Verfahren ... 45

5 Charakterisierung der Materialeigenschaften ... 47

5.1 Quasi-statische Langzeitbeanspruchungen ... 47

5.1.1 Langzeit-Drucklast-Versuche ... 47

5.1.2 Evaluierung beschleunigter Prüfverfahren ... 49

5.2 Eigenschaften unter dynamisch-mechanischen Beanspruchungen ... 53

5.2.1 Dynamisch-mechanische Analyse ... 54

5.2.2 Dynamischer Elastizitätsmodul ... 55

5.2.3 Modellierung der Viskoelastizität über die Prony-Reihe ... 57

5.3 Ermüdung unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung ... 59

5.3.1 Experimentelle Ermüdungscharakterisierung ... 59

5.3.2 Modellierung des Schädigungsverhaltens ... 62
5.4 Zwischenfazit zur Materialcharakterisierung ... 65
6 Analyse des Bauteilverhaltens ... 67
6.1 Simulationsmodelle ... 67
6.2 Steifigkeitscharakterisierung ... 68
6.3 Stabilitätsverhalten und Überlastzustände ... 70
6.3.1 Experimentelle Analyse des Bauteilversagens ... 70
6.3.2 Simulation der Versagenslasten ... 74
6.3.3 Einfluss der Bauteilgeometrie auf das Stabilitätsversagen ... 76
6.4 Langzeitverhalten und Ermüdung ... 77
6.4.1 Kriechverhalten ... 77
6.4.2 Zyklische Belastungen in Nennlastrichtung ... 79
6.4.3 Zyklische Wechselbelastungen ... 80
6.5 Biegeschwingungsverhalten ... 83
6.5.1 Simulationsmodell zur Modalanalyse ... 83
6.5.2 Experimentelle Verifizierung des Simulationsmodells ... 85
6.6 Zwischenfazit zur Analyse des Bauteilverhaltens ... 87
7 Strategien zur simulationsbasierten Analyse ... 89
7.1 Entwicklung eines gekoppelten Simulationsmodells ... 89
7.2 Modellierung der Ermüdungsschädigung ... 91
7.3 Simulation der Schädigungsprogression ... 94
7.3.1 Einfluss der Schädigungsprogression auf die Torsionssteifigkeit ... 95
7.3.2 Einfluss der Schädigungsprogression auf die Biegeeigenfrequenz ... 98
7.4 Zwischenfazit zur Strategie der simulationsbasierten Optimierung ... 99
8 Zusammenfassung ... 100
9 Ausblick ... 102
Literaturverzeichnis ... 103
Anhang ... 118
A.1 Ergänzende Versuchsrandbedingungen der Materialprüfungen ... 118
A.2 Ergänzende Messergebnisse ... 120
A.2.1 Modellierung des viskoelastischen Materialverhaltens ... 120
A.2.2 Materialermüdungsversuche ... 121
A.2.3 Bauteilprüfungen ... 121
A.3 Ergänzende Simulationsergebnisse ... 121

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Eigenschaftsspektrum verschiedener Faserarten nach [Ehr06] (a) und der Einfluss des Faserdurchmessers auf die Festigkeit von Glasfasern nach [Sch07] (b) 4

Abbildung 2.2: Volumenelement einer UD-Schicht mit den Haupt- und Schubspannungen (a) und die Darstellung verschiedener Schnittebenen zur Demonstration der transversalen Isotropie (b) nach [Sch07]..... 5

Abbildung 2.3: Einteilung von Zwischenfaserbrüchen in drei Bruchmodi nach [AVK13] und [PuS98] 7

Abbildung 2.4: Phasenverschobene Spannungs-/Dehnungssignale eines linear-viskoelastischen Materials und Konstruktion der Hystereseschleife nach [Ehr93] 10

Abbildung 2.5: Kennwertermittlung aus Hystereseschleifen bei nichtlinear-viskoelastischem Materialverhalten nach [Ehr93] 10

Abbildung 2.6: Schematische Darstellung charakteristischer Materialeffekte von Elastomeren nach [Sto99] und [Ols07] 11

Abbildung 2.7: Phasen des Kriechens von Kunststoffen und Darstellung des Zeitstandbruchverhaltens nach [McK15] 12

Abbildung 2.8: Mechanisches Ersatzmodell für die Prony-Reihe nach [Pop17] 16

Abbildung 2.9: Schematische Darstellung von Elastomer-Prüfkörpern und ihrem hyperelastischen Spannungs-Verstreckungs-Verhalten nach [VöH07]..... 17

Abbildung 2.10: Gestaltungshinweise für dünnwandige Wellen als (a) Welle mit 0°/90°-Versteifung, (b) Welle mit $\pm\alpha$ – Faserwinkel nach [VDI93] 18

Abbildung 2.11: Spannungsverhältnisse am torsionsbelasteten Zylinder in Abhängigkeit des Radius und des Laminataufbaus nach [Sch07] 19

Abbildung 2.12: Messung des Vorbeulens in der Wellenmitte über drei DMS bei zwei Umfangswellen nach [Dic13] 21

Abbildung 2.13: Schematische Darstellung des maximalen Torsionsmomentes - Grenzkurven für das Stabilitäts- und Festigkeitsversagen nach [Kle06]..... 22

Abbildung 2.14: Einfluss der Materialauswahl auf die kritische Wellenlänge nach [Dic13] 23

Abbildung 2.15: Funktionsprototypen in FVK/E-Hybridbauweise in isometrischer (a) und geschnittener Ansicht (b) nach [a06] 26

Abbildung 2.16: Spannungsführung in einem exemplarischen Segment im Funktionsbereich..... 26

Abbildung 2.17: Klassifizierung der Schwingfestigkeit nach [Son08] 28

Abbildung 2.18: Prinzip der linearen Schadensakkumulation nach [RaV07] und [HEZ13] 30

Abbildung 2.19: Exemplarische Darstellung der gemessenen und simulierten Schädigungsverläufe nach [Spi12] 31

Abbildung 3.1: Methodisches Vorgehen zur Implementierung von Materialdegradationseffekten in die Bauteilauslegung von freien Wellenbereichen in FVK/E-Hybridbauweise.... 35

Abbildung 4.1: Materialprüfkörper für die dynamisch-mechanische Charakterisierung (a) und die Ermüdungsversuche (b) 36

Abbildung 4.2: Langzeitdruckprüfstand zur Messung des Kriechverhaltens 38

Abbildung 4.3: Materialermüdungsprüfstand mit fünf elektromechanischen Prüfachsen 39

Abbildung 4.4: Funktionsprototypen im 3-Schicht-Aufbau (a) und mit zusätzlicher, entkoppelter 0°-Versteifungslage (b) 42

Abbildung 4.5: Servo-hydraulischer Torsionsprüfstand zur Bauteilprüfung 43

Abbildung 4.6: Prozess zur Auswertung der Bauteilkontur über das 3D DIC-Verfahren 46

Abbildung 5.1: Kriechdehnung und Kriechmodul des PUR-1-Systems bei 60 °C und 7,9 MPa konditioniert nach 1h 48

Abbildung 5.2: Kriechdehnung und Kriechmodul (konditioniert) nach 100 h bei 60 °C und 7,9 MPa Drucklast 48

Abbildung 5.3: Gemessene und korrigierte Dehnung im Temperaturstufenversuch der SIM am Beispiel des TPC bei 7,9 MPa 50

Abbildung 5.4: Exemplarische Darstellung der Neuskalierungs- und Verschiebungsprozedur am Beispiel von TPC bei 7,9 MPa 50

Abbildung 5.5: Verifizierung der SIM über 278 h an dem PUR-1 und dem TPU bei 7,9 MPa 51

Abbildung 5.6: Ergebnisse der SIM für die untersuchte Materialauswahl bei 7,9 MPa 52

Abbildung 5.7: Kriechdehnung der Elastomere (links) und TPE (rechts) bei 7,9 MPa 53

Abbildung 5.8: DMA des PUR-2 unter Druckbeanspruchung und Temperatur- sowie Frequenzsteigerung 54

Abbildung 5.9: Spannungs-Dehnungs-Verhalten des PUR-2 im Zug-Druck-Bereich in Anlehnung an Normversuche und an einem ZDP 56

Abbildung 5.10: Optische Erfassung der Dehnung und der Durchmesseränderung über das 3D DIC-Verfahren 56

Abbildung 5.11: Frequenzabhängigkeit des E-Moduls eines PUR-2-Prüfkörpers im Zug-Druck-Bereich 57

Abbildung 5.12: Identifikation der Prony-Parameter an den Messdaten 58

Abbildung 5.13: Schematische Darstellung eines FEM-Konturplots (von Mises Spannung) der Elastomerzwischenlage unter Nennlastbeanspruchung (a) und des Zug-Druck-Prüfkörpers (b) 59

Abbildung 5.14: Wöhlerdiagramm für die Einstufen-Materialversuche des PUR-2 zur Modellkalibrierung 61

Abbildung 5.15: Exemplarische Darstellung von drei Versuchsläufen mit einer Zugspannungsamplitude von 6,66 MPa und die Differenzierung in Zug- und Drucksteifigkeit 62

Abbildung 5.16: Berechnung der Schädigungsprogression über die Steifigkeitsdegradation 63

Abbildung 5.17: Qualitative Darstellung des Einflusses der Kalibrierparameter auf die Form des Schädigungsverlaufs nach [Spi12] 64

Abbildung 5.18: Kalibrierung des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells auf Basis von Einstufen-Materialermüdungsversuchen 64

Abbildung 6.1: Aufbau der dreischichtigen Baugruppe (a) und Randbedingungen an dem simulierten Wellensegment (b) 68

Abbildung 6.2: Simulation und Messung der Torsionssteifigkeit von Wellensegmenten in FVK und FVK/E-Bauweise 69

Abbildung 6.3: Bruchkurve und Schadensbilder der DIC-Aufnahme in Nennlastrichtung (a) und Gegenlastrichtung (b) 71

Abbildung 6.4: Auswertung der 3D-DIC-Analyse hinsichtlich der Durchmesseränderung (a), (b) und der Achsabweichung (c), (d) 73

Abbildung 6.5: FE-Simulation des Versagenslasttests eines Funktionsprototypen mit einem L/D-Verhältnis von 7,5 75

Abbildung 6.6: Variantensimulation des kritischen Torsionsmomentes für Funktionsprototypen mit unterschiedlichen Funktionslängen 76

Abbildung 6.7: Kriechversuch bei einer Last von 2,5 kNm in Nennlastrichtung unter zwei Temperaturniveaus 78

Abbildung 6.8: Prozentuale Änderung der dynamischen Torsionssteifigkeit und Änderung des maximalen Drehwinkels sowie optische Darstellung des Schadensfortschritts 80

Abbildung 6.9: Ermüdungslebensdauer von Funktionsprototypen unter verschiedenen Lastamplituden 81

Abbildung 6.10: Dynamische Torsionssteifigkeit von Funktionsprototypen unter wechselnder Belastung auf drei unterschiedlichen Lastniveaus 82

Abbildung 6.11: Qualitative Analyse von CT-Aufnahmen eines vorgeschädigten Bauteils in drei Sektionen (a) bis (c) 83

Abbildung 6.12: Modellierung der FVK/E-Struktur für die FEM-basierte Modalanalyse 84

Abbildung 6.13: Iterative Parameteridentifikation zur Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeit des Elastizitätsmoduls in der Modalanalyse 84

Abbildung 6.14: Darstellung der ersten Biegeeigenform aus der experimentellen Modalanalyse .. 85

Abbildung 6.15: Visuelle Darstellung der Ergebnisse der FEM-basierten Modalanalyse für die ersten zwei Biegeeigenfrequenzen 86

Abbildung 7.1: Datenflussdiagramm zur Implementierung der Schädigungsprogression der Elastomerzwischenlage in die FE-Simulation 90

Abbildung 7.2: Ablauf der Kalibrierung des schädigungsgradabhängigen Materialmodells 92

Abbildung 7.3: Verlauf der Yeoh-Materialparameter in Abhängigkeit des Schädigungsgrades ... 92

Abbildung 7.4: FE-basierte Parameterkalibrierung des Schadensakkumulationsmodells 93

Abbildung 7.5: Beanspruchungsverteilung (von Mises) der Elastomerzwischenlage in einem Modellsegment unter einer Gegenlast von 0,950 kNm 95

Abbildung 7.6: Histogramme zur exemplarischen Darstellung der Anzahl geschädigter Elemente bei unterschiedlichen Bauteilschädigungsgraden 96

Abbildung 7.7: Exemplarische Darstellung des Fortschritts der Elementschädigung und Auswirkung auf die Verteilung der Dehnung in radialer Richtung 96

Abbildung 7.8: Exemplarische Simulation der Schädigung eines Bauteils mit L/D = 3,1 für verschiedene Lastniveaus 97

Abbildung 7.9: Sensitivitätsanalyse der Biegeeigenfrequenz in Abhängigkeit der simulierten Bauteilschädigung für unterschiedliche L/D-Verhältnisse 98

Abbildung A.1: Integration der zwei Regelkreise zur Regelung der Kraft und Belastungsgeschwindigkeit in der Prüfstandsteuerung 119

Abbildung A.2: Aufbau zur experimentellen Modalanalyse 119

Abbildung A.3: Differenzenquotient zur Analyse der Änderungsrate der dynamischen Steifigkeit der Materialermüdungsversuche auf den drei untersuchten Lastniveaus 121

Abbildung A.4: Netzstudie zur Konvergenzanalyse der Vernetzungseinstellungen der Elastomerzwischenlage (links) und des Gesamtmodells mit L/D = 7,5 (rechts) 123

Abbildung A.5: Simulierter Zusammenhang zwischen Kraft und Spannung im kleinsten Querschnitt des Prüfkörpers 124

Abbildung A.6: Simulation der ersten (a) und zweiten (b) Biegeeigenfrequenz mit den senkrechten Moden 124

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1: Untersuchte Auswahl an Elastomeren und TPE ... 37

Tabelle 4.2: Versuchsplanung für die Materialermüdungsversuche ... 40

Tabelle 4.3: Auswahl von Funktionsprototypen zur Eigenschaftsprüfung auf Bauteilebene ... 42

Tabelle 4.4: Versuchsbedingungen für die statischen Bauteilprüfungen ... 44

Tabelle 4.5: Versuchsbedingungen für die dynamischen Bauteilprüfungen ... 44

Tabelle 5.1: Ableitung der Prüflasten für die Materialermüdungsversuche aus der Simulation der Bauteilermüdungsversuche ... 60

Tabelle 6.1: Prüfparameter für den zweistufigen Laststeigerungsversuch ... 79

Tabelle 6.2: Vergleich der experimentellen Modalanalyse mit der FEM-Simulation ... 86

Tabelle 6.3: Schadensmechanismen von FVK/E-Hybridbauteilen in Abhängigkeit der Belastungsart und der Belastungsrichtung (N: Nennlastrichtung, G: Gegenlastrichtung) ... 87

Tabelle 7.1: Vergleich der Ergebnisse der Modellparameter aus den Kalibrierstrategien ... 94

Tabelle A.1: Parameter und Versuchsrandbedingungen zur DMA-Messung des PUR-2 ... 118

Tabelle A.2: Parameter und Versuchsrandbedingungen zur Ermittlung der Drucksteifigkeit in Anlehnung an ISO 7743 ... 118

Tabelle A.3: Prony-Parameter aus der Fitting-basierten Parameteridentifikation ... 120

Tabelle A.4: Ergebnisse der dynamisch-wechselnden Bauteilversuche ... 121

Tabelle A.5: Wahl der Abaqus Einheitensystematik ... 121

Tabelle A.6: Übersicht der verwendeten Hardware ... 122

Tabelle A.7: Einstellungen für die quasi-statische Simulationsmodelle ... 122

Tabelle A.8: Einstellungen für das Simulationsmodell zur Modalanalyse ... 122

Tabelle A.9: Einstellungen für die Netzstudie zur Konvergenzanalyse für ein Modell mit einem L/D-Verhältnis von 7,5 ... 123

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
AWV	Ausgeglichener Winkelverbund
BZ	Beanspruchungszustand
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DIC	Digital Image Correlation (dt. Digitale Bildkorrelation)
DMA	Dynamisch-mechanische Analyse
DMS	Dehnungsmessstreifen
EP	Epoxidharz
EPS	Expandiertes Polystyrol
Fb	Faserbruch
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Fast Fourier Transformation
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
FVK	Faserverbundkunststoff
FVK/E	Faserverbundkunststoff-Elastomer
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HDPE	High Density Polyethylen (dt. Polyethylen hoher Dichte)
HM	High Modulus (dt.: hochsteif)
HST	High Strength (dt. hochfest)
KLT	Klassische Laminattheorie
MSV	Mehrschichtverbund
NASA	National Aeronautics and Space Administration
nlSAM	Nichtlineares Schadensakkumulationsmodell
PA	Polyamid
PEP	Produktentwicklungsprozess
PP	Polypropylen
PUR	Polyurethan
SEBS	Styrol-Ethylen-Butylen-Styrol
SI	Silikon
SIM	Stepped Isothermal Method (dt. Isotherme Stufenmethode)
TPC	Thermoplastische Polyesterelastomere
TPE	Thermoplastische Elastomere
TPS	Thermoplastisches Styrol-Block-Copolymer

Abkürzung	Bedeutung
TPU	Thermoplastisches Polyurethan
UD	Unidirektional
UD-ES	Unidirektionale Einzelschicht
UP	Ungesättigter Polyester
VHCF	Very High Cycle Fatigue (dt. Ermüdung bei sehr hohen Zyklen)
Zfb	Zwischenfaserbruch
ZTV	Zeit-Temperatur-Verschiebung

Formelverzeichnis

Symbole und Indizes

Abkürzung	Bedeutung
‖	In bzw. parallel zur Faserrichtung
⊥	Quer bzw. senkrecht zur Faserrichtung
1,2,3	Schichtkoordinaten in kartesischer Form
x,y,z	Kartesische Koordinaten
o,u	Oberer bzw. unterer Messwert
i, j	Zählvariablen
r,z,θ	Zylinderkoordinaten
i,a	Innen bzw. außen
dyn	Dynamisch
ref	Referenzzustand
0	Initialer Zustand
$^{+,-}$	Zug und Druckzustand
^	Amplitude, Maximallastzustand

Lateinische Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
a_T	*[-]*	Verschiebungsfaktor für das Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip
A	*[-]*	1. Parameter des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells
b	*[-]*	2. Parameter des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells
B	*[-]*	Beanspruchungsgröße
BZ	*[-]*	Beanspruchungszustand
c	*[-]*	3. Parameter des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells
c_{dyn}	*[N/mm]*	Dynamische Steifigkeit der Materialprüfkörper
$c_{T,dyn}$	*[kNm/rad]*	Dynamische Torsionssteifigkeit der Funktionsprototypen
c_{10}	*[MPa]*	1. Parameter des Yeoh Materialmodells
c_{20}	*[MPa]*	2. Parameter des Yeoh Materialmodells
c_{30}	*[MPa]*	3. Parameter des Yeoh Materialmodells
$c_{i,j}$	*[MPa]*	Materialparameter hyperelastischer Materialmodelle (allgemein)
d	*[mm]*	Baueildurchmesser
D	*[-]*	Schädigungsgrad
E	*[MPa]*	Elastizitätsmodul

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
E'	*[MPa]*	Speichermodul
E''	*[MPa]*	Verlustmodul
$E_C(t)$	*[MPa]*	Kriechmodul
E_{dyn}	*[N/mm]*	Linearisierte dynamische Materialsteifigkeit
E_i	*[MPa]*	Elastizitätsmoduln der Maxwell-Elemente
E_z	*[MPa]*	Axialsteifigkeit
f	*[Hz]*	Frequenz
f_{krit}	*[Hz]*	Biegeeigenfrequenz
f_{sim}	*[Hz]*	Simulierte Biegeeigenfrequenz
F	*[N]*	Kraft
G	*[MPa]*	Schubmodul
I_1	*[-]*	1. Invariante des Cauchy-Green-Tensors
I_2	*[-]*	2. Invariante des Cauchy-Green-Tensors
k_i	*[-]*	Normierter Kompressionsrelaxationsmodul
K_r	*[mm]*	Wellenverlagerung für radialen Versatz
K_a	*[mm]*	Wellenverlagerung für axialen Versatz
K_w	*[°]*	Wellenverlagerung für winkligen Versatz
l_f	*[mm]*	Funktionslänge
L/D	*[-]*	Längen-Durchmesser-Verhältnis
M	*[-]*	Laststufen
n	*[-]*	Lastwechsel
$n_{E,D}$	*[-]*	Anzahl an geschädigten Elementen
n_k	*[min^{-1}]*	Biegekritische Drehzahl
N	*[-]*	Polynomordnungsgrad allgemein / Anzahl der Maxwell-Elemente
N_f	*[-]*	Maximal ertragbare Lastwechsel auf einem Lastniveau
P	*[mm]*	Position der Bauteilachse
P_W	*[J]*	Dämpfungswärme
r	*[mm]*	Radius
R	*[MPa]*	Festigkeit von FVK
t	*[s]*	Zeit
t	*[mm]*	Dicke
t'	*[s]*	Virtuelle Startzeit
T	*[°C]*	Temperatur
T	*[kNm]*	Torsionsmoment
T_G	*[°C]*	Glasübergangstemperatur

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
T_G	*[kNm]*	Torsionsmoment in Gegenlastrichtung
T_N	*[kNm]*	Torsionsmoment in Nennlastrichtung
T_{krit}	*[kNm]*	Stabilitätskritisches Torsionsmoment
W	*[J/m³]*	Formänderungsenergiedichte
W_S	*[Nm/mm³]*	Volumenbezogene Speicherarbeit
W_V	*[Nm/mm³]*	Volumenbezogene Verlustarbeit

Griechische Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
α	*[°]*	Faserablagewinkel
γ	*[rad]*	Schubverzerrung
δ	*[rad]*	Phasenverschiebungswinkel
ε	*[-]*	Dehnung
$\bar{\varepsilon}$	*[-]*	Dehnung auf der mittleren Federkennlinie
$\dot{\varepsilon}$	*[1/s]*	Dehnungsgeschwindigkeit
ε_c	*[-]*	Kriechdehnung
η	*[Pa·s]*	Viskosität
λ	*[-]*	Verstreckungsgrad
Λ	*[-]*	Materialdämpfung
ρ	*[kg/m³]*	Dichte
σ	*[MPa]*	Normalspannung
$\sigma(t)$	*[MPa]*	Spannung in Abhängigkeit der Zeit
$\bar{\sigma}$	*[MPa]*	Spannung auf der mittleren Federkennlinie
σ_m	*[MPa]*	Mittelspannungsanteil
τ	*[s]*	Relaxationszeit
τ	*[MPa]*	Schubspannung
υ	*[-]*	Querkontraktionszahl
φ	*[rad]*	Drehwinkel
φ_N	*[rad]*	Normalisierter Drehwinkel
ω	*[1/s]*	Kreisfrequenz
χ_i	*[-]*	Material- bzw. Schädigungsexponent

1 Einleitung

Die Anforderungsprofile an technische Systeme in modernen mobilen Anwendungen sind komplex und von Volatilitäten geprägt. Gesellschaftliche Trends und gesetzliche Rahmenbedingungen stellen Systemhersteller und Lieferanten vor Herausforderungen. Die Europäische Union hat sich zum Ziel gesetzt, die Nettotreibhausgasemissionen im Verkehrssektor, welche ein Viertel der gesamten Treibhausgasemissionen ausmachen, bis zum Jahr 2050 um 90 % zu verringern [Eur20]. Eine Schlüsseltechnologie zur Steigerung der Systemeffizienz sind Leichtbaustrategien [Bun23]. Der Einsatz von Faserverbundkunststoffen (FVK) als Leichtbaumaterial hat sich bereits in vielen Anwendungsgebieten etabliert. Über neue konstruktive und materialtechnische Ansätze lässt sich die Materialauslastung weiter erhöhen. Von besonderer Bedeutung ist dabei die Optimierung der mechanischen Eigenschaften über die geometrische Bauteilgestaltung und die lastpfadgerechte Faserorientierung [HoA20].

1.1 Motivation

Aufgrund der Anisotropie der mechanischen Eigenschaften werden für Bauteile unter mehrachsigen Belastungsfällen meistens multidirektionale Laminataufbauten eingesetzt. Ein innovatives Konzept einer Hybridmaterialarchitektur aus Faserverbundkunststoffen und Elastomeren (FVK/E) eröffnet das Potenzial zur lastpfadgerechten Orientierung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen und einer elastomerbasierten Dehnungsentkopplung der lasttragenden Faserverbundbereiche. Damit lässt sich eine deutlich höhere mechanische Belastbarkeit erzielen. Ein vielversprechendes Anwendungsfeld für die Hybridmaterialtechnologie sind torsionsbelastete Bauteile. In dieser Arbeit werden Antriebswellenbauteile für den maritimen Bereich fokussiert. Konstruktionsbedingt ermöglicht das Konzept eine hohe Torsionselastizität, wodurch die Funktion von elastischen Kupplungskomponenten integrativ über die Welle in FVK/E-Hybridbauweise abgebildet werden kann. Damit wird der Funktionswert der Komponente erhöht, was eine Gewichtsersparnis von bis zu 70 % und einen geringeren benötigten Bauraum des Antriebssystems gegenüber konventionellen Lösungen ermöglicht. Der integrative Einsatz von Elastomeren in der Komponente und die spezifische konstruktive Gestaltung der FVK-Bereiche stellt die Produktentwicklung jedoch vor Herausforderungen. Während für konventionelle Faserverbundantriebswellen und elastische Kupplungen etablierte Gestaltungsrichtlinien und Entwicklungsprozesse existieren, erfordern Bauteile in FVK/E-Hybridbauweise die Entwicklung, Erprobung und Definition neuer Methoden für die Produktentwicklung. Dabei müssen die spezifischen Anforderungen von Faserverbundantriebswellen und elastischen Kupplungen gleichermaßen berücksichtigt werden, was mit einer hohen Komplexität an Einflussparametern einhergeht. Eine besondere Herausforderung liegt in der Anwendung von Elastomerschichten, mit vergleichsweise geringer Materialsteifigkeit, in hochbelasteten Bauteilen. Aus diesem Grund liegt der Fokus dieser Arbeit auf der Untersuchung der Elastomerzwischenlage.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Aus den bestehenden Potenzialen und Problemstellungen leitet sich die übergeordnete Forschungsfragestellung dieser Arbeit ab:

„Wie kann der Einfluss der Elastomerzwischenlage in Antriebswellenbauteilen in FVK/E-Hybridbauweise erfasst und in Simulationsmodelle implementiert werden, um eine systematische und fortschrittliche Produktentwicklung zu ermöglichen?“

Ziel ist die Entwicklung und Erprobung von effizienten Produktentwicklungsprozessen für Antriebswellen in FVK/E-Hybridbauweise, welche material- und bauteilspezifische Phänomene explizit berücksichtigen. Die entwickelten Methoden in dieser Arbeit fokussieren die Elastomerzwischenlage, sollen jedoch grundsätzlich auf die FVK-Bereiche übertragbar sein.

Zunächst wird der Stand der Forschung und Technik in Bezug auf die spezifischen Eigenschaften von Faserverbundantriebswellen und elastischen Kupplungskomponenten untersucht. Hierzu werden die für diese Arbeit relevanten materialtechnischen Grundlagen und Modelle erläutert sowie der Stand der Forschung in Bezug auf die Betriebsfestigkeitsberechnung vorgestellt. Basierend auf dem aktuellen Stand der Forschung und Technik wird der Forschungsbedarf spezifiziert und die Vorgehensweise konkretisiert. Der Hauptteil der Arbeit gliedert sich in drei Kapitel:

Kapitel 5 beinhaltet die Charakterisierung der Materialeigenschaften von Elastomeren. Über die Entwicklung von Materialprüfständen und die Erprobung von wissenschaftlichen Methoden können die Langzeiteigenschaften, die Eigenschaften unter dynamisch-mechanischen Beanspruchungen und Ermüdungsbeanspruchungen charakterisiert werden. Die Ergebnisse werden zur Kalibrierung von Modellen verwendet, mit welchen Materialauswahlprozesse beschleunigt und leistungsfähige Simulationsmodelle aufgebaut werden können.

Kapitel 6 umfasst die Analyse des Bauteilverhaltens an Funktionsprototypen. Das aus dem Stand der Forschung und Technik abgeleitete Anforderungsprofil für Faserverbundantriebswellen und elastische Kupplungskomponenten beinhaltet die Bauteileigenschaften in Bezug auf die Torsionssteifigkeit, das Langzeitverhalten und die Bauteilermüdung sowie das Biegeschwingungsverhalten. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen dienen zudem der Verifizierung von Simulationsmodellen.

Kapitel 7 stellt Strategien zur simulationsbasierten Analyse der Bauteileigenschaften unter einer Schädigungsprogression in der Elastomerzwischenlage vor. Dazu werden die Ergebnisse aus der experimentellen Materialcharakterisierung aus Kapitel 5 verwendet und in gekoppelte Simulations- und Berechnungsmodelle implementiert. Abschließend erfolgt eine exemplarische Demonstration der Anwendung einer simulationsbasierten Schädigungsprogressionssimulation, welche zur Sensitivitätsanalyse von Bauteileigenschaften unter diskreten Bauteilschädigungszuständen genutzt werden kann.

2 Stand der Forschung und Technik

Stetig wachsende Anforderungen an eine nachhaltige und ressourceneffiziente Produktgestaltung stellen die Produktentwicklung vor Herausforderungen. Ein interdisziplinärer Ansatz der Problemstellung zu begegnen sind Leichtbaustrategien. Die Literatur nennt die fünf Leichtbaustrategien des Bedingungs-, Fertigungs-, Konzept-, Stoff- und Formleichtbaus, welche sich in weitere Subkategorien gliedern und teilweise nicht klar differenzierbar sind [HeM20]. In dieser Arbeit wird ein Ansatz untersucht, welcher über materialtechnische, konstruktive und konzeptionelle Aspekte letztere drei Strategiefelder adressiert. In diesem Kapitel werden zunächst die materialtechnischen Grundlagen von Faserverbundkunststoffen (FVK) und Elastomeren erläutert. Der Fokus liegt auf dem thermomechanischen Materialverhalten und den Versagensmechanismen unter dynamischer Beanspruchung. Anschließend wird das Konzept und die Auslegung von torsionsbelasteten Bauteilen in Faserverbundkunststoff-Elastomer (FVK/E) – Hybridbauweise vorgestellt. Als Technologiedemonstrator dient der Anwendungsfall einer Antriebswelle. Abschließend werden Ermüdungs- und Lebensdauermodelle erläutert, welche die Grundlage für die Entwicklung eines Ansatzes zur simulationsbasierten Schadensfortschrittsanalyse für den Anwendungsfall darstellen.

2.1 Materialtechnische Grundlagen

2.1.1 Faserverbundkunststoffe

Faserverbundkunststoffe gelten aufgrund ihres Verhältnisses zwischen Festigkeit und Steifigkeit zur Dichte als Leichtbaumaterialien [KlG19]. Aus makroskopischer Sicht können sie als quasi-homogene Materialverbunde, bestehend aus einer Kunststoffmatrix und Verstärkungsfasern, betrachtet werden [HeM20]. Für die Analyse der Interaktion zwischen Fasern und Matrix, muss eine mikroskopische Betrachtung vorgenommen werden [Ehr06]. Die Besonderheit liegt, wie bei Materialverbunden üblich, in der spezifischen Eigenschaftsausnutzung der Einzelkomponenten: Die hochfesten oder hochsteifen Fasern nehmen mechanische Lasten auf, während die Matrix eine Stützwirkung übernimmt [Sch07]. Im Aufbau und der Gestaltung von Halbzeugen und Bauteilen aus FVK gibt es eine Vielzahl an Möglichkeiten, weshalb eine präzise Definition des betrachteten Verbundes aus Fasern und Matrix erforderlich ist. Als Faserverstärkung können Naturfasern (z.B. Hanf, Seide), organische Fasern (z.B. Polyamid (PA), Aramid, Kohlenstoff), anorganische Fasern (z.B. Glas, Bor) oder metallische Fasern (z.B. Stahl, Aluminium) eingesetzt werden. Die einbettende polymere Matrix kann aus Duromeren (z.B. Epoxidharz (EP), ungesättigter Polyester (UP)), Thermoplasten (z.B. Polypropylen (PP)) oder Elastomeren (z.B. Silikon (SI), Polyurethan (PUR)) bestehen [Sch07]. Von hoher technischer Relevanz sind insbesondere kohlenstofffaserverstärkte (CFK) und glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK). Kohlenstoff-Fasern zeichnen sich über eine hohe Festigkeit und Steifigkeit, bei geringer Bruchdehnung und geringer Dichte aus. Es wird zwischen hochfesten (engl.: high strength

– HST) und hochmoduligen (engl.: high modulus – HM) Fasern unterschieden. Glasfasern weisen eine deutlich geringere Steifigkeit als Kohlenstoff-Fasern auf und liegen auch in Bezug auf die Festigkeit unter den HST-Kohlenstoff-Fasern. Die Kosten für Glasfasern liegen weit unter den Kosten für Kohlenstofffasern [Ehr06]. Neben der Wahl der Materialien sind die Länge, der Durchmesser und die Anordnung der Fasern von hoher Relevanz für die Eigenschaften des FVK. Das Paradoxon Faserform nach *Griffith* besagt: Liegt ein Material in Faserform vor, so weist die Faser eine vielfach höhere Festigkeit auf als das gleiche Material in kompakter Form [GrT21]. Abbildung 2.1 zeigt den Einfluss der Wahl von Fasermaterial (links) und Faserdurchmesser (rechts). Die Festigkeit der Faser in Abhängigkeit des Durchmessers bezieht sich in diesem Fall auf Glasfasern. Der Zusammenhang wurde von [RoP81] auch bei Kohlenstofffasern gezeigt [Sch07].

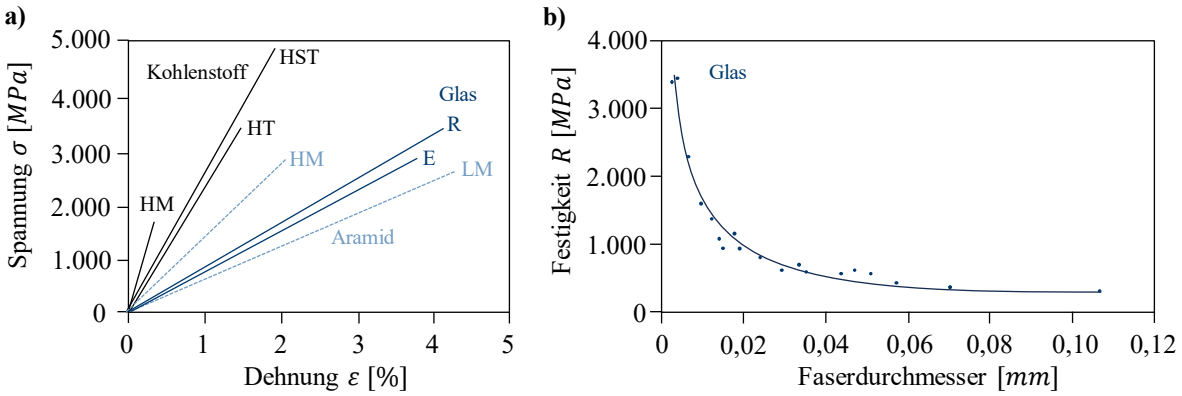

Abbildung 2.1: Eigenschaftsspektrum verschiedener Faserarten nach [Ehr06] (a) und der Einfluss des Faserdurchmessers auf die Festigkeit von Glasfasern nach [Sch07] (b)

Die Verbundfestigkeit das FVK ist abhängig von der Faserlänge und der Ausrichtung. Die Klassifizierung der Faserlängen unterscheidet sich je nach Definition. *Schürmann* definiert für FVK-Faserlängen in einem Bereich von 0,1 – 1 mm als Kurzglasfasern. Langfasern liegen bei einer Länge von 1 – 50 mm vor und ab 50 mm wird die Faser als Endlosfaser bezeichnet [Sch07]. Je nach Anwendung werden die Fasern nach ihrer Herstellung in verschiedenen Formen für die weitere Verarbeitung zum FVK bereitgestellt. Mögliche Faserhalbzeuge sind unter anderem Rovings, Schnitt- und Endlosmatten, Vliese, Kurzglasfasern, Gewebe, Gelege und vorimprägnierte Halbzeuge (Prepregs). Schichtweise Aufbauten von FVK werden als Laminate bezeichnet [Ehr06]. Abhängig von dem Faser-Matrix-System steht eine Vielzahl an Verarbeitungsverfahren zur Verfügung. Detaillierte Erläuterungen zu den Eigenschaften und Anwendungsgebieten finden sich in [Ehr06, Sch07, AVK13]. Mit in Belastungsrichtung gerichteten Endlosfasern in unidirektional (UD) verstärkten Schichten lassen sich die höchsten Steifigkeiten und Festigkeiten erreichen [Sch07]. Gleichzeitig liegt eine hohe Anisotropie des Halbzeuges vor, also eine ausgeprägte Richtungsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften. Belastungen quer zur Faserrichtung führen zu nicht-materialgerechten und matrixdominierten Beanspruchungen. Die Belastungen in praktischen Anwendungen führen in der Regel zu mehrach-

sige Beanspruchungszuständen, welchen durch eine anwendungsgerechte Gestaltung eines mehrschichtigen Laminataufbaus begegnet wird. Ein häufig eingesetzter Typ, um sich einem isotropen Materialverhalten anzunähern sind quasiisotrope Laminate. Die Isotropie beschränkt sich jedoch auch hier auf die Fläche (x-y-Ebene). In Dickenrichtung liegt keine Isotropie vor [Sch07]. Ein systematisches Vorgehen zur Dimensionierung von FVK-Bauteilen wird in [AVK13] vorgestellt.

2.1.1.1 Materialverhalten und Berechnungsverfahren

Zur Beschreibung des Spannungs- und Verformungsverhaltens von Laminaten ist zunächst die Kenntnis über das lineare Elastizitätsgesetz der UD-Einzelschicht (UD-ES) erforderlich. Der Schichtverbund kann anschließend über die klassische Laminattheorie (KLT) analysiert werden. Eine wichtige Annahme für die Gültigkeit der elasto-statischen Beschreibung ist die Betrachtung der UD-ES als homogenes Kontinuum (Kontinuumstheorie) [Sch07]. Die allgemeine Berechnung von Volumenelementen mit drei Raumrichtungen gestaltet sich aufgrund der großen Anzahl an Konstanten als komplex. Das Vorliegen von Symmetrien im Material reduziert den Grad der Anisotropie und damit Komplexität der Berechnung deutlich. Eine häufige Annahme für unidirektional verstärkte Kunststoffe ist die transversale Isotropie, ein Sonderfall der Orthotropie. In diesem Fall liegt eine isotrope Ebene mit unendlich vielen normal orientieren Schnittebenen mit gleichen Eigenschaften vor. Deutlich wird dies bei Betrachtung eines dreidimensionalen Spannungszustandes an dem Volumenelement einer UD-ES für den Fall der transversalen Isotropie. Abbildung 2.2 a) zeigt die allgemein vorliegenden Haupt- ($\sigma_{\parallel,1}, \sigma_{\perp,2}, \sigma_{\perp,3}$) und Schubspannungen ($\tau_{\perp\perp,23}, \tau_{\perp\parallel,31}, \tau_{\perp\parallel,21}$). In b) werden drei exemplarische Symmetrieebenen mit Normalorientierung zur isotropen Ebene dargestellt.

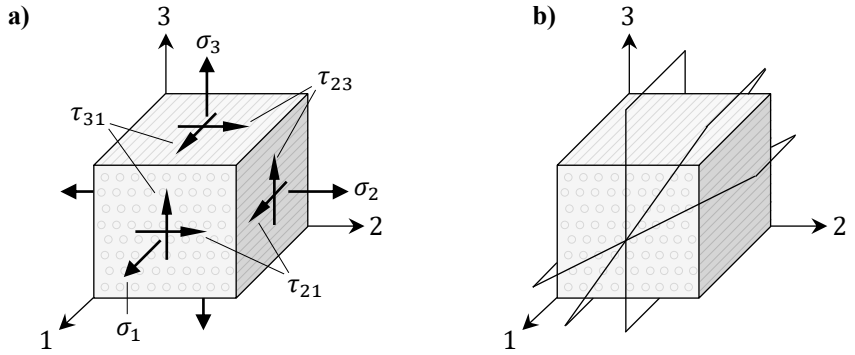

Abbildung 2.2: Volumenelement einer UD-Schicht mit den Haupt- und Schubspannungen (a) und die Darstellung verschiedener Schnittebenen zur Demonstration der transversalen Isotropie (b) nach [Sch07]

Der Zusammenhang zwischen Spannungen und Verformungen ist über die Nachgiebigkeitsmatrix mit den Elastizitätsmoduln (E), den Schubmoduln (G) und den Querkontraktionszahlen (ν) gegeben. Aus dem räumlichen Elastizitätsgesetz (Hook'sches Gesetz) für die UD-Schicht folgt damit:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{\parallel,1} \\ \varepsilon_{\perp,2} \\ \varepsilon_{\perp,3} \\ \gamma_{\perp\perp,23} \\ \gamma_{\perp\parallel,31} \\ \gamma_{\perp\parallel,21} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{E_\parallel} & \frac{-\nu_{\parallel\perp}}{E_\perp} & \frac{-\nu_{\parallel\perp}}{E_\perp} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{\perp\parallel}}{E_\parallel} & \frac{1}{E_\perp} & \frac{-\nu_{\perp\perp}}{E_\perp} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{\perp\parallel}}{E_\parallel} & \frac{-\nu_{\perp\perp}}{E_\perp} & \frac{1}{E_\perp} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\perp}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} \end{bmatrix}}_{Nachgiebigkeitsmatrix\ [S]} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{\parallel,1} \\ \sigma_{\perp,2} \\ \sigma_{\perp,3} \\ \tau_{\perp\perp,23} \\ \tau_{\perp\parallel,31} \\ \tau_{\perp\parallel,21} \end{bmatrix} \tag{2-1}$$

Für den räumlichen Fall sind nach *Schürmann* die folgenden fünf unabhängigen Grundelastizitätsgrößen zu bestimmen: Zwei Elastizitätsmoduln ($E_\parallel, E_\perp$), ein Schubmodul ($G_{\perp\parallel}$) und zwei Querkontraktionszahlen ($\nu_{\perp\parallel}, \nu_{\perp\perp}$) [Sch07]. Über die Elastizitätstheorie der UD-ES und die klassische Laminattheorie können Mehrschichtverbunde ausgelegt werden. Das Vorgehen zur Auslegung von Mehrschichtverbunden wird in der Literatur [MiW89, MHW95] erläutert.

2.1.1.2 Materialschädigung unter quasi-statischen Beanspruchungen

Das Bruchverhalten von FVK unter quasi-statischen Beanspruchungen ist im Vergleich zu isotropen Materialien, wie Stählen oder unverstärkten Kunststoffen, komplexer [Sch07]. Für metallische Materialien kann ein Festigkeitsnachweis über die Berechnung einer Vergleichsspannung (z.B. Normalspannungshypothese) und einem Vergleich mit statischen Festigkeitskennwerten erfolgen [WJ+19]. Für FVK existieren, je nach Beanspruchungszustand, verschiedene Schädigungsmechanismen. Grundsätzlich ist zwischen inter- und intralaminaren Schädigungsmechanismen zu unterscheiden. Intralaminare Effekte beziehen sich auf Schädigungsmechanismen innerhalb der Schicht (wie z.B. Faser- und Zwischenfaserbrüche), während interlaminare Schädigungszustände sich auf die Grenzflächen zwischen Schichten (z.B. Delamination) beziehen. Die Analyse der Materialschädigung nach faser- und matrixdominierenden Schadenskriterien lässt sich auf die Arbeiten von *Hashin* zurückführen [PIR06, HaR73, Has80]. *Hashin* formuliert analytisch vier Schadenskriterien für Zug- und Druckschädigung der Faser und der Matrix basierend auf Längs- Quer- und Schubbeanspruchungen [Has80]. Auf der Grundlage früherer Arbeiten von *Puck* und den Erkenntnissen von *Hashin* entwickelten *Puck* und *Schürmann* ein Schadenskriterium für intralaminare Zwischenfaserbrüche, welches zwischen den drei Bruchmodi A, B und C unterscheidet [PuS98]. Der vorliegende Beanspruchungszustand ist für das Bruchverhalten verantwortlich. Der Zusammenhang zwischen Beanspruchungszustand und Bruchmodus kann der Bruchkurve entnommen werden. Entsprechende Darstellungen finden sich in den Arbeiten *Puck* [PuS98] und *Schürmann* [Sch07].

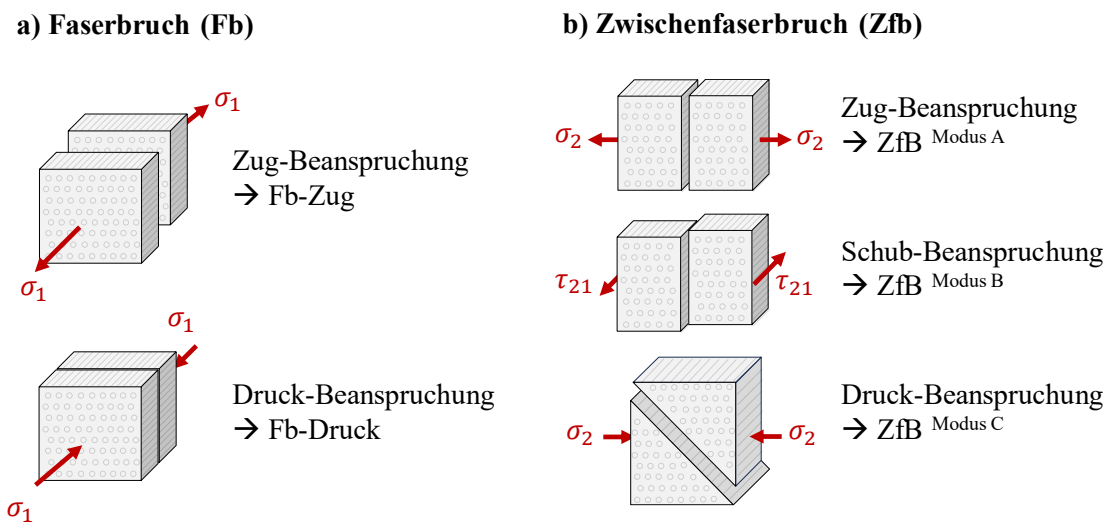

Abbildung 2.3: Einteilung von Zwischenfaserbrüchen in drei Bruchmodi nach [AVK13] und [PuS98]

In Abbildung 2.3 werden die Beanspruchungen auf repräsentatives Volumen einer UD-ES und die zugehörigen Bruchmodi visualisiert. Während (a) das Versagen durch Faserbruch (Fb) zeigt, werden in (b) die Zwischenfaserbruch (ZfB) Modi aufgezeigt. Bruchmodus A tritt bei Querzug- und Schubbeanspruchungen auf, während Bruchmodus B bei Schub- und geringer Querdruckbeanspruchung auftritt. Modus C liegt bei Schub- mit dominierenden Querdruckbeanspruchungen vor, wobei sich ein Ausbruch aus der Wirkebene ausbildet, welcher benachbarte Laminatlagen beeinflussen kann und in jedem Fall zu vermeiden ist [Sch07, AVK13]. Neben den dargestellten Erkenntnissen existieren weitere Schadensmodelle und -kriterien, welche von der *National Aeronautics and Space Administration* (NASA) entwickelt und veröffentlicht wurden [DCR05, PD+05].

Möller nutzt das Schadenskriterium nach *Puck*, um eine Bruchkurvenmodellierung für zyklische Beanspruchungen zu entwickeln. In iterativen und progressiven Schadensanalysen (engl. Progressive Failure Analysis) werden Modelle zur Degradation der Elastizitätsgrößen eingesetzt, wodurch eine fortschreitende Schädigung unter zyklischer Beanspruchung berechnet werden kann. [Möl20]

2.1.1.3 Ermüdung unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung

Das Schädigungsverhalten von FVK unter Ermüdungsbeanspruchungen kann anhand von unterschiedlichen Kriterien wie z.B. makroskopisches Versagen, Festigkeits- oder Steifigkeitsreduktion bemessen werden [ShV10]. Die Steifigkeitsreduktion hat sich als bedeutsamer Parameter zur Bewertung des Schädigungszustandes erwiesen, wie umfangreiche Forschungsarbeiten belegen [PL+15, PaM19, RS+21]. Zwischen der Steifigkeitsdegradation als makroskopische Messgröße und der Rissdichte als mikroskopisches Schädigungsmerkmal besteht ein messbarer Zusammenhang [CaQ15]. Die quantitative Erfassung von Schädigungsmerkmalen, wie der Rissdichte, wird als diskretes Mess-

verfahren bezeichnet [Ehr06]. *Hülsbusch et. al* haben den Schädigungsfortschritt in Form von Defektvolumen und -anzahl in glasfaserverstärkten Polyurethanen über intermittierende computertomographische Analysen gezeigt [HMW19]. Im Gegensatz zu den diskreten Verfahren, stehen integrale Verfahren, wie die Erfassung der Steifigkeit über das Hysteresis-Messverfahren [Ehr06]. Aufgrund seiner Bedeutung für die vorliegende Arbeit, wird das Verfahren in Abschnitt 2.1.2 als messtechnisches Instrument zur Erfassung der dynamischen Eigenschaften von Elastomeren dargestellt. Es gilt als etablierte Methode in der Material- und Bauteilprüfung [Ehr93]. Das Verfahren ist für FVK, welche viskoelastische Materialeigenschaften aufweisen, ebenfalls gültig [Ehr06].

Die Reduktion der Steifigkeit ist auf das Auftreten von ZfB zurückzuführen. Eine Analyse des mechanischen Verhaltens von Laminaten unter fortgeschrittenen ZfB ist für eine Bauteilauslegung von Relevanz. Insbesondere für den Fall eines geforderten Stabilitätsnachweises der vorgeschädigten Struktur. Eine Methode ist die schichtweise Degradationsanalyse, in welcher die Schädigung phänomenologisch über eine Abminderung der Grundelastizitätsgrößen $E_\perp, G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ beschrieben wird. Die Größen sind von unterschiedlichen Einflüssen wie der Temperatur T, der Zeit t und der Rissdichte (Schädigung D) abhängig. Im Allgemeinen gilt daher die Abhängigkeit nach Formel (2-2). [Sch07]

$$E_\perp, G_{\perp\parallel}, \nu_{\perp\parallel} = f(T, t, D) \tag{2-2}$$

Zur Abminderung können Abminderungsfunktionen nach *Puck* [Puc96, PuS98] oder Schadensakkumulationshypothesen [RS+21] herangezogen werden.

2.1.1.4 Langzeitverhalten von FVK

Die Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens mit konstanten Elastizitätsmoduln, wie in 2.1.1.1 beschrieben, ist auf geringe Spannungen und Verformungen beschränkt [Sch07]. Bei Kunststoffen ist das mechanische Verhalten zudem von der Beanspruchungszeit abhängig. Das Langzeitverhalten umfasst das Kriechen, bei welchem die anliegende Spannung konstant ist und die Dehnung in Abhängigkeit der Zeit monoton steigend verläuft, und die Relaxation bei welchem das Material unter konstanter Verformung steht und ein Spannungsabfall messbar ist [DHM22]. Das Kriechverhalten kann über den Zeitstandzugversuch nach DIN EN ISO 899-1 quantifiziert werden [DIN18]. Als Auslegungskennwerte kann der Kriechmodul, als Funktion der konstanten Spannung (σ_0) und der zeitabhängigen Dehnung ($\varepsilon(t)$) gewählt werden:

$$E_C(t) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon(t)} \tag{2-3}$$

Die Zeitabhängigkeit ist bei verstärkten Kunststoffen (FVK) weitaus geringer ausgeprägt als bei unverstärkten Kunststoffen [Sch07, McK15]. Die Matrix des Verbundes ist hier in der Regel von do-

minierender Bedeutung, während für glas- und kohlenstofffasern in technischen Anwendungsbereichen Zeitinvarianz und elastisches Verformungsverhalten anzunehmen sind. Nach *Schürmann* kommt dem Kriechverhalten stabilitätsrelevanter Strukturen besondere Bedeutung zu, da neben der Abnahme der Steifigkeit (siehe Formel (2-3)) auch die Vordeformation in Abhängigkeit der Zeit steht. Zudem ist die Längs-Druckfestigkeit $R_{\parallel}^{-}$ von der Belastungszeit abhängig. [Sch07] Neben der Zeitabhängigkeit, sind Kriechphänomene stark von der anliegenden Spannung σ_0 und der Temperatur abhängig [DHM22]. Aufgrund der primären Dominanz der Verstärkungsfasern für das Kriechverhalten von FVK [McK15], wird das Kriechverhalten der Polymermatrix für Elastomere in dieser Arbeit fokussiert und in Abschnitt 2.1.2.3 vertieft.

2.1.2 Elastomere

Elastomere, umgangssprachlich auch: Gummi, sind Kunststoffe mit vernetztem makromolekularem Aufbau, die ein ausgeprägt hohes und nichtlineares Verformungsverhalten aufweisen [DHM22]. Grundsätzlich sind viele Eigenschaften, welche auf thermoplastische und duroplastische Kunststoffe zutreffen, auch für Elastomere gültig. Im technischen Gebrauchsbereich grenzen sich Elastomere jedoch insbesondere durch ihr gummielastisches Verhalten ab. Während sich das Material unterhalb der Glasübergangstemperatur T_G im energieelastischen Bereich befindet und sprödes Verhalten zeigt, liegt oberhalb von T_G entropieelastisches Verhalten vor, welches für das charakteristische gummiartige Verformungsverhalten verantwortlich ist. Der technische Einsatzbereich von Elastomerbauteilen liegt im entropieelastischen Bereich. Die Herstellung von Elastomeren erfolgt durch das Vernetzen von Makromolekülen. Das unvernetzte Zwischenprodukt wird in vielen Fällen auch als Kautschuk bezeichnet. Es wird dabei zwischen Natur- und Synthesekautschuk unterschieden. Um die gewünschten Eigenschaften zu erzielen, ist ein optimaler Vernetzungsgrad entscheidend. Der Vernetzungsprozess ist abhängig von der Art und Bindungsreaktion des Kautschuks bzw. des Elastomers. Eine Übersicht über Elastomere wird von *Abts* gegeben [Abt19]. In dieser Arbeit sind insbesondere elastomere Polyurethane (PUR) von Bedeutung, welche sich aus der Vernetzung von Polyester- oder Polyetherpolyolen mit Diisocyanaten ergeben. [Abt19, DHM22]

2.1.2.1 Hysteresis-Messverfahren in der dynamischen Materialprüfung

Um das Material- oder Bauteilverhalten unter erzwungenen mechanischen Schwingungen zu charakterisieren, eignet sich das Hysteresis-Messverfahren [Ehr93]. Das Verfahren ist für Werkstoffe mit viskoelastischem Materialverhalten gültig [Ehr06]. Die nachfolgenden Ausführungen gelten daher sowohl für Elastomere als auch für FVK. In Abbildung 2.4 wird das Prinzip des Hysteresismessverfahrens demonstriert. Auf eine zyklische, sinusförmig aufgebrachte Beanspruchung $\sigma(t)$ folgt die um δ/ω phasenverschobene Dehnung $\varepsilon(t)$. Wird die Beanspruchung über die Dehnung (Spannungs-

Dehnungs-Diagramm) aufgetragen, so ergibt sich die für viskoelastische Materialien charakteristische Hystereseschleife. Würde ein ideal-elastisches Materialverhalten vorliegen, so wäre keine Phasenverschiebung δ/ω messbar und das Spannungs-Dehnungsverhalten damit geradlinig [Ehr06].

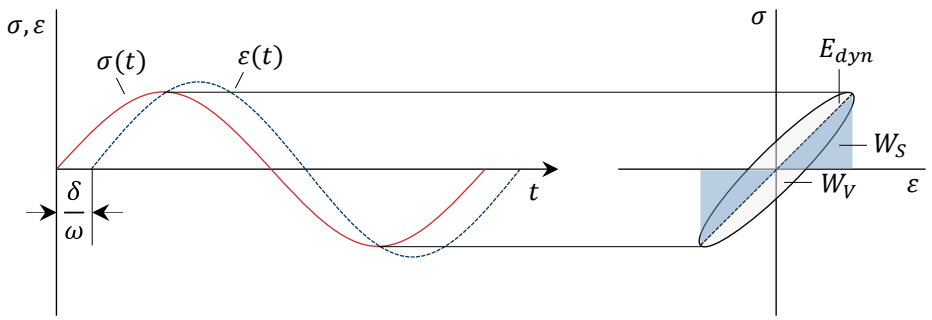

Abbildung 2.4: Phasenverschobene Spannungs-/Dehnungssignale eines linear-viskoelastischen Materials und Konstruktion der Hystereseschleife nach [Ehr93]

Aus den Hysteresen lassen sich die dynamische Steifigkeit E_{dyn}, die Speicherarbeit W_S und die Verlustarbeit W_V ermitteln (s. Abbildung 2.4). Die dynamische Steifigkeit kann beispielsweise über eine Endpunktlinearisierung berechnet werden. Bei der Speicherarbeit handelt es sich um die volumenbezogene Arbeit, welche bei der maximalen Dehnung in einem Schwingspiel gespeichert ist. Die Verlustarbeit bezeichnet die volumenbezogene Arbeit durch irreversible Energiedissipation und wird über das Kreisintegral der Hystereseschleife berechnet. Die Höhe der Verlustarbeit ist stark abhängig von der materialspezifischen Reibungswärme und Rissbildungsvorgängen. Aus der Verlust- und der Speicherarbeit lässt sich zudem die mechanische Materialdämpfung Λ berechnen (s. Formel (2-4)). [Ehr93, Ehr06]

$$\Lambda = \frac{W_V}{W_S} \tag{2-4}$$

Die elliptische Form der Hystereseschleife in Abbildung 2.4 ergibt sich unter der Voraussetzung eines linear-viskoelastischen Materialverhaltens. Für Elastomere liegt jedoch üblicherweise ein nichtlinear-viskoelastisches Verhalten vor, wodurch die Hysteresen sich in ihrer Form deutlich von der elliptischen Form unterscheiden.

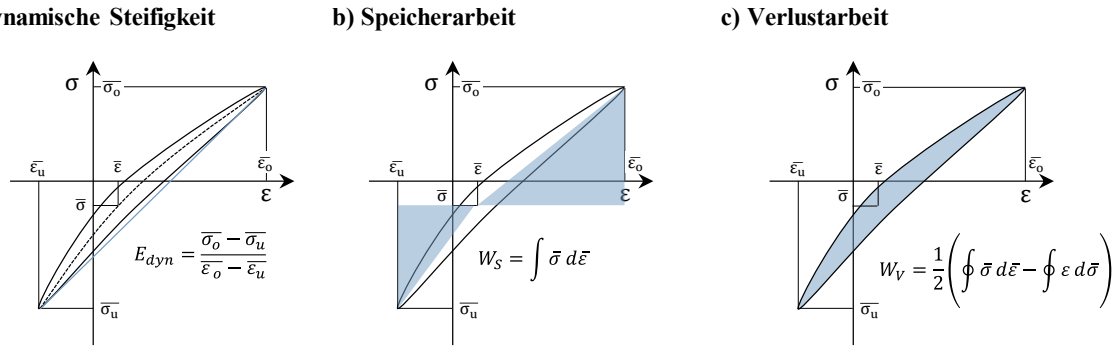

Abbildung 2.5: Kennwertermittlung aus Hystereseschleifen bei nichtlinear-viskoelastischem Materialverhalten nach [Ehr93]

Ehrenstein beschreibt die Ermittlung der Kennwerte auch für nichtlineares Materialverhalten. [Ehr93] Die graphische und mathematische Beschreibung ist in Abbildung 2.5 dargestellt. In (a) wird deutlich, dass die über die Endpunktlinearisierung ermittelte dynamische Steifigkeit E_{dyn} (blaue Gerade) signifikant von der angedeuteten mittleren Federkennline mit der mittleren Spannung $\bar{\sigma}$ und der mittleren Dehnung $\bar{\varepsilon}$ abweichen kann. Neben der Endpunktlinearisierung existieren weitere Linearisierungsverfahren wie das Energiegleichgewicht, die lineare Regression oder die harmonische Balance. Eine Übersicht über die Anwendbarkeit für Hystereseschleifen bei nichtlinear-viskoelastischem Materialverhalten wird von *Spitz* in [Spi12] gegeben. Für eine ausführliche Beschreibung des Messverfahrens und weitere Anwendungen sei auf [Ehr93] verwiesen. Neben den Steifigkeits- und Dämpfungskennwerten lässt sich über die Änderung der mittleren Dehnung auch das Kriechverhalten unter dynamischer Beanspruchung quantifizieren.

2.1.2.2 Dynamisch-mechanisches Materialverhalten

Wie im vorhergehenden Abschnitt bereits beschrieben, weist das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Elastomeren typischerweise eine ausgeprägte Nichtlinearität auf und wird auch als hyperelastisch beschrieben. Dieses Verhalten steht weiterhin in Abhängigkeit mit einer Vielzahl an Einflussfaktoren, wie der Temperatur, der Dehnungsgeschwindigkeit und -amplitude [PeF91, Sto99, Gra02].

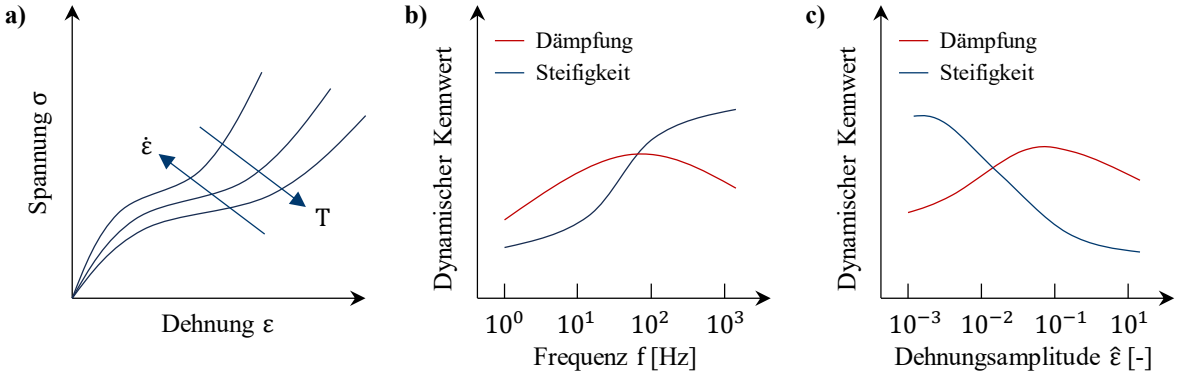

Abbildung 2.6: Schematische Darstellung charakteristischer Materialeffekte von Elastomeren nach [Sto99] und [Ols07]

In Abbildung 2.6 (a) wird das hyperelastische Materialverhalten in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ und der Temperatur T dargestellt. Während mit steigender Temperatur ein Materialerweichen auftritt, versteift das Material mit zunehmender Beanspruchungsgeschwindigkeit [Sto99]. Wird dieser Effekt über die Beanspruchungsfrequenz f aufgetragen (vgl. Abbildung 2.6 (b)), so kann ein Anstieg in der dynamischen Steifigkeit c_t verzeichnet werden. Die Dämpfung Λ ist ebenfalls von der Frequenz abhängig [Ols07]. In Abbildung 2.6 (c) wird zudem die Abhängigkeit der dynamischen Materialkennwerte von der Dehnungsamplitude dargestellt. Dieses Verhalten ist auch als *Payne* Effekt bekannt und wurde für partikelgefüllte Elastomere umfangreich untersucht [Pay62, DrD02, GW+16]. Der Effekt ist primär auf die Füllstoffe zurückzuführen, die Polymermatrix

spielt eine sekundäre Rolle [WG+19]. Ein weiteres durch die Polymer-Füllstoff-Interaktion dominiertes Phänomen gefüllter Elastomere ist der *Mullins*-Effekt. *Mullins* beschreibt den Effekt einer Spannungserweichung bei zyklischer Dehnung und Entlastung ungefüllter und partikelgefüllter Vulkanisate, wodurch sich das Spannungs-Dehnungs-Verhalten innerhalb der ersten Belastungszyklen stark verändert [MuT65, Mul69]. Der Effekt wurde auch für Polyurethan-Elastomere gezeigt und über ein visko-hyperelastisches Modell beschrieben [RN+21].

2.1.2.3 Langzeitbeständigkeit von Elastomeren

In Abschnitt 2.1.1.4 wurden bereits wesentliche Aspekte zum Langzeitverhalten von FVK unter quasi-statischer Beanspruchung zusammengefasst. Der Betrachtungsfokus dieser Arbeit liegt jedoch auf unverstärkten Elastomeren. Bei der Auslegung von Elastomerbauteilen ist das Langzeitmaterialverhalten unter mechanischer, thermischer und chemischer Beanspruchung von hoher Relevanz [Rin12]. Ein gängiger Prüfwert für Elastomere und thermoplastische Elastomere (TPE) ist der Druckverformungsrest nach DIN ISO 815 [DIN22]. Bei dem Verfahren wird eine Probe unter konstanter Verformung für eine definierte Zeit und bei einer definierten Normtemperatur komprimiert. Die Probendicke wird vor und nach dem Versuch vermessen, um die bleibende Deformation, den Druckverformungsrest, zu bestimmen [DIN22]. Der Kennwert ist jedoch vom Materialkriechen, welches unter konstanter Last auftritt, abzugrenzen [McK15]. Das genormte Vorgehen zur Untersuchung des Kriechverhaltens nach DIN EN ISO 899 [DIN18] wurde in Abschnitt 2.1.1.4 erläutert. Während das Kriechverhalten für endlosfaserverstärkte Kunststoffe stark von der Faserverstärkung abhängig ist, ist das Kriechverhalten von unverstärkten Elastomeren primär von der dreidimensional weitmaschig vernetzten Struktur abhängig [McK15]. Theoretisch existieren drei Phasen: Der primäre, der sekundäre und der tertiäre Kriechbereich.

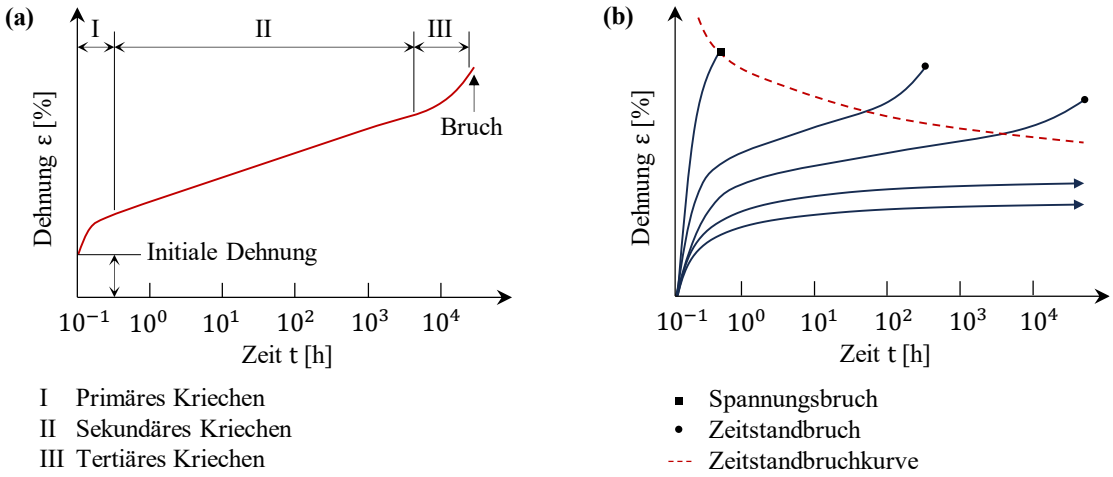

Abbildung 2.7: Phasen des Kriechens von Kunststoffen und Darstellung des Zeitstandbruchverhaltens nach [McK15]

Die initiale Dehnung, die sich als elastische Reaktion der Lastaufprägung ausbildet, wird in der Betrachtung nicht berücksichtigt. Der primäre Kriechbereich folgt direkt nach der elastischen Verformung und ist gefolgt von der sekundären Phase, welche in der zeitlogarithmischen Auftragung konstant wächst. In der linearen Zeitskalierung entspricht dies einem degressiven Verhalten. Die tertiäre Phase ist progressiv, geht zumeist mit einer Einschnürung der Probe (engl. *necking*) einher und endet mit dem Bruch. In der Bauteilauslegung ist diese Phase vollständig zu vermeiden. Bei hohen Zeitspannen kann jedoch auch im sekundären Bereich Zeitstandbruch auftreten (s. Abbildung 2.7). [McK15]

Die Bewertung des Kriechverhaltens von Kunststoffen ist aufgrund der hohen Prüfzeiten und der damit verbundenen Langzeitauslastung von Prüfständen mit hohen Kosten verbunden. Ansätze, die auf dem Prinzip der Zeit-Temperatur-Verschiebung (ZTV) basieren, erlauben durch eine Extrapolation von Kurzzeitversuchen eine Abschätzung des Langzeitkriechverhaltens. Das Verfahren nutzt die Temperaturabhängigkeit von Kunststoffen. So beschleunigt eine Temperaturerhöhung das Kriechen des Materials [Fer80]. Die ZTV erlaubt die Konstruktion einer Masterkurve aus individuellen Kurzzeitversuchen auf unterschiedlichen Temperaturniveaus [SeB68]. Für den Verschiebungsfaktor a_T gilt nach *Williams, Landel* und *Ferry* die nachfolgende Beziehung, wobei ε_0 die Dehnung bei der Referenztemperatur T_0 und die ε die Dehnung bei der erhöhten Temperatur T darstellt [WLF55].

$$\varepsilon_0(T_0, t) = \varepsilon\left(T, \frac{t}{a_T}\right) \tag{2-5}$$

Eine Weiterentwicklung ist die Stepped Isothermal Method (SIM), welche über einen gestuften Versuchslauf mit einer einzigen Probe arbeitet. Damit wird der experimentelle Aufwand deutlich reduziert. Neben dem eigentlichen Testlauf ist jedoch ein Referenzlauf ohne signifikante Last auf die Probe durchzuführen, um den Einfluss der Wärmedehnung zu messen und im Testlauf zu korrigieren. Die Methode wurde ursprünglich für Materialien und Bauteile in den Bauwissenschaften entwickelt und von *Achereiner et al.* auf ein Polypropylen (PP) unter Zugbeanspruchung angewendet [AE+13]. Die Methode wurde ausführlich diskutiert und für PP unter Zugbeanspruchung verifiziert. *Pilz et al.* demonstrierten die Anwendung der Methode an einem High Density Polyethylen (HDPE).

In der Bewertung der Langzeitbeständigkeit sind neben den Faktoren der Zeit, Belastungshöhe und Temperatur auch die Umgebungsbedingungen von hoher Relevanz. In der Praxis liegen häufig Anwendungsfälle vor, in welchen Umgebungseinflüsse die mechanische Belastung überlagern. Zu diesen Umgebungseinflüssen zählen Feuchtigkeit oder die Anwesenheit von aggressiven oder quellenden Medien. Bei der Bewertung der Langzeitbeständigkeit des Kunststoffes ist zwischen der Medienbeständigkeit und der Spannungsrissbeständigkeit unter Medieneinfluss und anliegender Spannung zu differenzieren. Ein allgemeiner Zusammenhang zwischen den zwei Eigenschaften gilt nicht, sodass ein chemisch beständiger Kunststoff eine Empfindlichkeit gegenüber Spannungsrissbildung aufweisen kann. [GrS15, FrS17]

Für die Prüfung der Kunststoffe auf chemische Beständigkeit, Alterung und die Spannungsrissbeständigkeit existieren genormte und branchenspezifische, nicht genormte Prüfverfahren. Für thermoplastische Materialien ist die DIN EN ISO 22088 gültig, welche verschiedene Bewertungsverfahren wie den Zeitstandbruchversuch unter Umgebungsmedien nennt [DIN06]. Die DIN EN ISO 175 beschreibt die Bewertung der Eigenschaften nach Einlagerung in flüssigen Chemikalien auf Basis von optischen Merkmalen, der Masse und der Maße des eingelagerten Prüfkörpers [DIN11]. Die Norm ist für alle Kunststoffe, mit Ausnahme von Schaumstoffen, gültig. Aufgrund von der weitmaschigen Vernetzung ist das Quellverhalten von besonderer Bedeutung für Elastomere, während Duroplaste sich im Allgemeinen durch eine hohe Quellbeständigkeit auszeichnen. Mit zunehmender Quellung degradieren Eigenschaften, wie die Steifigkeit, die Festigkeit und die Härte. Das Verhalten ist abhängig vom Vernetzungsgrad sowie von Füllstoffen und Additiven. Der längere Kontakt mit Lösungsmitteln kann zudem durch die Extraktion von Weichmachern zur Versprödung, einer Reduktion der Kälteflexibilität und einer höheren Härte führen. [FrS17, Abt19]

2.1.2.4 Modellierung des hyperelastischen Materialverhaltens

Die Modellierung der Materialeigenschaften von Elastomeren für die Simulation mit der Finite Elemente Methode (FEM) ist abhängig vom simulierten Anwendungsfall. Bei der Auswahl eines Materialmodells sind daher stets die Gültigkeitsgrenzen zu beachten. Die Finite Elemente (FE) Simulation von Elastomeren unter kurzzeitigen quasi-statischen Beanspruchungen wird über die Nutzung von hyperelastischen Materialmodellen durchgeführt. Die Materialmodelle können in der Regel nichtlinear-elastisches, inkompressibles Materialverhalten abbilden [SSK18]. Eine Linearisierung des nichtlinearen Verformungsverhaltens zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens über den E-Modul ist im Allgemeinen nicht zielführend. Die Modellierung des hyperelastischen Verformungsverhaltens basierend auf der Formänderungsenergiedichte W zeigt hingegen eine gute Modellierungsgüte [Tre75, Moh91]. Dazu wird die Formänderungsenergiedichte über die Verzerrungsgrößen, die Invarianten des Cauchy-Green-Tensors, angegeben. Aus den Veröffentlichungen von *Mooney* [Moo40], *Rivlin* [Riv48a, Riv48b, Riv48c, Riv48d] und *Green* [GrZ68, GrA70] geht folgende Formulierung der Formänderungsenergiedichte mit den Materialparametern c_{ij}, dem Polynomordnungsgrad N in den Invarianten I_1, I_2 des Cauchy-Green-Tensors hervor:

$$W = \sum_{i+j}^{N} c_{ij}\,(I_1 - 3)^i\,(I_2 - 3)^j \tag{2-6}$$

Hiermit kann die Polynomfunktion des Mooney-Rivlin-Materialmodells entwickelt werden:

$$W = c_{10}(I_1 - 3) + c_{01}(I_2 - 3) \tag{2-7}$$

Das Mooney-Rivlin Materialmodell ist in der ingenieurmäßigen Praxis weit verbreitet und bildet Deformationszustände bis zu einer Dehnung von 100 % mit adäquater Genauigkeit ab [Moh91,

SSK18]. Das von *Yeoh* in [Yeo93] entwickelte Materialmodell mit einer nichtlinearen Formulierung der ersten Invariante I_1 ist in der Lage das elastomerspezifische Materialverhalten bei höheren Dehnungen abzubilden. Für die Formänderungsenergiedichte gilt die Formel (2-8):

$$W = c_{10}(I_1 - 3) + c_{20}(I_1 - 3)^2 + c_{30}(I_1 - 3)^3 \tag{2-8}$$

Weitere Formulierungen für hyperelastische Materialmodelle wurden unter anderem von *Ogden* [Ogd72] und *Kilian* [Kil81] entwickelt. Eine detailliertere Übersicht über hyperelastische Materialmodelle ist auch in [Moh91, Mis18] und [SSK18] gegeben.

2.1.2.5 Modellierung des viskoelastischen Materialverhaltens

Für die Simulation von zeitabhängigen Beanspruchungen ist die alleinige Verwendung der in Abschnitt 2.1.2.4 vorgestellten hyperelastischen Materialmodelle unzureichend. Zur Modellierung der viskoelastischen Eigenschaften von Elastomeren wurden verschiedene Ansätze entwickelt [Lam93, Sto99]. Eine Anwendung viskoelastischer Modelle in der Anwendung kommerzieller FEM-Software ist jedoch selten [SSK18]. Im Allgemeinen umfasst die Viskoelastizität die Kombination aus elastischem und viskosem Verhalten, welche über mechanische Ersatzmodelle bestehend aus Feder-, Dämpfer- und Reibungselementen modelliert werden kann. Für eine Übersicht und eine ausführliche Beschreibung der verschiedenen Modelle sei auf die Fachliteratur verwiesen [DHM22].

Eine Möglichkeit zur Modellierung der Viskoelastizität für numerische Simulationen ist die Materialparameter c_{ij} nicht konstant, sondern zeitabhängig zu definieren [SSK18], wie in Formel (2-9) dargestellt.

$$W = \sum_{i+j}^{N} c_{ij}(t)\ (I_1 - 3)^i\ (I_2 - 3)^j \tag{2-9}$$

Eine Zeitabhängigkeit der Materialparameter lässt sich zum Beispiel über die Anwendung von Prony-Reihen, mit dem Materialparameter c_{ij}^0 und den Parametern der Prony-Reihe g_i, λ_i beschreiben. Die Formulierung für die zeitabhängigen Materialparameter wird in Formel (2-10) dargestellt. Materialeffekte unter dynamischen Beanspruchungen, wie der *Payne*-Effekt (vgl. Abschnitt 2.1.2.2), lassen sich jedoch nicht jedoch nicht adäquat abbilden. [SSK18].

$$c_{ij}(t) = c_{ij}^0 \left\{ 1 - \sum_{i=1}^{N} g_i \left[1 - e^{\left(-\frac{1}{\lambda_i}\right)} \right] \right\} \tag{2-10}$$

Eine Herleitung der Prony-Reihe nach dem Schubmodul wird in [Pop17] gegeben. Analog dazu kann die Prony-Reihe für den Elastizitätsmodul gebildet werden, wie in [Nie17] ausführlich erläutert wird. Nachfolgend wird die mathematische Formulierung der Prony-Reihe für den Elastizitätsmodul vor-

gestellt, welche für diese Arbeit von Relevanz ist. Das zugehörige mechanische Ersatzmodell, welches aus parallel geschalteten Maxwell-Elementen zusammensetzt wird, ist in Abbildung 2.8 abgebildet.

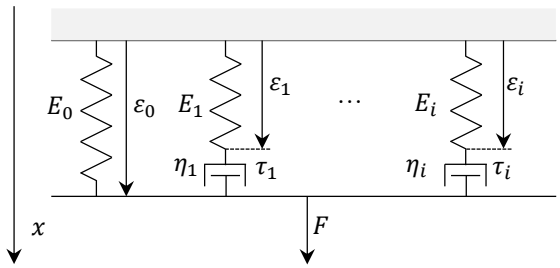

Abbildung 2.8: Mechanisches Ersatzmodell für die Prony-Reihe nach [Pop17]

Die Prony-Reihe ist in (2-11) dargestellt und bildet den zeitabhängigen E-Modul $E(t)$ über die Parallelschaltung der Maxwell-Elemente mit den Viskositäten η_i und den Relaxationszeiten τ_i ab.

$$E(t) = E_0 + \sum_{i=1}^{N_i} E_i \cdot e^{-\frac{t}{\tau_i}} \tag{2-11}$$

Die Gleichung (2-11) kann nun in den Frequenzbereich transformiert werden. Der komplexe Schubmodul ist dabei aus dem Speichermodul $E'(\omega)$ (2-12) und dem Verlustmodul $E''(\omega)$ (2-13) zusammengesetzt:

$$E'(\omega) = E_0 + \sum_{i=1}^{N_i} E_i \cdot \frac{\omega^2 \tau_i^2}{1 + \omega^2 \tau_i^2} \tag{2-12}$$

$$E''(\omega) = \sum_{i=1}^{N_i} E_i \cdot \frac{\omega \tau_i}{1 + \omega^2 \tau_i^2} \tag{2-13}$$

Die Parameterermittlung erfolgt über eine dynamisch-mechanische Analyse des zu charakterisierenden Materials und ein Parameterfitting der Prony-Parameter an den Messdaten. Ein mögliches methodisches Vorgehen für das Parameterfitting für Elastomere wird in [KS+17] erläutert.

2.1.2.6 Ermittlung von Materialparametern zur Materialmodellierung

Für die Ermittlung der Parameter zur Materialmodellierung ist es entscheidend, welche Effekte in der Simulation berücksichtigt werden sollen. Charakteristische Eigenschaften, wie der Mullins-Effekt oder viskoelastische Effekte (vgl. Abschnitt 2.1.2.2) sind daher bereits in der Prüftechnik zu berücksichtigen. Für die Modellierung der Hyperelastizität von Elastomeren werden Kurzzeit-Prüfungen durchgeführt. Eine Kalibrierung der Materialparameter über das Spannungs-Dehnungs-Verhalten aus uniaxialen Zugversuchen kann unter simulierten mehrachsigen Beanspruchungen zu einer

unzureichenden Modellgüte führen. Für eine hohe Modellierungsgenauigkeit werden daher zusätzlich äquibiaxiale Zugversuche durchführt. [VöH07, SSK18]

Abbildung 2.9 zeigt Elastomer-Prüfkörper zur Ermittlung der Parameter für eine umfassende Materialmodellierung. Der uniaxiale Zugversuch für Elastomere erfolgt nach DIN 53504 [DIN17]. Im Pure Shear-Versuch wird über die Einspannung an den langen Kanten eine Querdehnung unterbunden, wodurch trotz uniaxialer Belastung ein biaxialer Spannungszustand im Material erzeugt wird [SSK18]. Der Versuch wird in [MoN13] detailliert beschrieben. Ein äquibiaxialer Spannungszustand kann über eine Kreuzprobe mit biaxialer Verstreckung erzeugt werden. Ein möglicher Versuchsaufbau und der Einfluss der Probenform werden in [SeS14] ausführlich dargestellt.

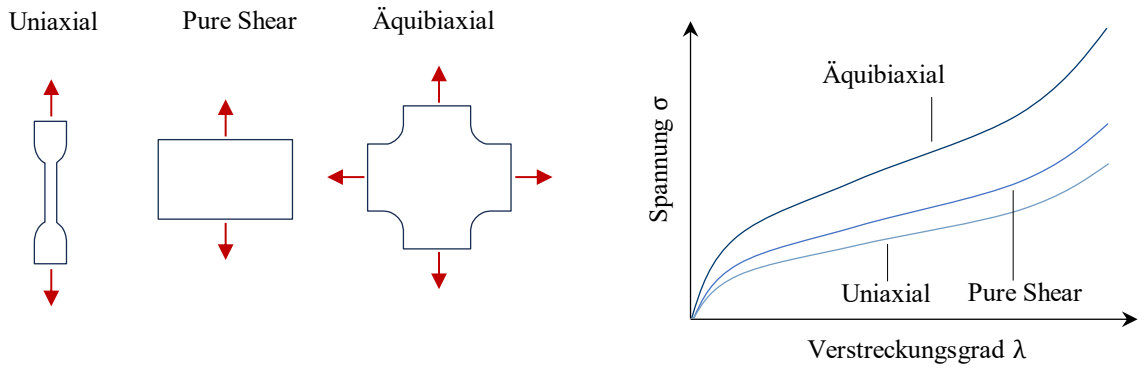

Abbildung 2.9: Schematische Darstellung von Elastomer-Prüfkörpern und ihrem hyperelastischen Spannungs-Verstreckungs-Verhalten nach [VöH07]

Die zugehörigen Spannungs-Verstreckungs-Verläufe über den Verstreckungsgrad λ sind im rechten Diagramm in Abbildung 2.9 dargestellt. Eine Abhängigkeit vom Beanspruchungszustand ist ersichtlich. *Vöhringer* entwickelte in [VöH07] eine Methode, welche den Beanspruchungszustand über die dimensionslose Kennzahl BZ abbildet. Dabei entspricht $BZ = 1$ einer reinen uniaxialen Zug- bzw. äquibiaxialen Druckbeanspruchung, während bei $BZ = -1$ eine äquibiaxiale Zug- bzw. uniaxiale Druckbeanspruchung vorliegt. Dazwischen können Mischbeanspruchungszustände vorliegen. [VöH07]

Für die Ermittlung der viskoelastischen Eigenschaften wird in der Regel eine dynamisch-mechanische Analyse durchgeführt. Hierbei können die mechanischen Materialeigenschaften in Abhängigkeit der Temperatur, der Zeit und der Belastungsgeschwindigkeit gemessen werden. Die Probenformen und die Versuchsrandbedingungen können je nach Anwendungsfall variieren. Für weitere theoretische Erläuterungen sei auf die anwendungsnahe Fachliteratur verwiesen [GrS15]. Ausführungen zu Verfahren der dynamisch-mechanischen Charakterisierung im Rahmen dieser Arbeit werden in Abschnitt 4.1.4 gegeben. Die entsprechenden Messergebnisse finden sich in Abschnitt 5.2.

2.2 Torsionsbeanspruchte Faserverbundstrukturen

Folgender Abschnitt stellt den Stand der Technik in Bezug auf torsionsbeanspruchte Faserverbundstrukturen vor. Aufgrund des hohen Leichtbaupotenzials eignen sich GFK- und CFK-basierte Torsionsrohre als Antriebswellen in gewichtskritischen Anwendungen. Eingesetzt werden FVK-Wellen unter anderem als Zwischenwellen in Windkraftanlagen [Var11, SM+17], im maritimen Bereich [Mar01], im Maschinen- und Anlagenbau [TiK14], als Antriebswellen in der Automobilindustrie [Pol99, KaL14] oder in der Luftfahrt [Kem13, Spi19]. Neben dem Leichtbaupotenzial bieten FVK aufgrund von einer hohen Korrosionsbeständigkeit und höheren biegekritischen Baulängen Vorteile gegenüber Stahl [Kle06]. Die Gestaltung und Auslegung der Strukturen ist abhängig vom Einsatzgebiet. Nachfolgend werden die grundlegenden Gestaltungsprinzipen für torsionsbeanspruchte Faserverbundstrukturen erläutert, wie sie im freien Wellenbereich von Antriebswellen eingesetzt werden.

2.2.1 Gestaltungsprinzipien

Aus konstruktiver Sicht ist eine Einteilung von Antriebswellen in den Lasteinleitungsbereich und den freien, torsionstragenden Wellenbereich sinnvoll. Im Produktentwicklungsprozess (PEP) erfolgt dabei zunächst die Auslegung des freien Wellenbereiches. Der Entwurf des Lasteinleitungskonzept schließt daran an. Kriterien zur Entwicklung des freien Wellenbereiches werden von *Spitzer* in [Spi19] wie folgt zusammengefasst:

1. Tragfähigkeit: Zu übertragendes Torsionsmoment T
2. Stabilitätsverhalten: Stabilitäts- oder festigkeitskritisches Torsionsmoment T_{krit}
3. Dynamisches Verhalten: Biegekritische Drehzahl n_k

In der Bauteilauslegung werden die drei Kriterien über die spezifische Gestaltung des FVK-Bereiches berücksichtigt. Die VDI-Richtlinie 2014 stellt hierzu zwei Grundkonzepte vor, welche in Abbildung 2.10 dargestellt werden [VDI93].

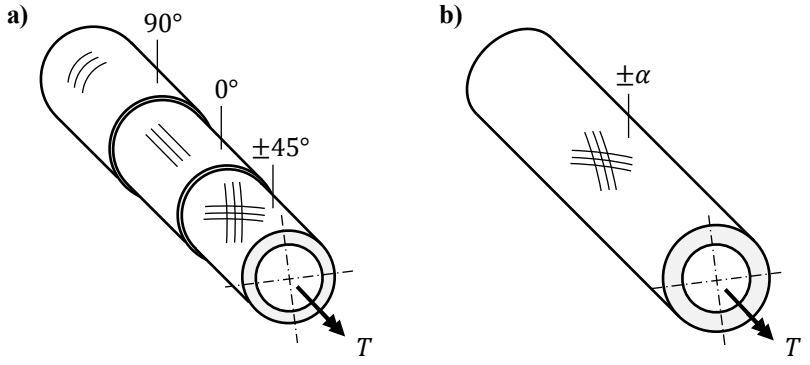

Abbildung 2.10: Gestaltungshinweise für dünnwandige Wellen als (a) Welle mit 0°/90°-Versteifung, (b) Welle mit $\pm\alpha$ – Faserwinkel nach [VDI93]

Die in Abbildung 2.10 (a) dargestellte, innere $\pm$ 45°-Schicht ist aufgrund von ihrer hohen Tragfähigkeit von Torsionslasten für Wellen und Drehstabfedern geeignet. Die anliegende Torsionslast führt zu Schubbeanspruchungen im Laminat, weshalb $\pm$ 45°-Aufbauten auch als Schublaminate bezeichnet werden. In dem schubbeanspruchten Laminat liegt für eine Schicht der günstige Spannungszustand von Zugbeanspruchungen in Faserlängsrichtung (σ_1^+) und Druckbeanspruchungen in Faserquerrichtung (σ_2^-) vor. Für die andere 45°-Schicht sind die Spannungsverhältnisse umgekehrt, wodurch die Schicht eine geringere Tragfähigkeit aufweist. Über die Optimierung der Schichtstärken lässt sich die Laminattragfähigkeit insbesondere für GFK-EP deutlich steigern. [Sch07]

Zur Erhöhung der kritischen Biegeeigenfrequenz bei rotierenden Bauteilen (biegekritische Drehzahl) werden 0°-Lagen eingesetzt (s. Abbildung 2.10 (a)), welche die Axialsteifigkeit der Komponente erhöhen. Alternativ kann ein ausgeglichener Winkelverbund (AWV) mit den Kreuzungswinkeln $\pm\alpha$ (s. Abbildung 2.10 (b)) gestaltet werden. Die Kreuzungswinkel liegen abhängig von der Wickeltechnik, der Faserart und den Anwendungsanforderungen bei 15° bis 30°. Die Forderung nach einem symmetrischen Schichtverbund ist dabei für kreisrunde Rohre nach VDI 2014 Blatt 2 nicht zwingend. Zur Versteifung des Querschnittes (Ringsteifigkeit bzw. Umfangssteifigkeit) werden 90°-Lagen (s. Abbildung 2.10 (a)) eingesetzt. Die Schicht sollte 10 % der Wandstärke betragen, während die torsionstragende $\pm$ 45°-Schicht 70 % und die versteifenden 0°-Lagen 20 % der Gesamtwandstärke des Hohlzylinders betragen sollten. [VDI93]

Schürmann beschreibt zudem eine Optimierung der Materialauslastung in torsionsbelasteten Rohren (s. Abbildung 2.11 (a)) über eine gezielte Beeinflussung des Faserwinkels α im AWV über den Radius r. Die Schiebung – bei homogenen, isotropen und orthotropen Materialien auch Schubspannung ($\tau_{\theta z}$) – ist linear abhängig vom Radius, sodass der innere Bereich der Zylinderform nicht ausgelastet wird (s. Abbildung 2.11 (b)). Eine radiusgesteuerte Anpassung des Schubmoduls (G_θ) über die Variation des Faserwinkels im Mehrschichtverbund (MSV) erlaubt eine über den Radius konstante Schubspannung (s. Abbildung 2.11 (c)). [Sch07]

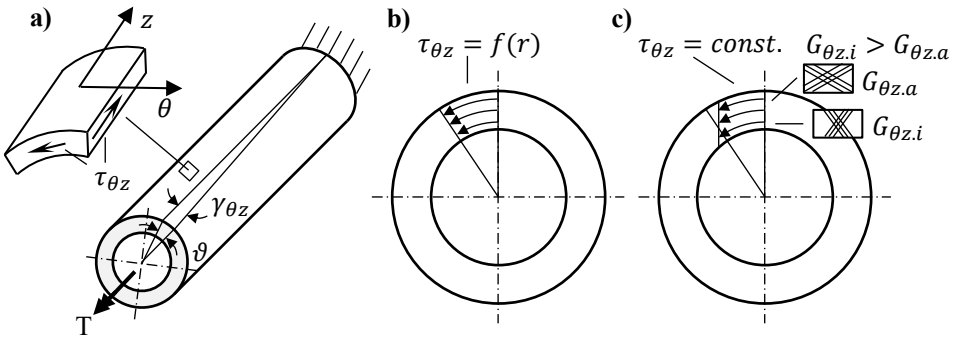

Abbildung 2.11: Spannungsverhältnisse am torsionsbelasteten Zylinder in Abhängigkeit des Radius und des Laminataufbaus nach [Sch07]

Der Schubmodul $G_{\theta z}(r)$ der einzelnen AWV in dem MSV verhält sich umgekehrt proportional zum Radius r, ausgehend von dem Innenradius r_i [Sch07]. Die Beziehung ist in Formel (2-14) dargestellt.

$$\frac{G_{\theta z}(r)}{G_{\theta z}(r_i)} = \frac{r_i}{r} \tag{2-14}$$

Über die Winkelvariation lässt sich die Komponente auf gegebene Anwendungsanforderungen hin anpassen. Nachfolgend werden grundlegende Auslegungskriterien für torsionsbeanspruchte und rotierende Faserverbundstrukturen beschrieben, wie sie in Zwischen- oder Antriebswellen Anwendung finden. Ein allgemeiner Ablaufplan zur Auslegung von Achsen und Wellen aus metallischen Materialien ist in [WJ+19] gegeben. Dieser beinhaltet die Prüfung auf Festigkeiten, Formänderung und kritischen Drehzahlen. Der Prozess zur Auslegung von Faserverbundbauteile umfasst ebenfalls die Betrachtung des Festigkeits-, Stabilitäts- und Biegeschwingungsverhalten [Spi19].

2.2.2 Festigkeits- und Stabilitätsverhalten

Die Auslegung von torsionsbeanspruchten Faserverbundstrukturen auf das maximal ertragbare Torsionsmoment T_{krit} wurde in der Vergangenheit vielfältig untersucht. Dabei ist zwischen Festigkeitsversagen und Stabilitätsversagen zu unterscheiden. Festigkeitsversagen liegt bei Überschreiten der Materialfestigkeit vor. Aus der Festigkeitslehre unter Anwendung der *1. Bredt'schen Formel* [WJ+19] berechnet sich das maximal ertragbare Moment T_{krit} eines Hohlzylinders mit der Wandstärke t und der Schubfestigkeit $R_{\theta z}$ nach Formel (2-15). Für den Radius r ist der mittlere Radius der Profillinie zu wählen [WJ+19].

$$T_{krit} = 2\pi \cdot r^2 \cdot t \cdot R_{\theta z} \tag{2-15}$$

Für Faserverbundbauteile mit schichtweisem Aufbau ist Anwendung der Materialschubfestigkeit $R_{\theta z}$ jedoch nicht zielführend. Die Ermittlung der Schubfestigkeit über einen Torsionsversuch würde einen individuellen Wert für die Bauteilkonstruktion mit dem gewähltem Lagenaufbau ergeben. Die Berechnung der globalen Bauteilschubfestigkeit $R_{\theta z}$ über die Festigkeitsanalyse der Einzellagen ist nach den Methoden von *Puck* und *Schürmann* möglich [Puc96, PuS98, Sch07].

Neben der Analyse der Material- und Bauteilfestigkeiten ist das Stabilitätsversagen in der Auslegung zu berücksichtigen. Das stabilitätskritische Torsionsmoment, welches ein Beulen der zylindrischen Struktur hervorruft, kann analytisch oder numerisch bestimmt werden. Dazu muss das Eigenwertproblem der Zylinderschale gelöst werden. *Kleschinski* beschreibt das Vorgehen für Faserverbundantriebswellen detailliert in [Kle06]. *Dickhut* vergleicht in [Dic13] eine semiempirische Näherungsbeziehung nach *Simitses* [Sim67] mit analytischen Modellen der Schalentheorie nach *Timoshenko* und *Gere* [TiG85], der Methode der Finiten Elemente und experimentellen Erkenntnissen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Näherungsbeziehung für eine Vorauslegung herangezogen werden kann, jedoch um einen Abminderungsfaktor erweitert werden sollte. Die Näherungsbeziehung nach *Simitses* ist in Formel (2-16) gegeben. Das stabilitätskritische Torsionsmoment T_{krit} berechnet sich in

Abhängigkeit der geometrischen Maße Länge l, Radius r und Zylinderwandstärke t, der Längssteifigkeit $\hat{E}_z$ und der Schalensteifigkeit $\hat{D}_\theta$. Zudem müssen für die Berechnung der Faktor für die Lagerbedingung k_I und der Abminderungsfaktor k_s berücksichtigt werden.

$$T_{krit} = k_I \cdot k_s \cdot \frac{2\pi^3}{12^{\frac{3}{8}}} \cdot \frac{r^{\frac{5}{4}} \cdot t^{\frac{3}{8}}}{l^{\frac{1}{2}}} \cdot \hat{E}_z^{\frac{3}{8}} \cdot \hat{D}_\theta^{\frac{5}{8}} \tag{2-16}$$

Die Anpassung der Gleichung nach [Sim67] erfolgte durch experimentelle Erkenntnisse. *Dickhut* gibt an, dass der Nachweis gegen Torsionsbeulen für eine dauerfeste Auslegung unter reduzierten Steifigkeiten vorzunehmen ist [Dic13].

Über die Lösung des linearen Eigenwertproblems der Zylinderschale kann neben der kritischen Last auch das Beulmuster berechnet werden [Kle06]. Das Beulmuster ist durch die Anzahl an Umfangswellen charakterisiert, welche sich durch die Deformation der Zylinderschale unter Torsion einstellt. Die Lösung des Stabilitätsproblems geht auf die Methoden der Elastostatik zurück. An dieser Stelle sei auf die Ausführungen in der Literatur verwiesen [Pfl75].

Die Beulverformung kann messtechnisch mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen (DMS), taktilen oder optischen Verfahren erfasst werden. *Dickhut* beschreibt in seiner Arbeit die Erfassung der Verformung über drei DMS zum experimentellen Nachweis der Existenz eines Vorbeulbereiches [Dic13]. Das Ergebnis für eine Welle mit zwei Umfangswellen wird schematisch in Abbildung 2.12 dargestellt.

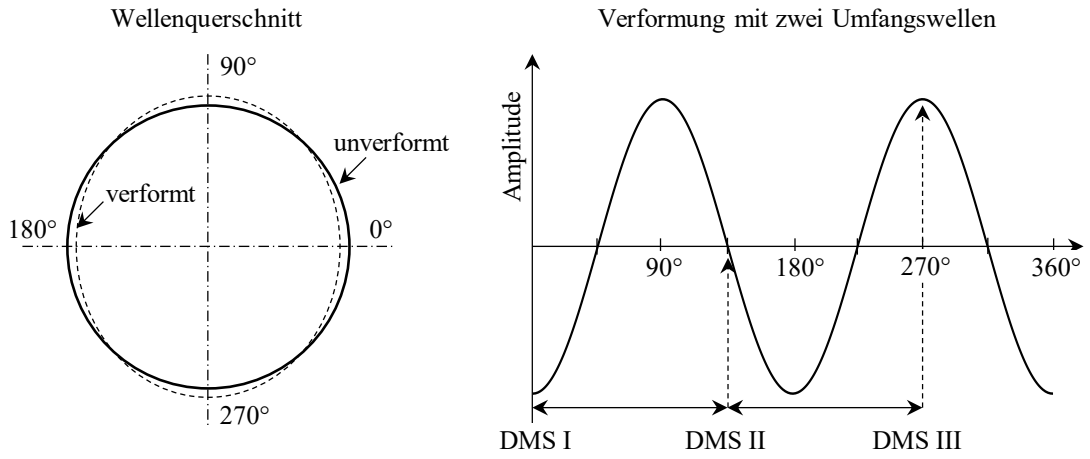

Abbildung 2.12: Messung des Vorbeulens in der Wellenmitte über drei DMS bei zwei Umfangswellen nach [Dic13]

Bei einer Umfangswellenzahl von $n = 1$ liegt keine Beuldeformation in der Zylinderschale vor. Unter Torsionslasten kann ein Ausknicken des Zylinders auftreten, bei welchem die Kreisringform erhalten bleibt, sich jedoch seitlich verschiebt. Die Zylinderachse knickt räumlich in Form einer Schraubenlinie aus. Diese Form des Stabilitätsproblems kann als Torsionsknicken bezeichnet und über die Stabknicktheorie behandelt werden. [Pfl75]

Eine optimale Materialausnutzung wird erreicht, wenn Festigkeits- und Stabilitätsversagen gleichzeitig auftreten. Das maximale Torsionsmoment für einen CFK-Hohlzylinder als AWV mit einem Faserwinkel von 15°, einem Innendurchmesser von 35 mm und einer Länge von 1.500 mm in Abhängigkeit von der Zylinderwandstärke wird in [Kle06] analysiert. Die exemplarische Darstellung findet sich in Abbildung 2.13. Dabei sind die Grenzkurven für das Festigkeits- und das Stabilitätsversagen aufgetragen, welche aus den Formeln (2-15) und (2-16) berechnet werden können.

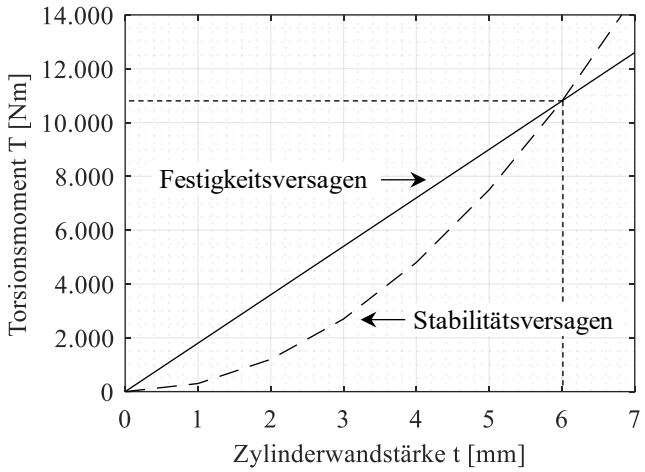

Abbildung 2.13: Schematische Darstellung des maximalen Torsionsmomentes - Grenzkurven für das Stabilitäts- und Festigkeitsversagen nach [Kle06]

2.2.3 Biegekritische Eigenfrequenz

Der Einsatz von FVK im Bereich der Antriebswellen ermöglicht, durch die hohe gewichtsspezifische Festigkeit und Steifigkeit der Materialklasse, die Reduktion der Bauteilmasse. Der Effekt hat insbesondere bei der ersten Biegeeigenfrequenz bzw. der biegekritischen Drehzahl Auswirkung auf die mögliche Bauteilgestaltung. Die erste Biegeeigenfrequenz ist die erste Eigenfrequenz, welche bei einem rotatorischen Hochbeschleunigen des Bauteils angeregt wird und für Biegeschwingungen sorgt. Resonanzeffekte durch Drehzahlen im Bereich der Biegeeigenfrequenz führen zu hoher Geräuschentwicklung oder zum Bauteilversagen. Auch Torsions- und Längsschwingungen können auftreten, welche jedoch aufgrund von den Dämpfungseigenschaften von FVK in der Praxis eine untergeordnete Rolle einnehmen [Dic13]. Aufgrund von der hohen Steifigkeit bei gleichzeitig geringer Dichte, lassen sich durch die Materialauswahl von CFK hohe Biegeeigenfrequenzen realisieren. Dies führt gleichzeitig dazu, dass bei gleichbleibendem Durchmesser eine höhere Wellenlänge realisiert werden kann. Dadurch können zweiteilige Stahl-Antriebswellen zum Teil durch eine Komponente substituiert werden, welche die Torsionsmomentübertragung über die gesamte Länge realisiert [Kle06]. Die Abhängigkeit der biegekritischen Drehzahl n_{krit} von der Geometrie (mittlerer Durchmesser d_m und Länge l) und der Materialauswahl und -gestaltung (Axialsteifigkeit E_z und Dichte ρ) ist in Formel (2-17) gegeben [Dic13].

$$n_{krit} = \frac{30\pi}{\sqrt{8}} \cdot \frac{d_m}{l^2} \cdot \sqrt{\frac{E_z}{\rho}} \tag{2-17}$$

Der Einfluss der Materialauswahl auf die erreichbare kritische Wellenlänge bei einer Drehzahl von $7.000\ min^{-1}$ ist in Abbildung 2.14 dargestellt. Bei gleichem Durchmesser lassen sich durch die Substitution von Stahl durch CFK deutlich höhere Wellenlängen erzielen. Durch die gezielte Beeinflussung der Axialsteifigkeit über den Laminataufbau lässt sich das Ergebnis beeinflussen.

Hierzu sei auf die Ausführungen in Abschnitt 2.2.1 verwiesen.

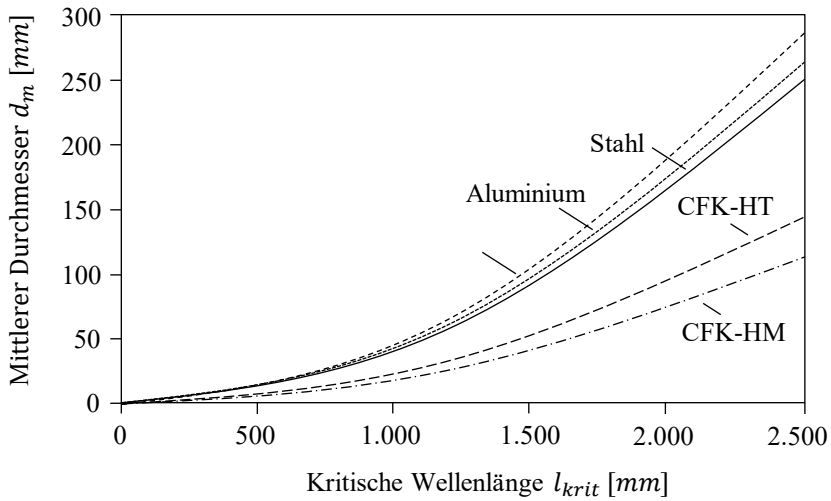

Abbildung 2.14: Einfluss der Materialauswahl auf die kritische Wellenlänge nach [Dic13]

2.3 Integration von schwingungsdämpfenden Komponenten

2.3.1 Einsatz von Kupplungssystemen

Im vorangehenden Abschnitt wurde die Problemstellung von Biegeschwingungen im Antriebsstrang behandelt. In Antriebssystemen sind jedoch auch Torsionsschwingungen vorherrschend, welchen über den Einsatz von drehnachgiebigen Kupplungen begegnet wird. Neben der Hauptfunktion der Torsionsmomentübertragung können Kupplungen wichtige Nebenfunktionen, wie den Ausgleich von radialen, axialen und winkligen Wellenverlagerungen, die Milderung und Dämpfung von Torsionsmomentstößen sowie gegebenenfalls Schaltfunktionen übernehmen [WJ+19]. Neben der Drehschwingungsreduktion zwischen An- und Abtrieb ist in der Auslegung des Gesamtsystems die Körperschallwirkungskette des schwingungsfähigen Systems zu betrachten. Unter Berücksichtigung einer Vielzahl an Einflussfaktoren ist eine Kompromisslösung aus Komponentenlebensdauer, vibroakustischen Eigenschaften und Wirtschaftlichkeit zu finden. Aktuelle Antriebsstrangsysteme im maritimen und industriellen Bereich bestehen aus doppelt kardanischen FVK-Zwischenwellen in Verbindung mit (hoch-) elastischen Kupplungen [VUL19]. Über das System aus einer Faserverbundantriebswelle und einer Elastomerkupplung werden hohe Verlagerungskapazitäten und eine reduzierte

Torsionssteifigkeit realisiert. Die Auslegung von Elastomerkupplungen erfolgt nach DIN 740 Teil 2 [DIN86]. Dabei sind insbesondere die folgenden Auslegungskennwerte von Relevanz:

- Wellenverlagerung für radialen (ΔK_r), axialen (ΔK_a) und winkligen (ΔK_w) Versatz
- Dauerhaft zu übertragendes Torsionsmoment (T_N)
- Periodische Wechseltorsionsmomente: Durchfahren von Resonanzbereichen (T_{max}), Dauerwechseltorsionsmomente (T_w), Dämpfungswärme (P_W)

Bezogen auf die verwendete Materialklasse der Elastomere gelten im Allgemeinen die in 2.1.2 dargestellten Materialcharakteristika, welche bei der Auslegung zu berücksichtigen sind. Aktuelle Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet befassen sich mit der modellhaften Abbildung der in 2.1.2 beschriebenen elastomerspezifischen Eigenschaften in Antriebssystemen [RJ+22, RJ+23]. Zur lebensdauerorientierten Auslegung von Elastomerkupplungen existieren zudem neuere Berechnungsansätze basierend auf nichtlinearer Schadensakkumulation, welche in Abschnitt 2.4 aufgegriffen werden [Spi12, Mis18].

2.3.2 Hybride Bauweisen in der Bauteilentwicklung

Die Entwicklung von Strukturkomponenten in hybrider Bauweise geht mit einer Vielzahl an möglichen Wechselwirkungen einher. Dabei ist die Art der Bauweise für die Bauteileigenschaften entscheidend. Es kann zwischen folgenden Kategorien differenziert werden. [Him14]

- Differenzialbauweise: Lösbare und austauschbare Zusammensetzung von Baugruppen
- Integralbauweise: Monolithische Strukturen mit Geometrieoptimierungen
- Integrierende Bauweise: Baugruppen aus austauschbaren Komponenten in Integralbauweise
- Verbundbauweise: Hybride Strukturen mit Multi-Material-Gestaltung
- Sandwichbauweise: Direktverbunde aus mehreren Materialien

Die Definitionen sind nicht klar voneinander abzugrenzen. In dieser Arbeit wird die unlösbare Direktverbindung zwischen zwei Materialklassen (FVK und Elastomer) als Hybridverbund bezeichnet. Diese hybride Bauweise bietet über eine optimale Ausnutzung von Materialpotenzialen und die Möglichkeit der Funktionsintegration (z.B. Dämpfung, Schlag- und Splitterschutz) erhebliche Vorteile. Nachteilig sind die höhere Komplexität in der Gestaltung der Lasteinleitung und die Stofftrennung am Ende der Produktlebensdauer. [Him14]

Der Einsatz von elastomeren Zwischenlagen in den Komponenten wurde in unterschiedlichen Anwendungsfeldern untersucht. Der Einsatz isolierender, elastischer Schichten aus Elastomeren kann beispielweise in konzentrisch angeordneten Rohrkörpern mit gegenläufiger Faserverstärkung erfolgen [Sch89]. Dies erlaubt es, hochbelastete Torsionsstrukturen mit einem geringen Gewicht, einer hohen Eigendämpfung und einer progressiven Federkennlinie für die Automobilindustrie zu entwi-

ckeln. Auch im Bereich der Getriebeanwendungen wurde der Einsatz von viskoelastischen Zwischenlagen untersucht. Über die Integration einer dünnen Schicht aus Polyurethan-Elastomer in einen metallischen Getriebeadapterring lassen sich Körperschallminderungsmaßnahmen durchführen [San16]. In Kombination mit FVK können Elastomerzwischenlagen eingesetzt werden, um die Widerstandsfähigkeit von Bauteilen gegenüber schlagartigen Belastungen zu erhöhen [SKK16]. Weiterhin eignen sich Elastomerzwischenlagen zur Optimierung des Vibrationsverhaltens von Karosseriebauteilen im Automobilbau [FF+17].

Hybridverbindungen aus FVK und Elastomeren werden in der Regel stofflich gefügt. In diesem Zusammenhang ist der Blick auf die Klebtechnologie sinnvoll. Kennwerte zur Bewertung der Verbundfestigkeit sind die Bruchdehnung und die Zugscherfestigkeit. Die Zugscherfestigkeit wird an Überlappungsklebungen nach DIN EN 1465 ermittelt [DIN09]. Klebstoffsysteme für technische Anwendungen reichen von elastischen PUR-Systemen mit Bruchdehnungen von $> 200\ \%$ und einer Zugscherfestigkeit von $8\ MPa$ bis zu Epoxidsystemen mit geringen Bruchdehnungen und hohen Zugscherfestigkeit bis $70\ MPa$ [DBF18]. Bei der Auslegung der Verbindung sollte die Spannungsübertragung weitestgehend über Schubspannungen erfolgen, wobei Normalspannungen und Schälzustände vermieden werden sollten [Him14]. Im optimalen Fall versagt eine Fügeverbindung im Substrat (Substratbruch). Ein Kohäsivbruch deutet die maximale Auslastung des Klebstoffes an. Ein Adhäsionsbruch zwischen dem zu fügenden Substrat und dem Klebstoff deutet darauf hin, dass die Fügeverbindung schwächer ist als das zu fügende Substrat. Detailliertere Ausführungen zur Auslegung von Klebeverbindungen finden sich in [Him14] und [DÖA18]. Alternativ zu Klebverbindungen sind direkte, stoffliche Fügeverfahren aus Elastomeren und Harzen Stand der Technik und beruhen zum Teil auf patentierten Verfahren [ZPS10, Neh20].

2.3.3 Funktionsintegration über FVK-Elastomer-Hybridbauweisen

Im Fokus dieser Arbeit steht eine torsionsbeanspruchte Struktur in Faserverbundkunststoff-Elastomer (FVK/E) - Hybridbauweise. Die spezifische Bauweise erlaubt eine Optimierung in den lasttragenden Faserverbundbereichen. Über die bauartbedingt hohe Torsionselastizität bildet die Struktur zudem integrativ Eigenschaften von elastischen Kupplungselementen ab. Mögliche Anwendungsgebiete sind Antriebs- und Zwischenwellen sowie Fahrwerks- und Torsionsfederbauteile. Aufgrund des komplexen Anforderungsprofils der Anwendung soll im Rahmen dieser Arbeit der Einsatz von FVK/E-Bauweisen in Antriebswellen untersucht werden. Der Aufbau (s. Abbildung 2.15) geht auf [PVP19] zurück und setzt sich in seinem Funktionsbereich (l_f) aus einer helixförmigen FVK-Außenwicklung (1), einer gegenläufigen FVK-Innenwicklung (3) und einer Zwischenlage aus einem technischen Elastomer (2) zusammen. Die Lasteinleitung erfolgt über die Lasteinleitungsbereiche (4), welche im Rahmen dieser Arbeit nicht detailliert betrachtet werden. Die Struktur im Funktionsbereich führt zu einer hohen Torsionselastizität und verfügt über eine axiale, radiale und winkelige

Versatzkapazität. Dies ermöglicht unter entsprechenden Auslegungsrahmenbedingungen die Integration der Eigenschaften von nachgiebigen, elastischen Wellenkupplungen. Weiterhin ermöglicht die Struktur eine Optimierung der Spannungsführung und damit eine höhere Materialauslastung. Über das lastgerechte Design lässt sich der Leichtbaugrad deutlich erhöhen. Das Prinzip wird im Rahmen dieser Arbeit als elastomerbasierte Dehnungsentkopplung bezeichnet und wurde in [PVP19] und [a03] beschrieben.

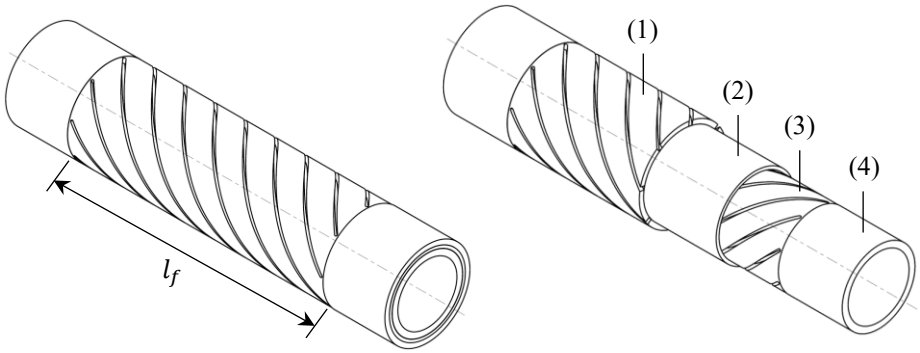

Abbildung 2.15: Funktionsprototypen in FVK/E-Hybridbauweise in isometrischer (a) und geschnittener Ansicht (b) nach [a06]

Die Spannungsführung ist in Abbildung 2.16 dargestellt. Über den Aufbau ist ersichtlich, dass das Komponentendesign eine Vorzugsdrehrichtung (Nennlastrichtung) hat, welche hier über das aufgeprägte Torsionsmoment T_N repräsentiert wird. In diesem Lastzustand wird die FVK-Außenwicklung auf Zug ($\sigma_{\parallel}^{+}$) entlang der Faserrichtung beansprucht, während die Innenwicklung den ungünstigen Spannungszustand von faserparallelen Druckspannungen ($\sigma_{\parallel}^{-}$) erfährt. Über die Ausgleichsspalten der Helixstruktur, welche als Dehnungsfugen fungieren, werden die einzelnen lasttragenden Stränge hinsichtlich der Dehnung quer zur Faserrichtung ($\varepsilon_{\perp}$) voneinander entkoppelt.

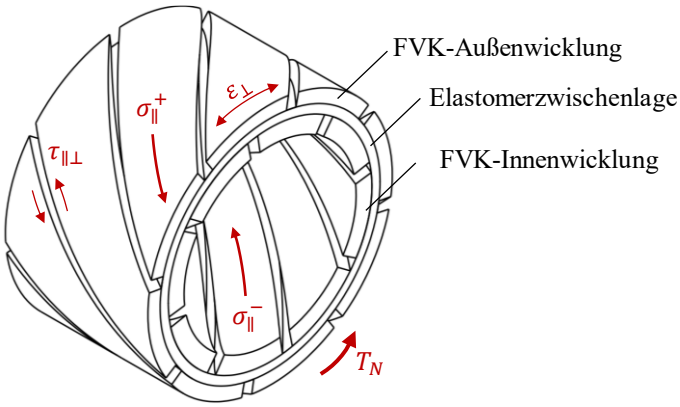

Abbildung 2.16: Spannungsführung in einem exemplarischen Segment im Funktionsbereich

Weiterhin wird die Schubspannung $\tau_{\parallel\perp}$ in der Mantelfläche reduziert. Somit lässt sich der Spannungszustand in den einzelnen FVK-Laststrängen auf eine nahezu uniaxiale Zugbeanspruchung der

Außenwicklung entlang der Faser orientieren. Aufgrund der Elastomerzwischenlage führen die Faserlängsdehnungen der Außenwicklung nicht zu Faserquerdehnungen in der Innenwicklung (Querdehnungsentkopplung). Die Elastomerzwischenlage ist adhäsiv mit den FVK-Bereichen verbunden und wird im Nennlastzustand mit Druck- und Schubspannungen beansprucht. Im Gegenlastzustand (Vorzeichenwechsel des aufgeprägten Momentes) liegen hauptsächlich Zug- und Schubspannungen vor. Die Elastomerzwischenlage ist im Betrieb mit dynamischen Schwingungsbeanspruchungen beaufschlagt und aufgrund von vergleichsweise hohen Dehnungen und Grenzschichtbeanspruchungen von hoher Relevanz für die Gewährleistung der Funktionsfähigkeit der Komponente. [PVP19, a03, a06]

2.4 Ermüdungs- und Schädigungsverhalten von Bauteilen

Bauteile sind im Betrieb in der Regel variablen Belastungen ausgesetzt. Vor dem Hintergrund von ressourceneffizientem und wirtschaftlichem Materialeinsatz ist eine möglichst präzise Vorhersage von auftretenden Belastungen und den Auswirkungen auf die Lebensdauer der Bauteile von hoher Relevanz. In diesem Abschnitt werden die Grundlagen der Betriebsfestigkeit zusammengefasst und der Stand der Forschung in Bezug auf Schädigungs- und Lebensdauermodelle analysiert. Aufgrund von der Relevanz für diese Arbeit werden dabei Arbeiten mit Bezug auf Elastomere fokussiert.

2.4.1 Betriebsfestigkeit

Der Begriff der Betriebsfestigkeit geht auf die Arbeiten von *Gaßner* zurück und beschreibt nach der ursprünglichen Definition das Festigkeitsverhalten unter zeitlich veränderlicher Belastungsamplitude [Gas39]. Die betriebsfeste Auslegung umfasst jedoch die ganzheitliche Betrachtung möglicher Belastungen im Betriebszustand eines Bauteils und inkludiert damit Überlastzustände (Beulen und Knicken sowie Missbrauchslasten), das Kriechverhalten von Bauteilen, Verschleiß und die mechanischen Schwingbelastungen [Son08]. Die Funktionstüchtigkeit des Bauteils darf dabei durch den Fortschritt der durch die anliegenden Belastungen initiierten Schadensmechanismen nicht beeinträchtigt werden. In der Bauteilauslegung sind daher anwendungsspezifische Ausfallkriterien zu definieren. Zur Präzisierung der Begrifflichkeiten sei angemerkt, dass mechanische Belastungen die äußeren Einwirkungen auf ein Bauteil oder Prüfkörper (Kräfte und Momente) darstellen, während mechanische Beanspruchungen die Wirkung innerer Kräfte im Material (Spannungen) bezeichnen. Zwischen den beiden Wirkungen liegt eine hohe Korrelation vor, da sich Spannungen infolge der äußeren mechanischen Belastung ausbilden.

Abbildung 2.17 zeigt die Klassifizierung schwingender Belastungen. Die maximal ertragbare Schwingspielzahl eines Bauteils unter einer konstanten Lastamplitude σ_a wird über Wöhlerlinien dargestellt. Dabei kann in die drei Bereiche Kurzzeitfestigkeit (bis $5 \cdot 10^4$ Lastspiele), Zeitfestigkeit

(bis $2 \cdot 10^6$ Lastspiele) und Dauerfestigkeit (über $2 \cdot 10^6$ Lastspiele) unterteilt werden. Forschungsarbeiten im Bereich der Metalle zeigen jedoch, dass ein Dauerfestigkeitsbereich, ab welchem kein Bauteilversagen mehr zu erwarten ist, nicht existiert [MBB03, Son07]. Auch im Bereich der Kunststoffe existiert eine Vielzahl an Forschungsarbeiten, welche das Vorhandensein einer Dauerfestigkeit widerlegen. Ermüdungsversuche an FVK im Bereich sehr hoher Zyklen (engl.: very high cycle fatigue – VHCF) zeigten, dass versagensrelevante Schädigungen auch nach über 10^9 Lastspielen eintreten. Versuchsreihen hierzu wurden an unidirektionalem GFK [FW+17] und an multidirektionalem CFK [BaB18, WBB19] durchgeführt.

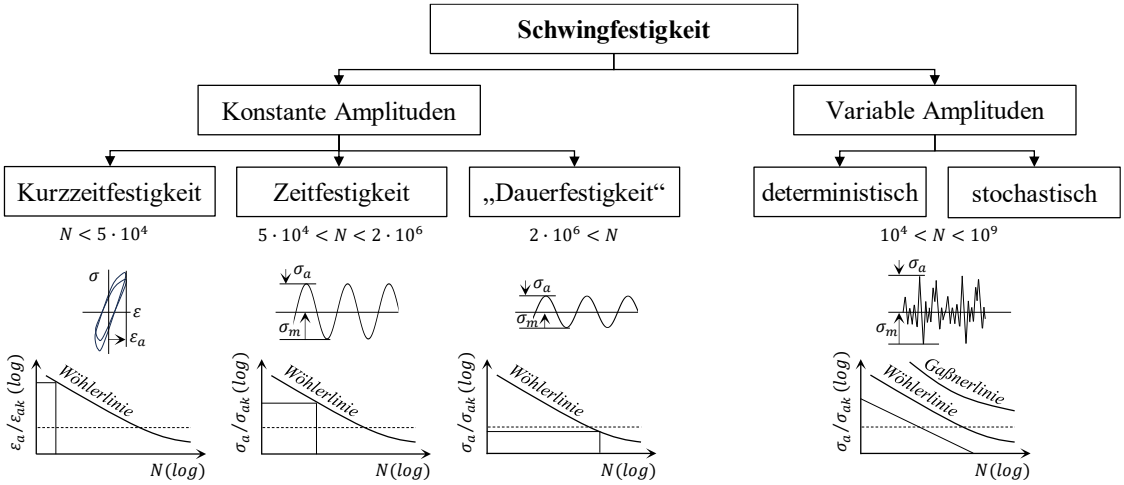

Abbildung 2.17: Klassifizierung der Schwingfestigkeit nach [Son08]

In einigen Anwendungen, wie Strukturbauteilen in Windkraftanalagen ist die Absicherung der Lebensdauer im VHCF-Bereich wichtig, aufgrund von hohen Prüfzeiten jedoch kaum technisch umsetzbar. Die Weiterentwicklung von Hochfrequenzprüfverfahren und geeigneten Prognosemodellen für den VHCF-Bereich ist daher von hoher Relevanz [Hül21].

In der Praxis treten in der Regel Belastungen mit variabler Amplitude auf, wobei zwischen deterministischen oder stochastischen Schwingbelastungen differenziert werden kann. Während bei konstanten Amplituden Wöhlerkurven zur Darstellung der maximal ertragbaren Schwingspiele in Abhängigkeit der Beanspruchungen ermittelt werden, wird die Darstellungsform bei variablen Amplituden als Gaßnerlinie bezeichnet (s. Abbildung 2.17). Für die Ermittlung von Gaßnerlinien ist die Kenntnis über das Lastkollektiv, also der Häufigkeitsverteilung der Beanspruchungen, erforderlich [Son08]. Zudem sind für den Betriebsfestigkeitsnachweis von Bauteilen alle relevanten Einflussfaktoren, wie die Bauteilgestalt, Vorverformungen und Vorschädigungen zu berücksichtigen [WJ+19, Son08]. Während in einer dauerfesten Bauteilauslegung keine Spannungen vor dem Knickpunkt (Dauerfestigkeit) der Wöhlerlinie zugelassen werden, ist dies im Sinne einer betriebsfesten Bauteilbemessung für eine begrenzte Anzahl an Kollektivmaxima berücksichtigt [Son08]. Die Häufigkeitsverteilung kann über entsprechende Zählverfahren, wie dem Rainflow-Verfahren, aus Reallastkol-

lektiven abgeleitet werden [GöE22]. Gängige Algorithmen arbeiten als zweiparametrische Zählverfahren, wie das HCM-Verfahren nach *Clormann* und *Seeger*, welche die jeweiligen Ober- und Unterspannungen erfassen [ChS86].

2.4.2 Analyse der Betriebsfestigkeit über den Beanspruchungszustand

Für den Betriebsfestigkeitsnachweis metallischer Bauteile existiert die Richtlinie zum rechnerischen Festigkeitsnachweis von Maschinenbauteilen des Forschungskuratoriums Maschinenbau (FKM). Die beschriebenen Berechnungsverfahren basieren auf drei möglichen Konzepten: dem Nennspannungskonzept, dem örtlichen Konzept und dem bruchmechanischen Konzept [WME21]. Im Bereich der metallischen Materialien basiert das Nennspannungskonzept auf der Beanspruchungsgröße der Nennspannung oder auf örtlichen Spannungen unter der Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens. Ein signifikanter Unterschied beim örtlichen Konzept (auch: Kerbgrundkonzept) bildet die Berücksichtigung elastisch-plastischer örtlicher Beanspruchungen. Das Konzept ist nicht mit dem Nennspannungskonzept auf Basis von örtlichen Spannungen zu verwechseln [WME21, GöE22]. Das bruchmechanische Konzept berücksichtigt die Theorie der Restlebensdauerabschätzung von defektbehafteten Bauteilen. Konzepte zur Betriebsfestigkeitsanalyse von Kunststoffbauteile im Bereich der Elastomere werden von *Stommel* diskutiert [Sto99]. In experimentellen Versuchsreihen werden Material-Wöhlerlinien erstellt, welche für die Anwendung des Wöhlerkurvenkonzeptes auf die örtliche Materialbeanspruchung angewendet werden. Die Anwendung Wöhlerkurven aus uniaxialen Materialermüdungsprüfungen auf den mehrachsigen Spannungszustand im Bauteil zeigt nach *Stommel* eine befriedigende Lebensdauerberechnung [Sto99]. In einer Vielzahl an Arbeiten wurden ebenfalls uniaxiale, hantelförmige Prüfkörper zur Lebensdaueruntersuchung von Elastomeren genutzt [AN+10, SZ+15, PM+18, GF+21].

Die Wahl der schädigungsrelevanten Beanspruchung ist von hoher Bedeutung für das Berechnungs- bzw. Simulationsergebnis von Betriebsfestigkeitsanalysen. Die Spannung lässt sich im Allgemeinen nicht durch einen einzelnen Spannungswert beschrieben, sondern erfordert die Anwendung von Spannungstensoren [WME21]. Für den Vergleich zwischen der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit des Materials sind jedoch eindimensionale Vergleichswerte zu bilden, welche über Festigkeitshypothesen aus dem Spannungs- oder Dehnungstensor bestimmt werden. Ein Überblick über die Anwendung von Festigkeitshypothesen zur Lebensdaueruntersuchung von Elastomerbauteile wird von *Flamm*, *Steinweger* und *Weltin* [FSW03] und von *Mistler* [Mis18] gegeben. So kann die maximale Hauptnormaldehnung, die maximale Hauptnormalspannung, die Vergleichsspannung nach von Mises oder die Formänderungsenergiedichte in der Hauptbeanspruchungsrichtung gewählt werden. Die Wahl der Festigkeitshypothese ist abhängig von dem jeweiligen Anwendungsfall, sodass keine allgemeingültige Aussage über eine Prognosegüte in Abhängigkeit der gewählten Hypothese gegeben werden kann. [Mis18]

2.4.3 Schadensakkumulationsmodelle

Das Prinzip der Schadensakkumulation beschreibt die Akkumulation einzelner Teilschädigungen, welche durch unterschiedliche Beanspruchungsamplituden hervorgerufen werden. Mithilfe dieser Methode ist es möglich den Schädigungszustand eines Bauteils bei unterschiedlichen Betriebszuständen (variable Beanspruchungen) zu berechnen, während das Wöhlerkurvenkonzept lediglich für einstufige Beanspruchungen gilt. Das Schadensakkumulationsprinzip geht auf die Arbeiten von *Miner* in [Min45] zurück und berechnet einen Teilschädigungsgrad D_i aus den Lastwechseln n_i und der auf diesem Beanspruchungsniveau maximal ertragbaren Lastwechselzahl N_{fi} für M Laststufen (s. Formel (2-18)). Der Schädigungsgrad ist mit einer anwendungsgerechten Definition eines Ausfallkriteriums ($D = 1$) verbunden. [WME21, GöE22]

$$D_i = \sum_{i=1}^{M} \frac{n_i}{N_{fi}} \tag{2-18}$$

Abbildung 2.18 zeigt das Prinzip der linearen Schadensakkumulation in schematischer Weise. Aufgrund von Schwächen in der Anwendung des Ansatzes von *Miner* wurde die Methode vielfach modifiziert. Die originale *Miner*-Hypothese (s. Abbildung 2.18 (1)) ist nur für Beanspruchungen oberhalb des sogenannten Dauerfestigkeitsbereich (s. Abbildung 2.18 (III)) für den Kurzzeit (I) - und Zeitfestigkeitsbereich (II) gültig. Beanspruchungen im Dauerfestigkeitsbereich können über Modifikationen, die den Zeitfestigkeitsbereich (II) extrapolieren, berücksichtigt werden. Hier zu nennen sind insbesondere die Modifikation nach *Zenner* und *Liu* [ZeL92] (s. Abbildung 2.18 (2)) sowie *Haibach* [Hai70, Hai06] (s. Abbildung 2.18 (4)). Eine ausführliche Übersicht zu den Modifikationen der linearen Schadensakkumulation findet sich in [RaV07] und [HEZ13].

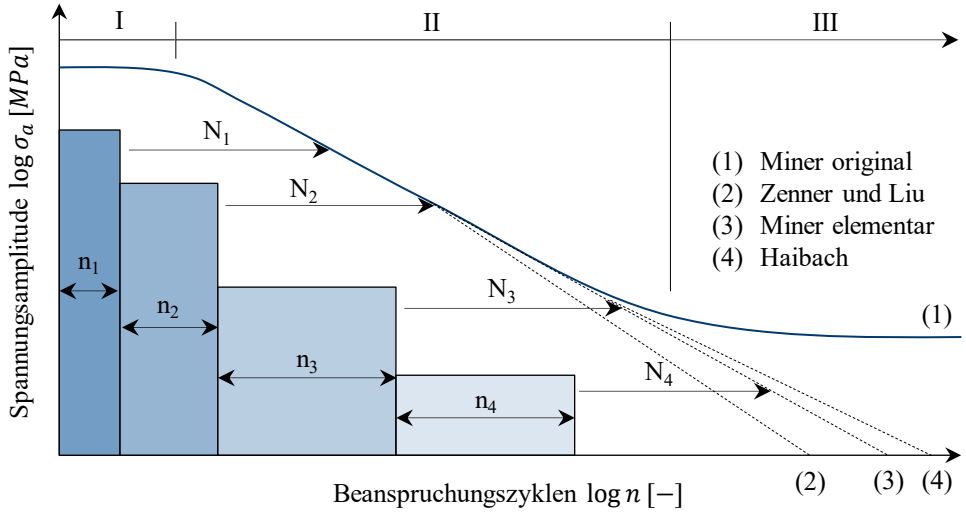

Abbildung 2.18: Prinzip der linearen Schadensakkumulation nach [RaV07] und [HEZ13]

Die lineare Schadensakkumulation weist in Bezug auf die Bauteillebensdauerberechnung Ungenauigkeiten auf, welche von *Mistler* in [Mis18] zusammengefasst werden. Von besonderer Bedeutung

ist hier bei der Reihenfolgeneinfluss der Beanspruchungsamplitude und der damit verbundenen Vorschädigung des Materials und des analysierten Bauteils. Trotz der bekannten Ungenauigkeiten findet die Methode in der heutigen Praxis häufig Anwendung [HEZ13, GöE22]. Um den realitätsnäheren, nichtlinearen Fortschritt der Schädigung abzubilden, existieren verschiedene nichtlineare Schadensakkumulationsmodelle (nlSAM). Eine frühe Form der nichtlinearen Modelle beschreibt die Nichtlinearität des Schädigungsfortschrittes, welcher für ein Spannungsniveau hervorgerufen wird, mit dem Material- bzw. Schädigungsexponenten χ_i [MaS54]. Die Berechnung für ein Spannungsniveau wird in Formel (2-19) dargestellt.

$$D_i = \left(\frac{n_i}{N_{fi}}\right)^{\chi_i} \tag{2-19}$$

Für die Beschreibung weiterer Modifikationen der Methode sei auf die Arbeit von *Siemon* und *Mistler* verwiesen [Sie06, Mis18]. Für diese Arbeit ist der Ansatz von *Spitz* relevant, in welchem ein nichtlineares Schadensakkumulationsmodell für dynamisch beanspruchte Elastomerbauteile entwickelt wurde [Spi12]. Das Modell berechnet den Schädigungsgrad D_N nach N Schädigungsanteilen in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgröße B_i. Die Berechnung erfolgt nach Formel (2-20).

$$D_N = A \cdot \sum_{i=1}^{N} e^{b \cdot B_i \cdot (D_{i-1}+1)^c} \tag{2-20}$$

Die Modellkalibrierung der Parameter A, b und c erfolgt an experimentell ermittelten Schädigungsverläufen. Das kalibrierte Modell ist anschließend in der Lage beliebige Belastungen und Belastungsreihenfolgen zu prognostizieren. Abbildung 2.19 zeigt exemplarisch die Anwendung des Modells auf zwei gemessene Schädigungsverläufe.

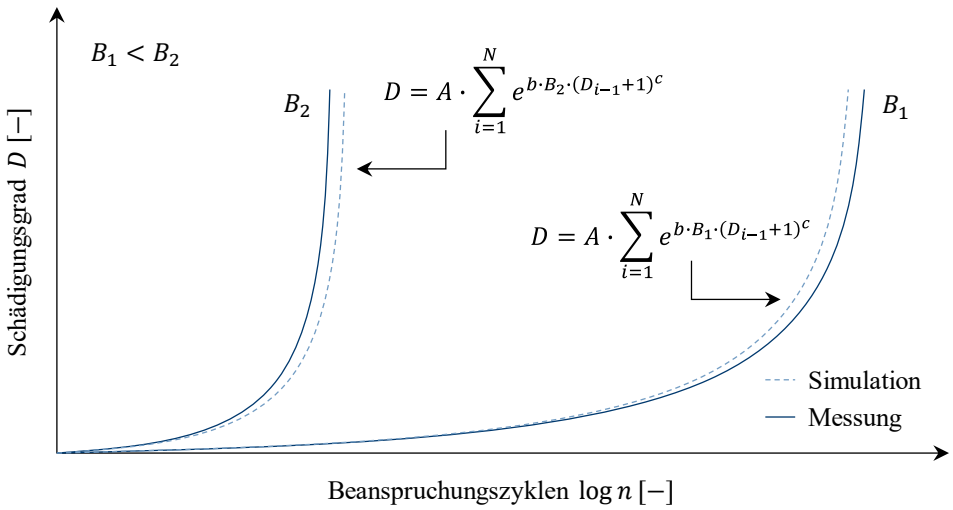

Abbildung 2.19: Exemplarische Darstellung der gemessenen und simulierten Schädigungsverläufe nach [Spi12]

Der Schädigungsgrad bezieht sich hierbei auf die schädigungsinduzierte Reduktion der dynamischen Bauteilsteifigkeit $c_{T,dyn}$. Das Ausfallkriterium ist die Degradation der Steifigkeit um 20 %. Damit erfolgt die Berechnung eines Schädigungsgrades D nach Formel (2-21).

$$D = \frac{c_{T,dyn,ref} - c_{T,dyn}}{0{,}2 \cdot c_{T,dyn,ref}} \tag{2-21}$$

Die Methode wurde von *Mistler* um den Temperatureinfluss erweitert und in ein elementbasiertes, beanspruchungsabhängiges Berechnungsmodell auf Basis der FEM überführt [Mis18]. Eine anwendungsnahe Validierung des Modells an Elastomerkupplungen erfolgte in den Forschungsbeiträgen von *Rocker* [RS+19, RS+20]. Die Modifizierung der Modellformulierung erlaubt eine Übertragbarkeit auf andere Materialien. Eine Studie an endlosfaserverstärkten Polyurethanen zeigt eine hohe Modellgüte [RS+21].

3 Forschungsansatz

In Kapitel 2 wird der Stand der Forschung und Technik zusammengefasst. Die Ausführungen beinhalten materialtechnische Grundlagen sowie den Stand der Technik in Bezug auf den Produktentwicklungsprozess von torsionsbeanspruchten Leichtbaustrukturen und Methoden zur Betriebsfestigkeitsanalyse. In dieser Arbeit wird eine neuartige torsionsbeanspruchte Komponente in Faserverbundkunststoff-Elastomer (FVK/E) - Hybridbauweise behandelt, welche über die Nutzung von konstruktiven und materialtechnischen Maßnahmen ein erhebliches Leichtbaupotenzial verspricht. In Kapitel 2 wird dargelegt, dass sich aktuelle Forschungsarbeiten in Bezug auf FVK-Antriebswellen schwerpunktmäßig sowohl mit der Auslegung des freien Wellenbereiches als auch mit Einspannkonzepten befassen. In der Entwicklung von neuartigen FVK/E-Hybridbauteilen ist die Auslegung des freien, torsionstragenden Wellenbereiches eine Herausforderung, welche in dieser Arbeit fokussiert wird. Folgendes Fazit wird aus dem Stand der Technik gezogen:

Faserverbundkunststoffe bieten aufgrund der Faserverstärkung hohe Steifigkeiten und Festigkeiten bei einer niedrigen Dichte. Diese Eigenschaft erlaubt eine materialseitige Gewichtsoptimierung von Leichtbaukomponenten. Bei endlosfaserverstärkten Strukturen ist eine Vielzahl der Material- und Bauteileigenschaften stark faserdominiert. Die Beschreibung der anisotropen Eigenschaften und die Vorhersage von Schädigungsmechanismen gestaltet sich als komplex. Auch die Beschreibung der Materialeigenschaften der Elastomere, also der Gruppe der weitmaschig vernetzten Kunststoffe, stellt die Produktentwicklung vor Herausforderungen. In der Auslegung von Elastomerbauteilen sind die Nichtlinearität des Verformungsverhaltens, viskoelastische Effekte und das Ermüdungsverhalten zu berücksichtigen. Die Analyse der Eigenschaften ist mit aufwändigen und kostenintensiven Prüfungen verbunden. In der Bauteilauslegung von Faserverbundantriebswellen und in der Auslegung von Elastomerkupplungen gibt es bereits etablierte Entwicklungsrichtlinien, welche die Betriebsfestigkeitsberechnung ermöglichen. Eine hybride Bauweise zur Funktionsintegration der beiden Komponenten erfordert die Definition und Festlegung neuer Entwicklungsprozesse, welche das Eigenschaftsprofil beider Materialklassen und die Produktanforderungen berücksichtigen. Untersuchungen haben gezeigt, dass die Elastomerzwischenlage einen bedeutenden Einfluss auf das Bauteilverhalten hat. Daher soll in dieser Forschungsarbeit die Analyse der Elastomerzwischenlage im Fokus stehen. Dabei gliedert sich die Arbeit in drei Hauptkapitel.

Charakterisierung der Materialeigenschaften

Die Auswahl des Elastomers ist, insbesondere in Hinblick auf die thermo-mechanischen Eigenschaften, von hoher Bedeutung für das Eigenschaftsprofil des Bauteils. Folgende Forschungsfrage dient als Leitfrage für Kapitel 5:

Wie lassen sich potenziell geeignete Elastomere für den Einsatz als Dehnungsentkopplungsschicht in der frühen Phase der Produktentwicklung anwendungsgerecht und effizient charakterisieren?

Ziel des ersten Teils der Arbeit ist es, materialspezifische Charakteristika experimentell zu erfassen, um die Ergebnisse bei einer Materialauswahl und bei der Modellierung der Materialeigenschaften in Simulationsmodellen zu berücksichtigen. Der Fokus liegt auf dem Kriech-, Dynamik- und Ermüdungsverhalten.

Analyse des Bauteilverhaltens

Die Anwendung von Ausfallkriterien, die aus der Auslegung von FVK-Antriebswellen und Elastomerkupplungen bekannt sind, ist für Bauteile in FVK/E-Hybridbauweise nicht ohne Weiteres gültig. Die Leitfrage in Kapitel 6 wird wie folgt formuliert:

Welche Effekte sind in FVK/E-Hybridbauteilen von dominierender Bedeutung für das Ausfallverhalten und damit für eine betriebsfeste Bauteilauslegung?

Als bedeutende Auslegungsparameter für eine funktionale Kombination aus Faserverbundantriebswellen und elastischen Kupplungselementen werden die Torsionssteifigkeit, die stabilitätskritische Torsionslast und die für die biegekritische Drehzahl verantwortliche Biegeeigenfrequenz des Bauteils definiert. Zur Untersuchung der Parameter und von Ausfallkriterien erfolgen Versuchsaufbauten und die Entwicklung von Simulationsmodellen.

Strategien zur simulationsbasierten Bauteilanalyse

Die Analyse des Stands der Forschung zeigt, dass bereits Anwendungen von Schädigungsprogressionsmodellen für FVK und Elastomere existieren. In [Mis18] wurde der nichtlinearer Schadensakkumulationsansatz für Elastomere von [Spi12] erfolgreich elementbasiert auf Kupplungsbauteile angewendet. In dieser Arbeit soll der Fragestellung nachgegangen werden, wie eine Erfassung von Materialermüdungserscheinungen aus Materialprüfungen auf Bauteilebene übertragen werden können. Konkret lässt sich formulieren:

Wie lassen sie die Erkenntnisse aus der Material- und Bauteilcharakterisierung in einen simulationsgetriebenen Entwicklungsprozess integrieren, um Betriebsfestigkeitsanalysen in der frühen Phase der Produktentwicklung durchzuführen?

Der Fokus liegt hierbei auf der Elastomerzwischenlage, welche aufgrund der Dehnungsentkopplungswirkungen im Bauteil komplexeren Spannungszuständen ausgesetzt ist als die FVK-Bereiche.

Der Forschungsansatz beinhaltet eine Kopplung von Materialmodellen, Schadensakkumulationsmodellen sowie numerischen Struktur- und Modalanalysemodellen. Die in dieser Arbeit entwickelten Modelle sollen sich methodisch in den Produktentwicklungsprozess eingliedern, wie in Abbildung

3.1 gezeigt wird. Der Fokus liegt auf den der simulativen Implementierung von Materialdegradationseffekten (Ermüdungsschädigung) in die strukturmechanische und die strukturdynamische Analyse.

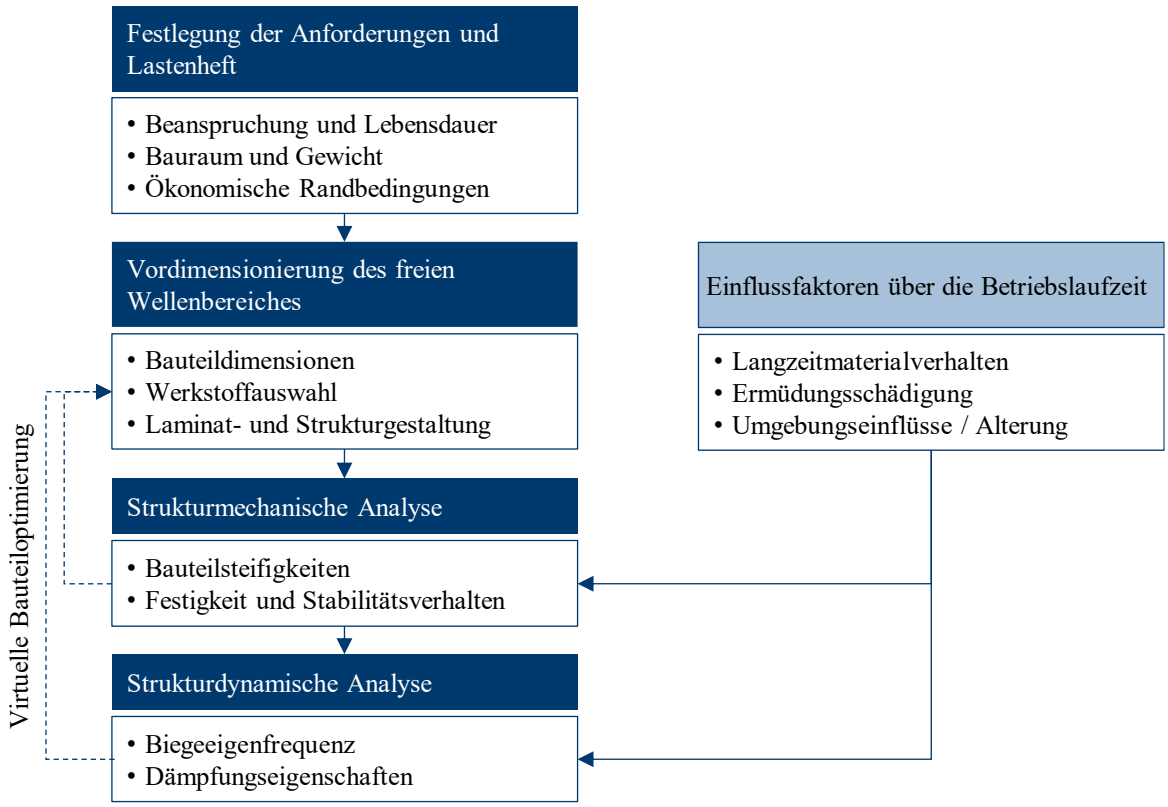

Abbildung 3.1: Methodisches Vorgehen zur Implementierung von Materialdegradationseffekten in die Bauteilauslegung von freien Wellenbereichen in FVK/E-Hybridbauweise

4 Methoden und Versuchsumgebung

In diesem Kapitel werden die Methoden und die Versuchsumgebung erläutert, die zur Erfassung der Material- und Bauteileigenschaften genutzt werden. Zunächst folgt eine Übersicht über verwendete Prüfkörper- und Prototypenbauteile sowie die verwendeten Materialien. In diesem Zusammenhang werden anschließend die zur Durchführung der Versuche entwickelten und genutzten Prüfstände und Messverfahren vorgestellt.

4.1 Materialprüfungen

4.1.1 Prüfkörpergeometrien

Die Materialcharakterisierung der Elastomere erfolgt in Zug- und in Druckbelastungsrichtung. Daher werden im Rahmen dieser Arbeit Zug-Druck-Prüfkörpergeometrien verwendet, welche das Elastomer zwischen zwei Stahlflanschen führen. Die Stahlflansche ermöglichen eine Aufnahme in der Prüfmaschine. Eine Übersicht über die beiden Prüfkörper ist in Abbildung 4.1 gegeben.

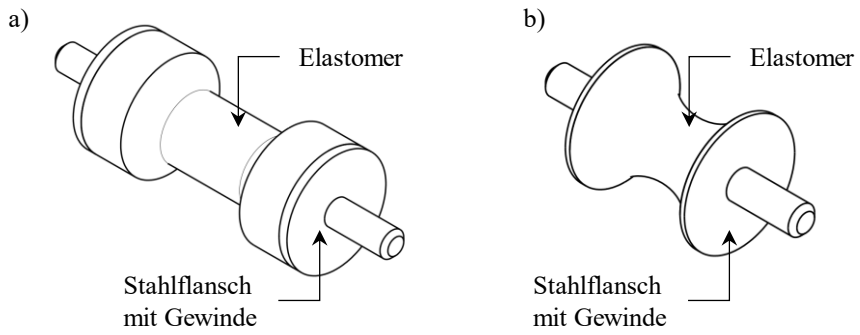

Abbildung 4.1: Materialprüfkörper für die dynamisch-mechanische Charakterisierung (a) und die Ermüdungsversuche (b)

Dabei eignet sich Prüfkörper (a) aufgrund des konstanten Querschnitts im mittleren Bereich für eine Ermittlung des wahren Spannungs-Dehnungs-Verhaltens mit optischen Messverfahren. Da der Prüfkörper unter hohen Drucklasten eine Knickgefahr bietet, wird für die Ermüdungsversuche der taillierte Prüfkörper (b) verwendet. Dieser bietet zudem die Eigenschaft, dass er die größte Spannung in dem zweidimensionalen Querschnitt der Prüfkörpermitte ausbildet, welche somit als maximale Spannungsebene für die Ermüdungsversuche definiert werden kann. Weitere Versuche, wie Druckkriechprüfungen oder Zugprüfungen, werden an einfachen zylindrischen bzw. normierten Prüfkörpergeometrien durchgeführt.

4.1.2 Materialauswahl

Im Rahmen dieser Arbeit werden sechs elastomere Materialien untersucht. Vernetzte elastomere Polyurethan-Heißgießsysteme sind aufgrund von guten Adhäsionseigenschaften eine vielversprechende Materialklasse für Elastomerzwischenlagen [a03]. Weiterhin wird ein vernetztes EPDM-basiertes Elastomer in Betrachtung gezogen, bei welchem eine geringe Kriechneigung zu erwarten ist. Zudem werden drei TPE in die Analyse einbezogen. Insbesondere vor dem Hintergrund einer prozesssicheren und wirtschaftlichen Verarbeitungstechnik und einer möglichen mechanischen Rezyklierbarkeit wird das Potenzial dieser Materialklasse evaluiert.

Tabelle 4.1: Untersuchte Auswahl an Elastomeren und TPE

Bezeichnung	Eigenschaften	Härte Shore	DVR (24 h, 70°C)
PUR-1	Vernetztes Polyurethan Heißgießsystem	90 A	17 %
PUR-2	Vernetztes Polyurethan Heißgießsystem	87 A	32 %
EC	EPDM-Compound	89 A	17 %
TPU	Thermoplastisches Polyurethan	88 A	45 %
TPC	Thermoplastisches Copolyester	34 D	-
TPS	Styrol-Ethylen-Butylen-Styrol (SEBS)	85 A	-

Eine vollständige Übersicht der verwendeten Materialien ist in Tabelle 4.1 gegeben. Für den weiteren Verlauf der Arbeit werden die Kurzbezeichnungen der ersten Spalte verwendet, über welche ein Rückschluss auf die Materialklasse möglich ist. Bei der FVK-Komponente der Bauteile handelt es sich um ein endlos-glasfaserverstärktes Epoxidharz. Zur Herstellung der Fügeverbindung wird ein Haftvermittler verwendet.

4.1.3 Materialprüfstände

Servo-hydraulisches Materialprüfsystem

Zur Charakterisierung des Materialverhaltens unter quasi-statischen und dynamischen Beanspruchungen der in dieser Arbeit betrachteten Kunststoffe wird das servo-hydraulisches Materialprüfsystem *MTS Landmark* mit einem 370.10 Lastrahmen ($100\ kN$) und einem *MTS FlexTest 40* Regler verwendet. Der Servozylinder und der Kraftaufnehmer sind auf Prüfkräfte von bis zu $25\ kN$ ausgelegt. Die Maschine verfügt über einen maximalen Kolbenhub von $150\ mm$, welcher über einen induktiven Wegaufnehmer erfasst wird. Die Prüfobjekte werden über hydraulische Keilspannzeuge mit einem maximalen Klemmdruck von $21\ MPa$ verspannt. Über eine Umluft-Temperierkammer können Versuche im Temperaturbereich von -50 bis $200\ °C$ durchgeführt werden. Die Temperaturerfassung wird über ein Thermoelement gewährleistet. Über einen *Eurotherm*-Regler erfolgt die Regelung auf einen Zielwert.

Pneumatischer Drucklastprüfstand

Die Charakterisierung des Langzeitmaterialverhaltens unter quasi-statischer Last ist mit zeit- und kostenintensiven Langzeitversuchen verbunden. Zur Steigerung der Effizienz in der Prüfung des Langzeitmaterialverhaltens von Elastomeren unter Druckbeanspruchung wurde im Rahmen dieser Arbeit ein pneumatisch betriebener Drucklastprüfstand entwickelt (s. Abbildung 4.2), mit welchem eine parallelisierte Prüfung von fünf Materialproben ermöglicht wird. Der Prüfstand dient der Verspannung von Elastomer-Druckproben und basiert auf doppeltwirkenden pneumatischen Kurzhubzylindern mit einem Druckkolbendurchmesser von $80\ mm$ und einem Hub von $20\ mm$. Die zeitlich konstante Drucklast wird über Druckregelventile eingestellt. Drosselrückschlagventile sichern die Zylinder auch bei Druckabfall im Druckluftnetz gegen Entspannung. Der Prüfstand ist auf einen Systemdruck von $4\ bar$ ausgelegt, was einer axialen Verspannkraft von $2\ kN$ entspricht. Die Verspannkraft wird über Druckplatten auf die Probe aufgebracht. Die Wegmessung erfolgt kontinuierlich über induktive Wegmesssensoren mit einem Messbereich von $10\ mm$ und einer Linearität von 0,2 %. Die Daten zur Positions- und Drucküberwachung werden kontinuierlich über *TwinCAT* aufgezeichnet. Für die Datenerfassung wird eine Frequenz von $0{,}1\ Hz$ eingestellt. Der Zusammenhang zwischen Zylinderinnendruck und wirkender Kraft ergibt sich über die Kolbenfläche. Für die Inbetriebnahme des Prüfstands wurde für jeden Zylinder eine spezifische Druck-Verspannkraft-Kennlinie erstellt. Zur Temperierung des Prüfraums wurde eine Wärmekammer aus expandiertem Polystyrol (EPS) montiert, welche über ein Temperiergerät mit Luft durchströmt wird. Die Temperatur des Luftstroms wird am Einlass gemessen und über einen *Eurotherm*-Regler auf einen Zielwert geregelt.

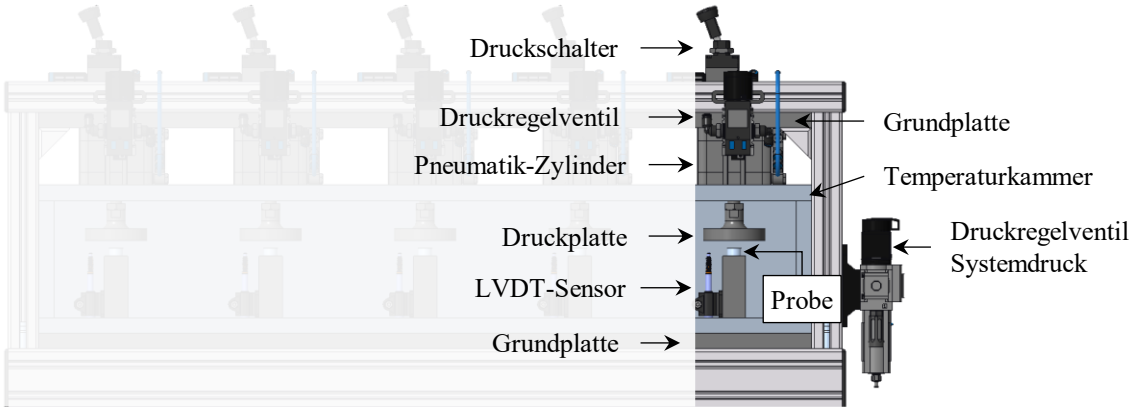

Abbildung 4.2: Langzeitdruckprüfstand zur Messung des Kriechverhaltens

Elektromechanischer Ermüdungsprüfstand

Um eine zeit- und ressourceneffiziente Ermüdungsprüfung der Elastomerproben mit mindestens fünf Wiederholungen zu gewährleisten, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Prüfstand mit fünf parallelen Prüfachsen aufgebaut. Eine Übersicht über den Prüfstand ist Abbildung 4.3 dargestellt. Die Antriebsachsen bestehen aus elektromechanischen Linearzylindern, welche aus einem Servomotor und

einem Kugelgewindetrieb bestehen. Der maximale Kolbenhub beträgt $100\ mm$. Eine Ansteuerung über *EtherCAT* und die Messdatenaufzeichnung wird über ein *TwinCAT*-Programm ermöglicht. Die Messung der Kraft erfolgt über *HBM U9C* Kraftsensoren mit einem Messbereich von $5\ kN$ in Zug- und Druckrichtung. Um die Prüfachsen vor Ausknicken bei hohen Drucklasten zu schützen, wurden zudem lineare Stützlager verbaut. Die Kolbenstangen sind randschichtgehärtet, um den Verschleiß zu reduzieren. Die Prüfkörper befinden sich in einer Wärmekammer aus EPS und werden über ein Temperiergerät mit Luft durchströmt. Für die Reglung der Temperatur im Inneren der Kammer wird ein *Eurotherm*-Regler eingesetzt.

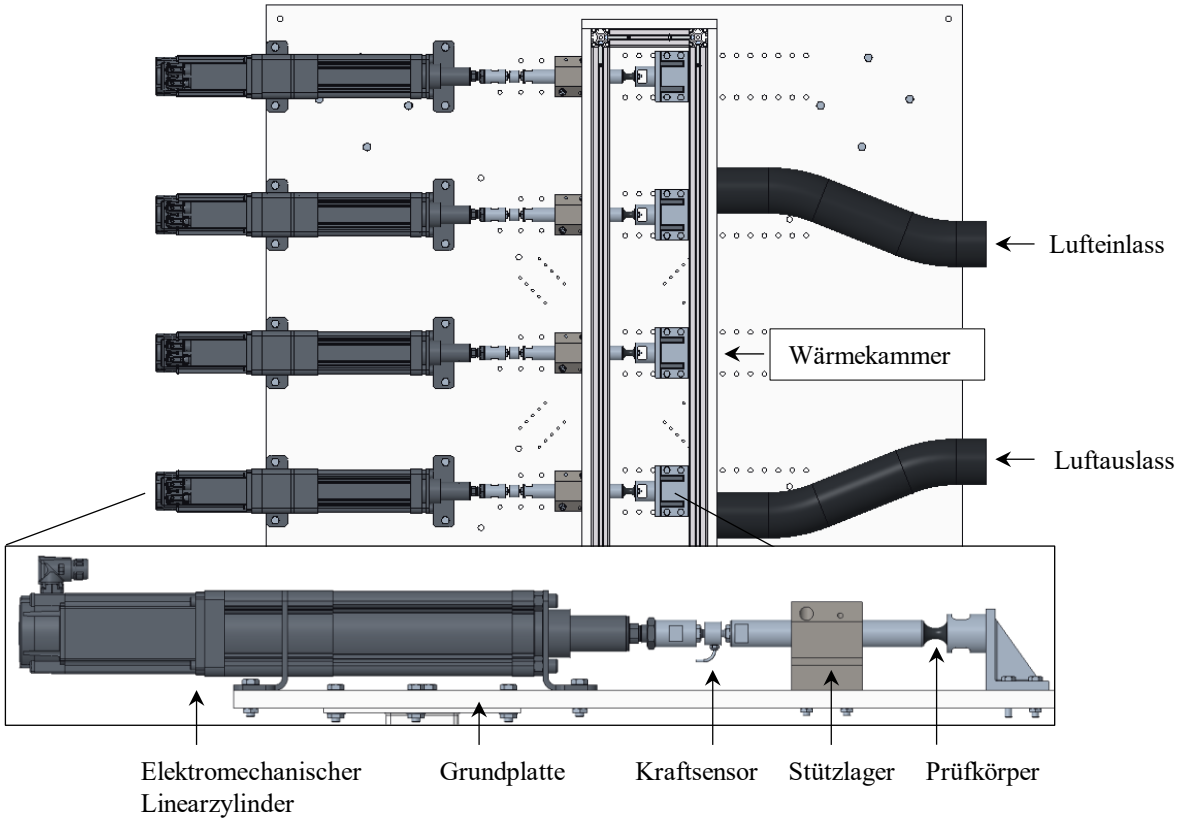

Abbildung 4.3: Materialermüdungsprüfstand mit fünf elektromechanischen Prüfachsen

4.1.4 Materialprüfverfahren

Retardationsversuche an Elastomerprüfkörpern

Zur Untersuchung des Retardationsverhaltens der Elastomere unter Langzeitdruckbeanspruchungen wird der pneumatische Drucklastprüfstand (s. Abschnitt 4.1.3) eingesetzt. Über Druckregelventile wird ein Zylinderinnendruck eingestellt, welcher geregelt wird und ein Maß für die anliegende Druckkraft abbildet. Als Prüfkörper werden zylindrische Elastomerproben mit einem Durchmesser von $18\ mm$ und einer Höhe von $15\ mm$ verwendet. Zur Untersuchung der TPE werden Proben mit einem Durchmesser von $12\ mm$ und einer Höhe von $8\ mm$ herangezogen, da aufgrund des anderen

Fertigungsverfahrens die Geometrie der Elastomerproben nicht realisiert werden konnte. Die vorgegebene technische Druckspannung auf beide Probengeometrieen beträgt 7,9 MPa und orientiert sich an FEM-basierten Spannungsanalysen der Elastomerzwischenlage. Damit ergeben sich Druckkräfte von 2.000 N (Elastomere) und 890 N (TPE). Die Umgebungstemperatur der Langzeitdruckversuche wird auf 60 $°C$ eingestellt, um das Retardationsverhalten zu beschleunigen. Für den Abgleich mit beschleunigten Methoden der Retardationsmessung über die Stepped Isothermal Method (SIM) wird eine Referenztemperatur von 40 $°C$ definiert, wobei die Temperatur in fünf isothermen Stufen jeweils um 10 K auf 80 $°C$ gesteigert wird. Die Haltezeit pro Stufe beträgt 10.000 Sekunden (2,78 h). Die Versuchsführung wurde in [a10] für TPE und Elastomere angewendet. Die SIM wird auf dem servo-hydraulischen Universalprüfsystem durchgeführt, da aufgrund von den Temperaturstufen und den damit wechselnden thermodynamischen Bedingungen eine hochpräzise Kraft- und Temperaturregelung notwendig ist.

Ermüdungsversuche an Elastomerprüfkörpern

Das Ermüdungsverhalten der Elastomere wird experimentell ermittelt, um das Materialverhalten unter fortschreitender Schädigung simulativ abbilden zu können. Für die experimentellen Versuchsreihen wird der elektromechanische Ermüdungsprüfstand (s. Abschnitt 4.1.3) eingesetzt. Die Versuche werden an taillierten Elastomerprüfkörpern durchgeführt. Die Geometrie ist an der Form angelehnt, die in verschiedenen Arbeiten (vgl. [AN+10, SZ+15, PM+18, GF+21]) verwendet wurde. Die Versuche werden kraft- und geschwindigkeitsgeregelt durchgeführt. Die Kraftamplitude wird so eingestellt, dass die in Tabelle 4.2 definierten technischen Spannungen der Unterlast (Druckspannungen) und der Oberlast (Zugspannungen) erreicht werden. Die Werte ergeben sich aus einer FEM-basierten Spannungsanalyse der Elastomerzwischenlage unter den definierten anliegenden äquivalenten Bauteillasten. Eine Beschreibung des Vorgehens zur Ableitung der Spannungswerte findet sich in [a03].

Tabelle 4.2: Versuchsplanung für die Materialermüdungsversuche

Lastverhältnis	Unterlast (Druck)	Oberlast (Zug)	Äquivalente Bauteillast
	$-4{,}21\ MPa$	$4{,}41\ MPa$	$950\ Nm$
$R = 0{,}66$	$-5{,}23\ MPa$	$5{,}57\ MPa$	$1.188\ Nm$
	$-4{,}21\ MPa$	$4{,}41\ MPa$	$1.450\ Nm$

Da höhere Beanspruchungen zu höheren Dehnungen und damit zu höheren Zylinderauslenkungen führen, wäre eine reine Vorgabe der Zyklusfrequenzen nicht zielführend. Unter diesen Umständen würden höhere Lasten zusätzlich zu höheren Belastungsgeschwindigkeiten führen. Daher wird neben der Regelung der Kraft eine Regelung der Belastungsgeschwindigkeit der elektromechanischen Prüfachsen implementiert. Für alle Versuchspunkte wird eine Prüfgeschwindigkeit von 7,5 mm/s definiert. Alternativ wäre eine Regelung der Dämpfungsleistung der Prüfkörper möglich, wie bei-

spielsweise in [Spi12] dargestellt. Vorversuche zeigen, dass beide Verfahren zu ähnlichen Ergebnissen führen, sich die Geschwindigkeitsregelung jedoch robuster gegenüber fortschreitendem Risswachstum verhält. Die Wahl des Reglers ist anwendungsbezogen zu prüfen. Bei korrekter Funktionsfähigkeit des Reglers ist die Oberflächentemperatur der Prüfkörper, trotz fortschreitender Dehnung aufgrund von schädigungsinduziertem Steifigkeitsverlust, konstant. In Vorversuchen ohne den Einsatz einer Klimakammer lag die Oberflächentemperatur konstant bei unter $40\ °C$. Für weitere Ausführungen sei auf [a03] verwiesen. Um die Umgebungsbedingungen unabhängig von Tages- und Jahreszeit konstant zu halten, wurde die Umgebungstemperatur innerhalb der eingesetzten Klimakammer auf $40\ °C$ geregelt. Aufgrund des hohen Ressourcenaufwands in der Ermüdungsprüfung wird nur das aktuell anwendungstechnisch relevanteste Material PUR-2 geprüft.

Thermo-mechanische Materialcharakterisierung an Elastomerprüfkörpern

In Abschnitt 2.1.2 wurde das Materialverhalten von Elastomeren in Bezug auf ihre Hyperelastizität und ihre Viskoelastizität beschrieben. Im Anwendungsbezug ist die Berücksichtigung der Effekte insbesondere bei dynamischen Vorgängen (Frequenzabhängigkeit) und bei thermodynamisch wechselnden Bedingungen (Temperaturabhängigkeit) relevant. Eine Möglichkeit der Charakterisierung von Steifigkeit und Dämpfung in Abhängigkeit von vorgegebenen Temperaturen und Frequenzen ist die dynamisch-mechanische Analyse (DMA) [FrS17]. Ein möglicher Messmodus ist beispielsweise ein kraftgeregelter Temperatur- oder Frequenz-Sweep, um die jeweiligen Einflussfaktoren zu analysieren. Üblicherweise können Zug-, Biegungs-, Scher oder Druckzustände mit der DMA abgebildet werden. Die typischen Kraftamplituden bei DMA-Laborgeräten sind jedoch vergleichsweise gering. Das *Netzsch DMA 242 E Artemis* verfügt über einen Kraftbereich von $4 - 12\ N$ [Kai13]. Die Probenpräparation ist bei dementsprechend von hoher Bedeutung für valide Messergebnisse. Eine alternative Methode ist der Einsatz von servo-hydraulischen Prüfsystemen, wie dem Universalprüfsystem *MTS Landmark* mit dem *370.10 Lastrahmen* (s. Abschnitt 4.1.3). Mit der Maschine lassen sich ebenfalls hochdynamische Zustände bei gleichzeitig hohen Prüfkräften realisieren. Die Wegamplitude des Prüfzylinders bei hohen Frequenzen ist dabei vom eingesetzten Servoventil abhängig. Als Referenzversuch wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Temperatur- und Frequenz-Sweep im Druckbereich in einer DMA-Laboranalyse mit der *Netzsch DMA 242 E Artemis* durchgeführt (s. Abschnitt A.1). Es zeigte sich, dass der Frequenzeinfluss den Temperatureinfluss im untersuchten anwendungsrelevanten Bereich deutlich überwiegt. Der Fokus liegt daher auf der Evaluierung des frequenzabhängigen Materialverhaltens und dessen Einfluss auf das Bauteilverhalten. Die entsprechenden Materialanalysen werden an dem PUR-2 auf dem Universalprüfsystem durchgeführt.

4.2 Bauteilprüfungen

4.2.1 Funktionsprototypen

Der Betrachtungsfokus in dieser Arbeit liegt auf dem in Abschnitt 2.3.3 vorgestellten dreischichtigem Aufbau aus den GFK-Helixwicklungen mit einer Elastomerzwischenlage. Die Lasteinleitung erfolgt über Lasteinleitungsbereiche, welche nicht näher spezifiziert werden. Eine Prüfstandanbindung wird über Stahlflansche gewährleistet. Die Anforderungen werden mit unterschiedlichen Längen-Durchmesser-Verhältnissen untersucht.

Tabelle 4.3: Auswahl von Funktionsprototypen zur Eigenschaftsprüfung auf Bauteilebene

L/D-Verhältnis	Versuche
3,1	Versagensprüfung in Gegenlastrichtung, Torsionsermüdungsversuche
7,5	Versagensprüfung in Nennlastrichtung, Retardationsversuche
13,7	Experimentelle Ermittlung der Biegeeigenmoden

Eine exemplarische Abbildung eines Funktionsprototypen in der FVK/E-Hybridbauweise mit den Stahlflanschen zur Lasteinleitung ist in Abbildung 4.4 (a) dargestellt.

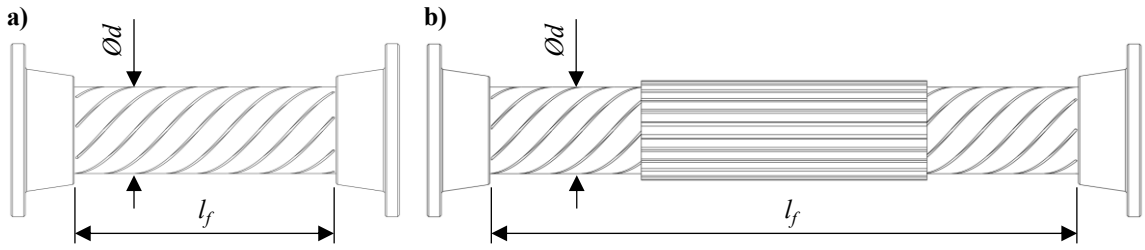

Abbildung 4.4: Funktionsprototypen im 3-Schicht-Aufbau (a) und mit zusätzlicher, entkoppelter 0°-Versteifungslage (b)

Eine Erhöhung der biegekritischen Drehzahl lässt sich, wie in Abschnitt 2.2 erläutert, über 0°-Versteifungslagen erreichen. Wie in [a06] beschrieben, kann eine zusätzliche, dehnungsentkoppelte Versteifunglage auch für Bauteile in FVK/E-Hybridbauweise eingesetzt werden. Der Funktionsprototyp mit $L/D = 13{,}7$ ist mit einer Axialversteifung versehen. Eine exemplarischer Funktionsprototyp mit Versteifungslage wird in Abbildung 4.4 (b) dargestellt. Die Auslegung erfolgt derart, dass die Axialversteifung über die Dehnungsentkopplung zum dreischichtigen Grundaufbau keinen signifikanten Einfluss auf die Torsionssteifigkeit nimmt. Bei dem Durchmesser handelt es sich um den Außendurchmesser der Hohlwellenstruktur. Als Länge wird die Funktionslänge l_f definiert.

4.2.2 Servo-hydraulischer Torsionsprüfstand

Die Bauteilprüfungen der Prototypenbauteile werden auf einem servo-hydraulischen Torsionsprüfstand durchgeführt. Um die Umgebungsbedingungen konstant zu halten, wird ein Temperiergerät

mit einem *Eurotherm*-Regler eingesetzt. Dabei wird die Innentemperatur einer optionalen Klimakammer geregelt, welche den Prüfkörper umgibt. Eine Übersicht über den Aufbau ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Über den Zylinder können statische und dynamische Torsionsmomente von $\pm$ 8 kNm und ein Drehwinkel von $\pm$ 60° realisiert werden. Dabei erfolgt die Torsionsmomentmessung prüfkörpernah über einen Messflansch mit DMS-Vollbrückenschaltung. Der Drehwinkel wird über einen Inkrementalsensor gemessen. Die Sensorsignale werden über einen *HBM*-Messverstärker verstärkt und in einen *MTS FlexTest* Regler übergeben, um eine Torsionsmoment- oder Drehwinkelregelung zu realisieren.

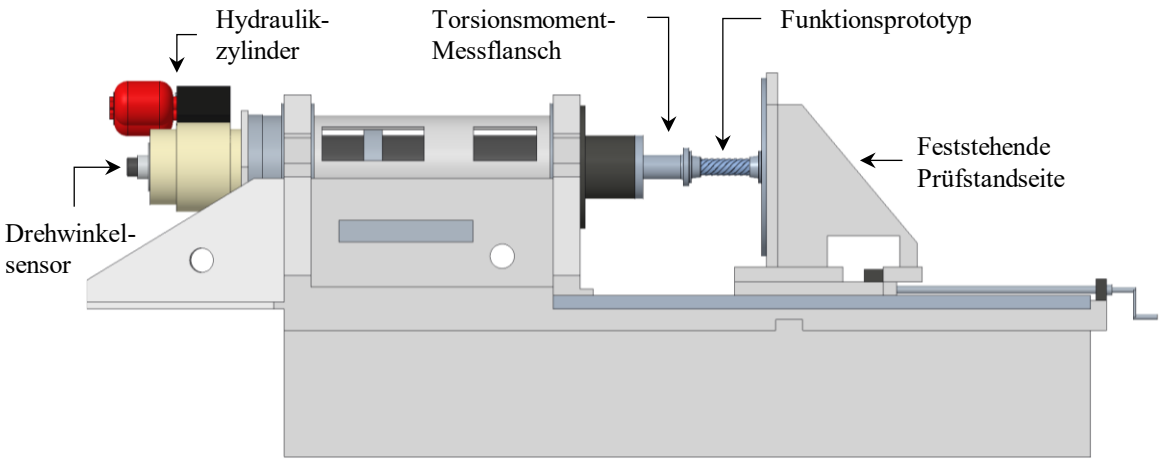

Abbildung 4.5: Servo-hydraulischer Torsionsprüfstand zur Bauteilprüfung

4.2.3 Versuchsdurchführung

Der servo-hydraulische Torsionsprüfstand wird für quasi-statische und dynamische Bauteilprüfungen an Prototypenbauteilen eingesetzt. Dabei werden Versuche zur Messung der Torsionssteifigkeit, zum Bauteilversagen unter Maximallasten und zum Ermüdungsverhalten durchgeführt. Nachfolgend werden die Versuchsbedingungen festgelegt. Eine Übersicht über die Versuchsbedingungen mit quasi-statischer Versuchsführung ist in Tabelle 4.4 gegeben. Da in dieser Arbeit Bauteile im Prototypenstadium getestet werden, wird vor jedem Versuch eine Steifigkeitscharakterisierung durchgeführt, um die Fertigungsqualität zu verifizieren. Die Messung erfolgt in drei sequenziellen Rampenfunktionen, welche jeweils torsionsmomentgeregelt mit einer Lastgeschwindigkeit von 0,5 kNm/min die Werte $-0{,}5$ kNm (in Gegenlastrichtung) und 1,5 kNm (in Nennlastrichtung) anfahren. Da es sich um keine Versagensprüfung handelt ist kein Ausfallkriterium vorgesehen. Auch beim Retardationsversuch ist kein Bauteilausfall vorgesehen, sodass kein Ausfallkriterium definiert ist. In diesem Versuch soll die Retardation (Kriechen) in Abhängigkeit der Temperatur quantifiziert werden.

Tabelle 4.4: Versuchsbedingungen für die statischen Bauteilprüfungen

Versuch	Versuchsführung	Vorgabewerte	Ausfallkriterium
Steifigkeit	Torsionsmomentregelung 3x Rampenfunktion	-0,5 bis 1,5 kNm 0,5 kNm/min	-
Retardation	Torsionsmomentregelung Konstantes Torsionsmoment	2,5 kNm 30 °C / 60 °C	-
Bruchlast	Drehwinkelregelung Rampenfunktion	1,05 rad 0,175 rad/min	Bruch / Durchrutschen

Dazu wird ein konstantes Torsionsmoment von $2{,}5\ kNm$ angelegt. Die Umgebungstemperatur wird über die Klimakammer auf $30\ °C$ bzw. $60\ °C$ eingestellt. Das Bruchlastverhalten unter Überlasten wird in Bruchlasttests untersucht. Das Bauteil wird drehwinkelgeregelt mit $0{,}175\ rad/min$ bis zum Versagen belastet. Um die Versagensmechanismen zu detektieren, ist eine Analyse des Versagensvorgangs über das Verfahren der dreidimensionalen digitalen Bildkorrelation (engl. Digital Image Correlation – DIC) vorgesehen. Neben dem Versagen des Bauteils kann auch ein Durchrutschen in den Lasteinleitungsbereichen auftreten. Über entsprechende Markierungen der Verbindungselemente vor dem Versuch wird sichergestellt, dass ein mögliches Durchrutschen detektiert und in der Ergebnisbewertung berücksichtigt werden kann. Dies gilt gleichermaßen für die Ermüdungsversuche. Tabelle 4.5 gibt eine Übersicht über die Versuche, welche über eine dynamisch-mechanische Torsionsbelastung realisiert werden.

Tabelle 4.5: Versuchsbedingungen für die dynamischen Bauteilprüfungen

Versuch	Versuchsführung	Vorgabewerte	Ausfallkriterium
Ermüdung Nennlast	Torsionsmomentregelung Sinusfunktions	$3{,}2 \mid 3{,}9\ kNm$ $R = 0{,}56 \mid 2{,}5\ Hz$	Steifigkeitsabfall
Ermüdung Wechsellast	Torsionsmomentregelung Sinusfunktion	$0{,}48 \mid 0{,}95 \mid 1{,}19 \mid 1{,}45\ kNm$ $R = -1 \mid 4\ Hz \mid 40°C$	Steifigkeitsabfall

In den Ermüdungsversuchen werden die Prototypenbauteile torsionsmomentgeregelt mit einem Sinussignal beaufschlagt. Ein Lastverhältnis von $R = -1$ entspricht einer rein wechselnden Last. Die Amplituden der Wechsellastversuche werden hauptsächlich auf $\geq 0{,}95\ kNm$ festgelegt. Damit wird die Gegenlastrichtung mit einer deutlichen Überlast beaufschlagt. Um die Umgebungsbedingungen konstant zu halten, ohne signifikanten thermischen Einfluss auf das Bauteil zu nehmen, wird die Temperatur innerhalb der Klimakammer auf $40\ °C$ geregelt. Das Abschaltkriterium für den Prüfstand ist ein Abfall der Torsionssteifigkeit um 40 %. Da die Gegenlastrichtung deutlich geringer belastbar ist als die Nennlastrichtung, wird ein Ausfall in Gegenlastrichtung erwartet.

4.2.4 Optische Analyse über das 3D DIC-Verfahren

Das Verfahren der digitalen Bildkorrelation ist eine kamerabasierte Methode zur berührungslosen Verformungsmessung und bietet sich daher zur Analyse von Bauteildeformationen unter anliegender Last an. Das betrachtete Bauteil wird mit einem stochastischen Muster (Speckle-Muster) versehen. Über einen Aufbau aus einem 2-Kamera-System, welche vorab positionskalibriert werden und während der Messung synchronisiert Bildsequenzen aufzeichnen, und einer Analysesoftware lassen sich geometrische Informationen, Verformungen und Dehnungen errechnen. Zur Funktionsweise des mathematischen Verfahrens sei auf einschlägige Fachliteratur verwiesen: [ScL03, SOS09]. Bei dem Analysesystem in dieser Arbeit handelt es sich um das DIC-System *Q400* von *LIMESS Messtechnik* mit der zugehörigen Analysesoftware *Istra 4D* von *Dantec Dynamics*. Das System wird als ergänzendes Analyseverfahren in den Bruchlastversuchen eingesetzt und soll der Verifizierung der erstellten Simulationsmodelle dienen. Die Sensordaten des servo-hydraulischen Torsionsprüfstands werden dafür mit dem DIC-System synchronisiert. Auf dem Prototypenbauteil wird axial zentriert ein Speckle-Muster aufgebracht, sodass der erfasste Messbereich etwa $140\ mm$ beträgt. In der Auswertung der Messung werden über den Messbereich 6 Sektionen für die Vermessung der Konturoberfläche definiert (S1 bis S6). Die virtuellen Dehnungsextensometer liegen tangential an der Bauteiloberfläche an. Über die Projektion in die y-z-Ebene kann ein Teilkreissegment des Bauteildurchmessers abgebildet werden. Es werden zwei Auswertegrößen für die Analyse des Stabilitätsverhaltens unter Last definiert:

1. Änderung des Durchmessers in Abhängigkeit vom Torsionsmoment ($d(T)$) ausgehend von dem Durchmesser im unbelasteten Zustand (d_0)
2. Änderung der Position der Bauteilachse ($P(T)$) ausgehend von den Positionskoordinaten der Bauteilachse im unbelasteten Zustand (P_0)

Abbildung 4.6 zeigt den Versuchsaufbau (I), die Platzierung der virtuellen Sensoren auf der Bauteilkontur (II), den Kreisfit (III) und die Überführung der Ergebnisse in die zwei Auswertegrößen (IV): Durchmesseränderung (a) und Änderung der Achsposition (b).

Die Änderung der Achsposition berechnet sich nach folgendem Zusammenhang aus den Koordinaten, welche in die y-z-Ebene projiziert wurden:

$$P(T) - P_0 = \sqrt{y(T)^2 + z(T)^2} - \sqrt{y_0^2 + z_0^2} \tag{4-1}$$

Das Verfahren wurde in [a05, a06, a07] beschrieben, validiert und auf Versagensprüfungen an Funktionsprototypen in FVK/E-Hybridbauweise angewendet.

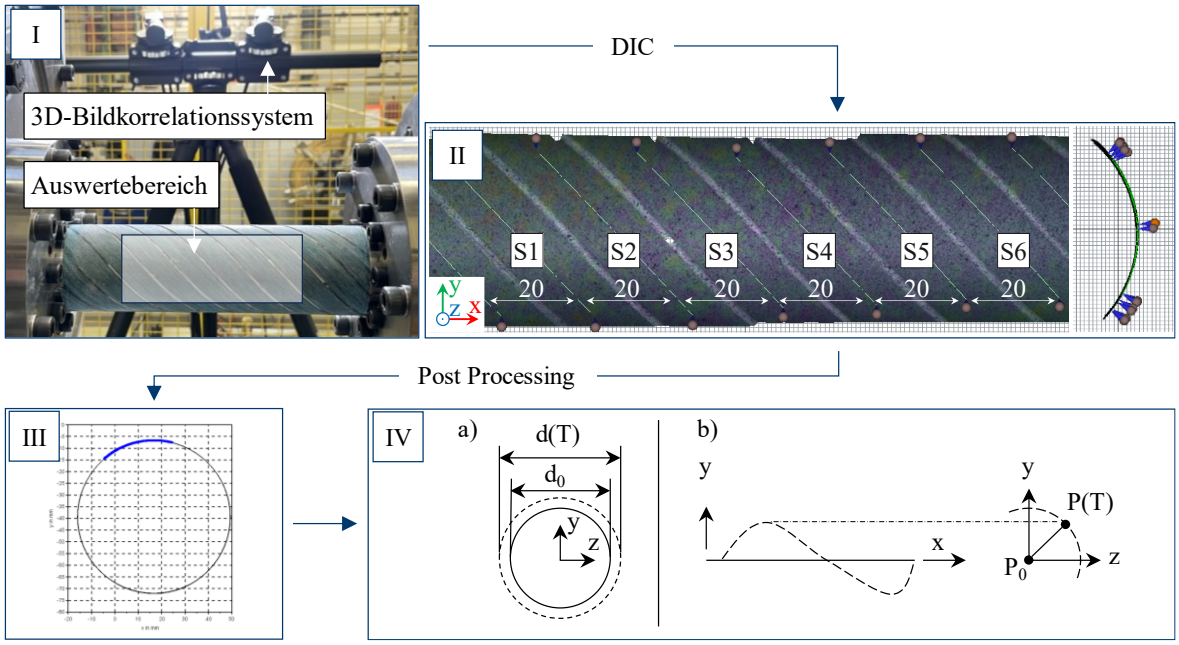

Abbildung 4.6: Prozess zur Auswertung der Bauteilkontur über das 3D DIC-Verfahren

Über das 2-Kamera-Verfahren kann lediglich ein Teilkreissegment abgebildet werden, welches für einen Kreisfit herangezogen wird. Eine Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit lässt sich über die Integration von weiteren Kameras in das Messsetup erzielen. Für den Rahmen dieser Arbeit wird angenommen, dass die Methode über das dargestellte 2-Kamera-System hinreichend genaue Ergebnisse liefert, um eine sinnvolle Validierung des Simulationsmodells zu gewährleisten.

5 Charakterisierung der Materialeigenschaften

In diesem Kapitel werden die Materialeigenschaften, der in Abschnitt 4.1.2 vorgestellten Elastomere anwendungsbezogen geprüft. Die Elastomere weisen unter den dynamisch-mechanischen Beanspruchungen in der Anwendung ausgeprägte Charakteristika auf, welche eine simulationsgetriebene Bauteilauslegung herausfordernd gestalten. In diesem Zusammenhang sind insbesondere das ausgeprägt nichtlineare, hyperelastische Verformungsverhalten und die Viskoelastizität anzuführen.

5.1 Quasi-statische Langzeitbeanspruchungen

Im Betriebszustand steht der torsionstragende Bauteilbereich unter einer (idealisiert) konstanten Torsionsmoment-Mittellast mit überlagernden Betriebsschwingungsamplituden. Über die Mittellastlage der Belastung wirkt auf die Elastomerzwischenlage ein konstanter Drucklastanteil. Unter anliegender Last zeigen Kunststoffe ein retardierendes Verhalten (Kriechen). In der Bauteilauslegung ist das Kriechen zu berücksichtigen, um den Einfluss der Dehnung (die Kriechdehnung) auf die Anwendung im Systemumfeld bewerten zu können.

5.1.1 Langzeit-Drucklast-Versuche

Die Bewertung des Kriechverhaltens ist in der Regel mit langen Versuchszeiten verbunden. Im ersten Schritt werden Kriechversuche ohne zeitliche Raffung durchgeführt. Eine prüftechnisch effiziente Materialuntersuchung lässt sich mit dem in Abschnitt 4.1.3 beschriebenen pneumatischen Drucklastprüfstand umsetzen. Die Prüfungen werden unter einer Drucklast von $7{,}9\ MPa$ und einer Umgebungstemperatur von $60\ °C$ durchgeführt. In dieser Arbeit werden drei Elastomere (s. Abschnitt 4.1.2 untersucht. Im Fokus der Untersuchung steht die Kriechdehnung über die Zeit. Die elastische Verformung durch die aufgebrachte Drucklast wird für die Analyse des Langzeitverhaltens exkludiert. Dafür wird die gemessene Dehnung des Prüfstands nach $1\ h$ Prüfzeit referenziert (Konditionierung) und in der Auswertung lediglich die ab diesem Zeitpunkt fortschreitende Dehnung (Kriechdehnung) erfasst. Für jedes Material werden fünf Proben geprüft, um die Reproduzierbarkeit der Messungen zu verifizieren. Abbildung 5.1 zeigt exemplarisch die Messergebnisse für das PUR-1 System. Dabei wird die Kriechdehnung und der Kriechmodul über die Zeitachse aufgetragen. Zur Visualisierung der Streuung sind die Graphen für alle fünf Messungen dargestellt. Die Messdauer beträgt $1.000\ h$ und entspricht damit etwa 42 Tagen. Die Kriechdehnung über die Messdauer beträgt im Mittel 2,67 %. Der Verlauf ist in der Zeitachse logarithmisch skaliert und erscheint daher als Gerade. Der Kriechmodul, welcher sich aus der Spannung und der Kriechdehnung berechnet, liegt im Mittel bei $24{,}39\ MPa$ (bei $1.000\ h$). Bei konstanter Spannung weist ein höherer Kriechmodul auf ein geringeres Materialkriechen hin.

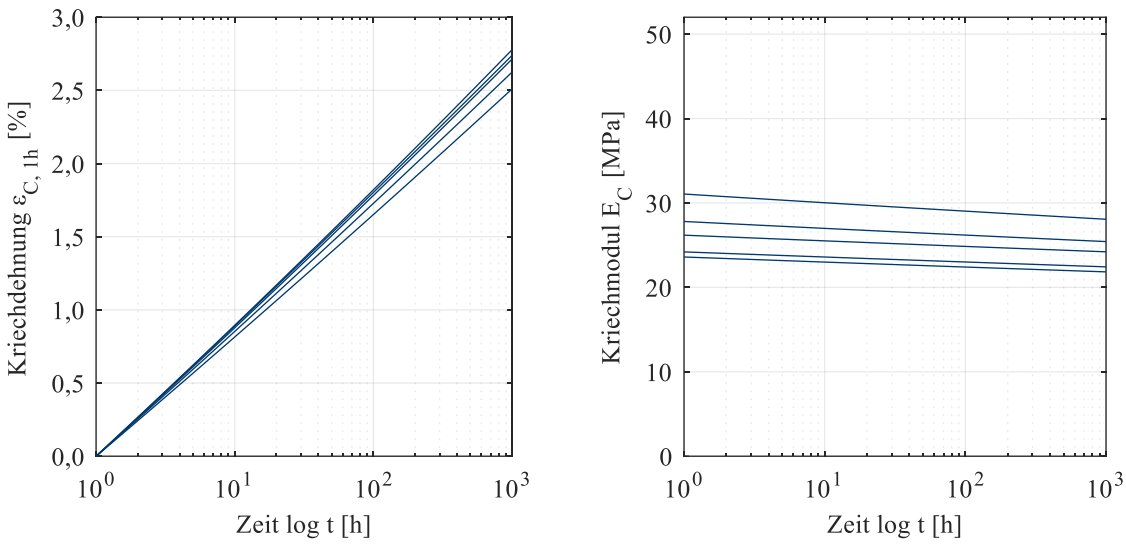

Abbildung 5.1: Kriechdehnung und Kriechmodul des PUR-1-Systems bei 60 °C und 7,9 MPa konditioniert nach 1h

Für die Auslegung von druckbelasteten Elastomerbauteilen ist die Definition von geeigneten Kennwerten zur Beschreibung des materialspezifischen Kriechverhaltens anwendungsabhängig. Dabei ist eine sinnvolle Definition aufgrund des hohen zeitlichen Prüfaufwands von großer Bedeutung. Der Druckspannungswert von 7,9 MPa und die Umgebungstemperatur von 60 $°C$ bilden einen thermomechanischen Überlastzustand des Bauteils ab und werden als Worst-Case-Szenario der betrachteten Anwendung definiert. Unter Annahme dieses Szenarios werden nachfolgend jeweils die Kriechdehnung und der Kriechmodul der drei Elastomere nach 100 h verglichen. Die Mittelwerte und die Standardabweichung von jeweils fünf Proben sind in Abbildung 5.2 dargestellt.

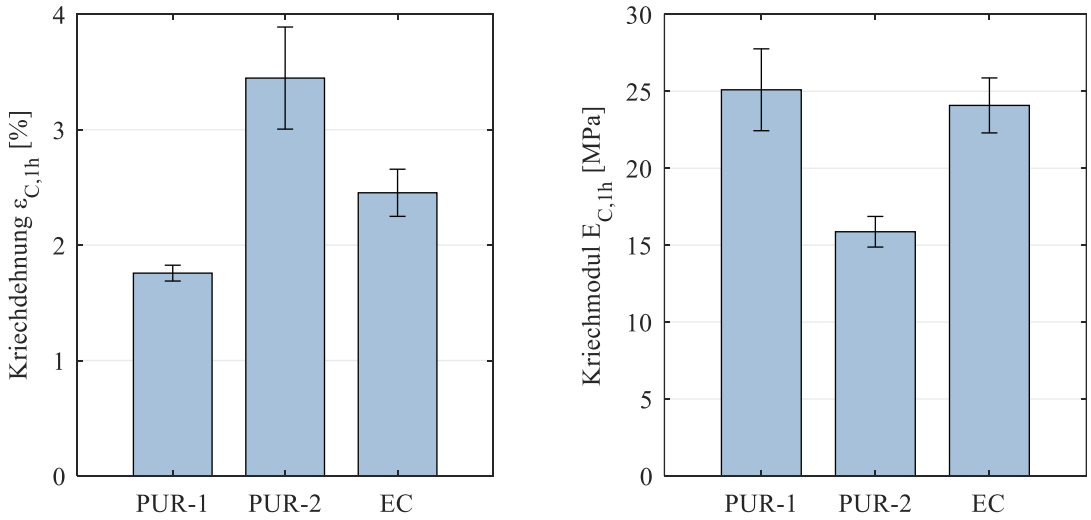

Abbildung 5.2: Kriechdehnung und Kriechmodul (konditioniert) nach 100 h bei 60 °C und 7,9 MPa Drucklast

Die Kriechdehnung der untersuchten Elastomere liegt unter den beschriebenen Rahmenbedingungen bei 1,75 % (PUR-1) bis 3,45 % (PUR-2). Die unterschiedliche Polymerzusammensetzung der zwei Polyurethan-Heißgießsysteme wirkt sich dementsprechend deutlich auf die Kriechneigung aus. Das EPDM-basierte Elastomer-Compound liegt mit 2,45 % Kriechdehnung zwischen den beiden PUR-Systemen. Das PUR-2-System hat zudem den geringsten Kriechmodul, was darauf hindeutet, dass die Kriechdehnung schneller fortschreitet als bei den anderen untersuchten Elastomeren. Es lässt sich zusammenfassen, dass der pneumatische Drucklastprüfstand eine effiziente und parallelisierte Langzeitprüfung von Elastomerproben ermöglicht. Im Vorfeld sind jedoch anwendungsspezifische Prüfbedingungen zu definieren.

5.1.2 Evaluierung beschleunigter Prüfverfahren

Die parallelisierte Langzeitprüfung, die in Abschnitt 5.1.1 beschrieben wird, ist eine adäquate Methode, um Kriechuntersuchungen im Drucklastbereich durchzuführen. Für ein schnelles Screening einer Materialauswahl oder eine kurzfristige Aussage über das Kriechverhalten ist der Prozess aufgrund der langen Prüfzeiten jedoch nur bedingt geeignet. Ein potenziell geeignetes Verfahren bietet die Stepped Isothermal Method (SIM), welche auf dem Prinzip der Zeit-Temperatur-Verschiebung (ZTV) basiert. Die Methode wurde in Abschnitt 2.1.2.3 vorgestellt. Das Vorgehen orientiert sich dabei an der Arbeit von *Achereiner et al.* [AE+13]. Der Fokus in dieser Arbeit liegt auf der Prüfung der Anwendung dieser Methode für druckbeanspruchte TPE und Elastomere. Dies wird auch in [a10] diskutiert.

Die Versuche für die SIM werden auf der servo-hydraulischen Universalprüfmaschine mit der Hochtemperatureinheit (s. Abschnitt 4.1.3) durchgeführt. Die Prüfkörper und Versuchsrandbedingungen sind in Abschnitt 4.1.4 definiert. Für jedes geprüfte Material sind zwei Versuche notwendig: Ein Versuchslauf unter anliegender Last ($7{,}9\ MPa$) und ein Versuchslauf ohne signifikante Last ($\sim 0\ MPa$). In Vorversuchen zeigte sich, dass für den lastfreien Referenzlauf eine geringe Lastaufprägung von $50\ N$ sinnvoll ist, um ein vollflächiges Aufliegen des Prüfstempels zu gewährleisten. Der Versuch dient dazu die Wärmedehnung der Probe und der gesamten Messstrecke zu erfassen und den eigentlichen Versuchslauf um diesen Einfluss zu korrigieren. Abbildung 5.3 zeigt die fünf isothermen Temperaturstufen und die gemessene Dehnung. Weiterhin ist die um den Temperatureinfluss korrigierte Dehnung dargestellt, welche sich aus der Verrechnung der Dehnung des Versuchslaufs ($7{,}9\ MPa$ Drucklast) und des Referenzlaufs zur Temperatureinflussmessung ergibt. Der Temperatureinfluss auf das Messergebnis setzt sich aus zwei Faktoren zusammen: Die Wärmedehnung der Probe bei Temperaturerhöhung und die Wärmedehnung über die gesamte Messstrecke (Messzylinder), welche sich innerhalb der Temperaturkammer befindet. Die exakte Trennung der Einflussfaktoren ist nicht trivial und würde einen dritten Versuchslauf erfordern, in welchem der Temperatureinfluss auf die Messstrecke ohne Probe gemessen wird. Es ist zu erwarten, dass aufgrund

der hohen Wärmeleitfähigkeit von Stahl erst der Einfluss der Wärmedehnung des Messzylinders einsetzt und die Wärmedehnung der Kunststoffprobe zeitverzögert auftritt.

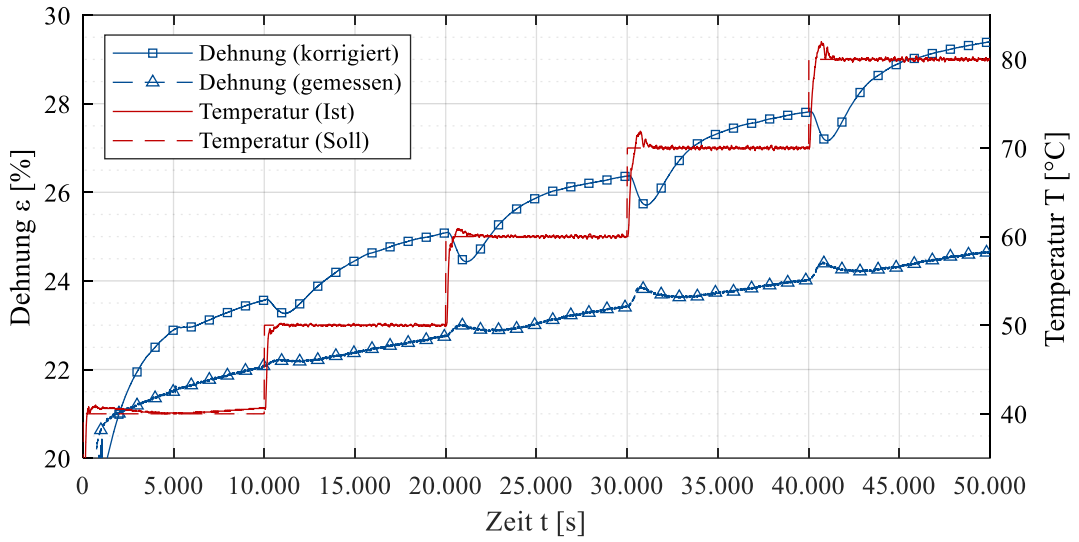

Abbildung 5.3: Gemessene und korrigierte Dehnung im Temperaturstufenversuch der SIM am Beispiel des TPC bei 7,9 MPa

Da in dieser Arbeit die Verifizierung der Anwendbarkeit der Methode im Fokus steht, ist eine differenzierte Betrachtung der zwei Faktoren jedoch nicht erforderlich. Die Korrektur beinhaltet bereits die Überlagerung beider Effekte. Außerdem liegt aufgrund der Temperaturerhöhung zu Beginn jedes isothermen Bereiches ein undefinierter Kriechzustand vor. Die Daten in diesem Bereich müssen in der SIM ausgeschlossen und lediglich für die Zeitverschiebung berücksichtigt werden [AE+13].

Der nächste Schritt besteht aus der Neuskalierung und der Verschiebung der Dehnung.

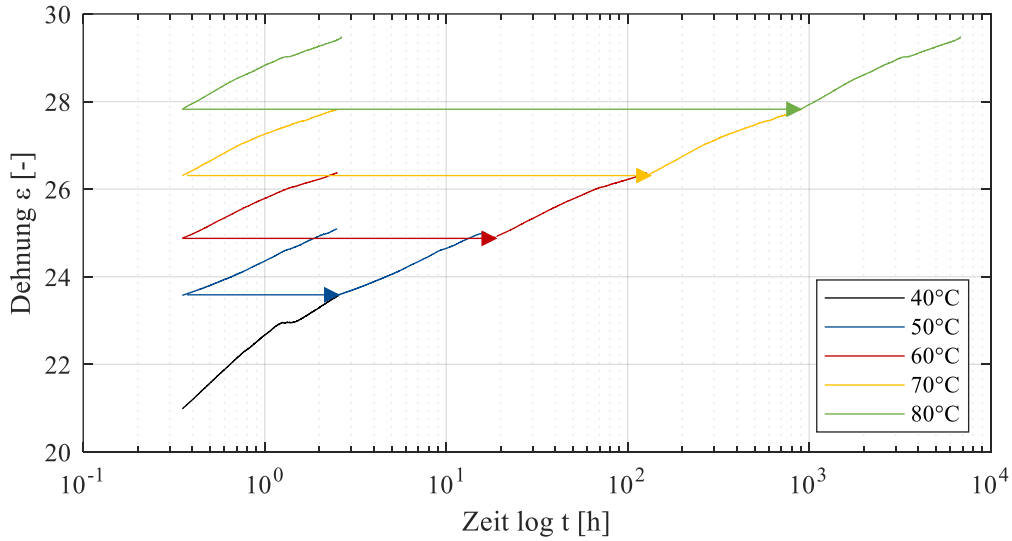

Abbildung 5.4: Exemplarische Darstellung der Neuskalierungs- und Verschiebungsprozedur am Beispiel von TPC bei 7,9 MPa

Die Neuskalierung beinhaltet zunächst die Auftrennung der Dehnungen aus den einzelnen Temperaturstufen. Die SIM beruht auf der Annahme, dass jede Temperaturstufe einen individuellen Versuch darstellt. Damit die Verschiebung durchgeführt werden kann, wird jeder Versuch einzeln mit einer virtuellen Startzeit t‘ neuskaliert. Eine exemplarische Darstellung ist in Abbildung 5.4 gegeben. Die fünf isothermen Stufen werden als Einzelversuche (0 bis 2,78 h) neuskaliert. Der undefinierte Kriechbereich während der Temperaturrampen wird nicht dargestellt. Anschließend folgt die Zeitverschiebung entlang der logarithmischen Zeitachse.

Zur Verifizierung der Methode wurde für die beiden untersuchten Materialklassen (TPE und Elastomer) jeweils ein Referenzversuch bei $40°C$ auf dem pneumatischen Drucklastprüfstand bei einer Druckspannung 7,9 MPa durchgeführt. Die Messung der initialen Dehnung durch die elastische Verformung ist auf dem pneumatischen Drucklastprüfstand ungenau, da lediglich der Endwert des Zylinderinnendrucks geregelt wird. Daher wird die initiale Dehnung des pneumatischen Prüfstands auf die gemessene initiale Dehnung der Universalprüfmaschine korrigiert. Die fortschreitende Dehnung aufgrund des Kriechens kann damit vergleichbar gemacht werden und wird in Abbildung 5.5 für das PUR-1 und das TPU dargestellt.

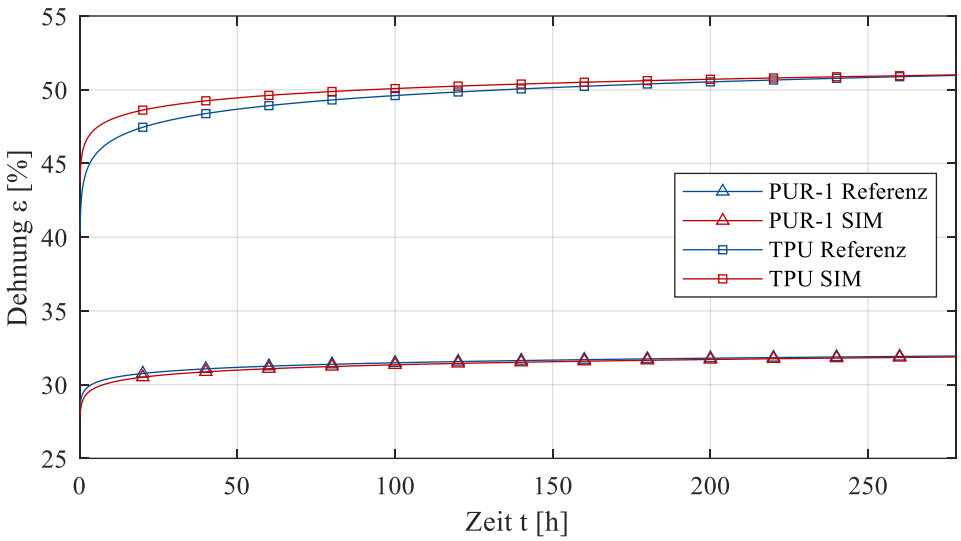

Abbildung 5.5: Verifizierung der SIM über 278 h an dem PUR-1 und dem TPU bei 7,9 MPa

Es zeigt sich, dass eine hohe Korrelation zwischen den Kurvenverläufen über eine Versuchszeit von 1 Millionen Sekunden (278 h) vorliegt. Dabei neigt die SIM bei dem PUR-1-System zu einer Überbewertung, für das TPU-System zu einer marginalen Unterbewertung des Kriechens. Aus ingenieurwissenschaftlicher Sicht liefert die Methode jedoch eine adäquate Prognosegüte über die 278 h. Die absolute Messdauer der SIM lag bei etwa 15 h. Es folgt die Annahme, dass die Methode auch für weitere TPE und Elastomere im Drucklastbereich gültig ist. Dies erlaubt die Analyse eines breiteren Materialspektrums. Das vorgestellte Verfahren der SIM wird für die in Abschnitt 4.1.2 aufgeführte Materialauswahl aus TPE und Elastomeren durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.6 dargestellt.

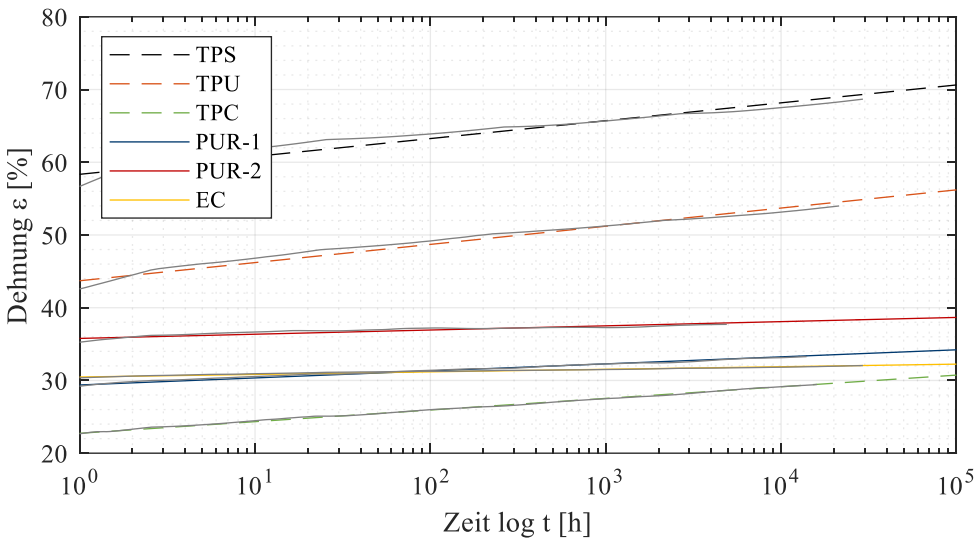

Abbildung 5.6: Ergebnisse der SIM für die untersuchte Materialauswahl bei 7,9 MPa

Der prognostizierte Zeitraum beträgt $100.000\ h$, was etwa 11 Jahren entspricht. Für jede Probe ist jeweils die originale SIM-Kurve (in grau hinterlegt) und ein zeitlogarithmischer Fit der Daten dargestellt. Die Graphen weisen einen signifikanten Versatz in der initialen Dehnung auf. Dies ist auf die unterschiedliche Drucksteifigkeit und die damit verbundene Kompression bei $7{,}9\ MPa$ zurückzuführen, obwohl die Materialien vergleichbare Shore-Härten aufweisen (s. Abschnitt 4.1.2). Neben der unterschiedlichen initialen Dehnung ist aus der Abbildung eine unterschiedliche Steigung der Kurven ersichtlich. Die Steigung der TPE-Kurven ist deutlich steiler als die Steigung der Elastomer-Kurven. Die Steigung in der zeitlogarithmischen Darstellung ist ein Indikator für die Kriechgeschwindigkeit. Diese ist innerhalb der TPE-Gruppe vergleichbar, obwohl das TPC von einem signifikant geringeren Ausgangswert startet. Auch die Kriechgeschwindigkeit der Elastomere ist vergleichbar, wobei das PUR-1-System die höchste Geschwindigkeit im Fortschritt der Kriechdehnung aufweist. Zur Bewertung der Kriechdehnung, wird die initiale Verformung über die aufgebrachte Drucklast subtrahiert. Aufgrund des degressiven Verlaufs des Kriechverhaltens ist insbesondere der Anfangsbereich von hoher Relevanz für druckbeanspruchte technische Anwendungen. Daher wird für die folgende Betrachtung eine lineare Zeitskalierung gewählt. Für einen sinnvollen Vergleich wird die Dehnungsachse entsprechend der betrachteten Materialklasse angepasst. Abbildung 5.7 zeigt die Kriechdehnung unter einer Druckspannung von $7{,}9\ MPa$ und bezogen auf die Referenztemperatur von $40\ °C$ basierend auf der SIM für die Gruppe der Elastomere (links) und die Gruppe der TPE (rechts).

Aus den Ergebnissen lässt sich zusammenfassen, dass die Kriechdehnung des PUR-1-Systems geringer ist als die Kriechdehnung des PUR-2, wobei das EPDM-Compound (EC) technisch gesehen das vielversprechendste Kriechverhalten zeigt. In der Gruppe der TPE zeigt das TPS die höchste Kriechneigung und auch das TPU zeigt eine deutlich höhere Kriechdehnung als die vernetzten Elastomere.

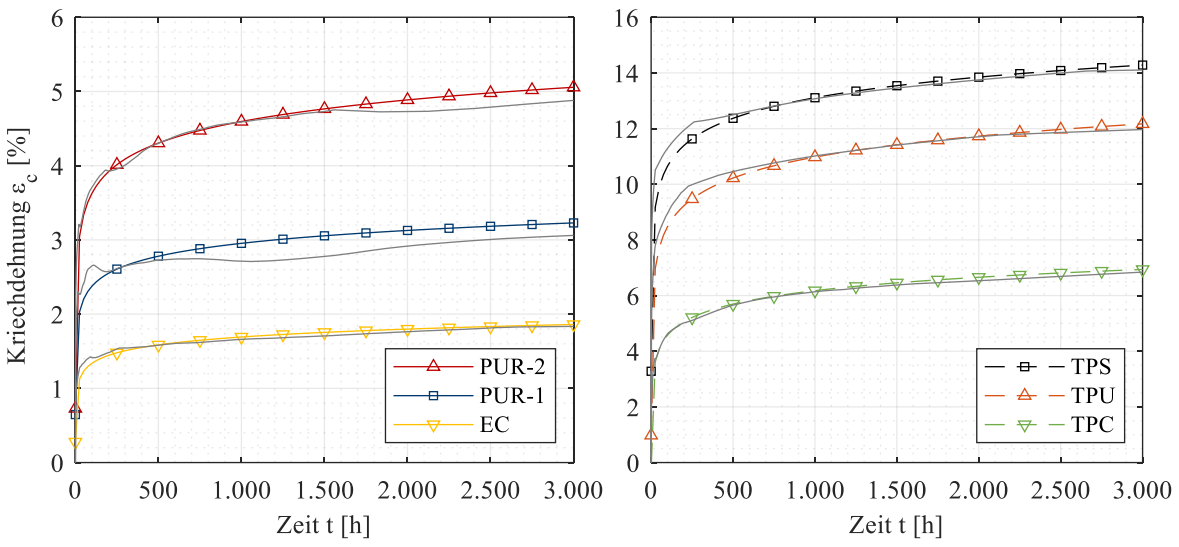

Abbildung 5.7: Kriechdehnung der Elastomere (links) und TPE (rechts) bei 7,9 MPa

Das TPC liegt in Hinblick auf die Kriechdehnung in einer vergleichbaren Größenordnung wie die untersuchten Elastomere. Es muss jedoch angemerkt werden, dass die initiale Dehnung und die damit einhergehende Vorverformung einen signifikanten Einfluss auf die Kriechdehnung nehmen kann. Zur Erzeugung eines Vergleichsbildes ist die Betrachtung der Kriechdehnung jedoch sinnvoll.

TPE weisen aufgrund von ihrer mechanischen Rezyklierbarkeit und der Möglichkeit der Verarbeitung in zeit- und energieeffizienten Fertigungsprozessen Vorteile gegenüber vernetzten Elastomeren auf. In diesem Abschnitt wurden jedoch die Nachteile der Materialklasse in Bezug auf ihr Langzeitverhalten herausgestellt, welche eine Anwendung in mechanisch belasteten Bauteilen aktuell noch herausfordernd gestalten. Lediglich das TPC lag in Bezug auf die Kriechdehnung in einer vergleichbaren Größenordnung wie die untersuchten Elastomere. Es ist zudem anzumerken, dass das Langzeitverhalten der Materialien lediglich ein Kriterium ist. Die Adhäsionsneigung zu EP, welche nicht zentraler Bestandteil dieser Arbeit ist, wurde in Vorversuchen erprobt. Hier zeigen sich das PUR-2- und das EC-System zum derzeitigen Stand den anderen Materialien überlegen. Insbesondere gilt dies für das PUR-2-System, welches nachfolgend den Fokus dieser Arbeit bildet.

5.2 Eigenschaften unter dynamisch-mechanischen Beanspruchungen

Elastomere sind charakterisiert durch ihre Hyperelastizität und eine ausgeprägte Viskoelastizität. Eine ausführliche Darstellung findet sich in Abschnitt 2.1.2. Aus ingenieurwissenschaftlicher Sicht bedeutet dies, dass Elastomerbauteile eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Umgebungstemperatur, von der Belastungsamplitude und von der Belastungsgeschwindigkeit aufweisen. In diesem Abschnitt wird untersucht, welcher Faktor dominierenden Einfluss auf den Einsatz des fokussierten PUR-2-Systems nimmt. Der Einfluss wird für die Implementierung in die Bauteilsimulationsmodelle quantifiziert.

5.2.1 Dynamisch-mechanische Analyse

Eine gängige Methode zur Erfassung des Materialverhaltens unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung ist die DMA. Zur ersten Quantifizierung der Einflussfaktoren wird eine DMA unter Druckbeanspruchung für eine zylindrische PUR-2 Probe durchgeführt. Dabei werden Frequenzen zwischen $1 - 100\ Hz$ und drei Temperaturstufen zwischen $40\ °C$ und $60\ °C$ geprüft. Die detaillierten Versuchsrandbedingungen finden sich im Anhang dieser Arbeit. Die Ergebnisse des Versuches sind in Abbildung 5.8 dargestellt. Die Messprozedur besteht aus drei isothermen Stufen mit jeweils acht Frequenzstufen, wobei bei zu jeder Frequenzstufe sechs Messpunkte aufgenommen werden. In dem Diagramm sind die Ergebnisse nach Frequenzen geordnet dargestellt. Zur Übersichtlichkeit sind lediglich die diskreten Messwerte bei $2, 5$ und $50\ Hz$ und bei $40, 50$ und $60\ °C$ dargestellt. Der Einfluss einer Temperaturerhöhung und einer Frequenzsteigerung lassen sich aus dem Diagramm interpretieren. Zur Auswertung wird der Speichermodul E‘ dargestellt, welcher ein Maß für die reversible speicherbare Energie während einer Schwingungsperiode ist. Der Verlustmodul ist ein Maß für die irreversible, dissipierte Energie. Der Verlustfaktor tan δ ergibt sich aus dem Verhältnis aus Verlust- und Speichermodul [GrS15]. Relevant für diese Untersuchung ist die Auswertung des Einflusses von der Temperatur und der Frequenz auf die Speicherenergie und den Verlustfaktor. Ein Verlustfaktor von 0 würde ein gänzlich elastisches Verhalten bedeuten, während ein Verlustfaktor von 1 ein gänzlich viskoses Verhalten abbilden würde. In dem Diagramm ist ersichtlich, dass mit steigender Temperatur sowohl die Speicherenergie als auch der Verlustfaktor sinken. Eine Temperaturdifferenz von $20\ K$ führt zu einem Absinken des Verlustfaktors um etwa 20 % und zu einem Absinken des Speichermoduls um 5 – 10 %.

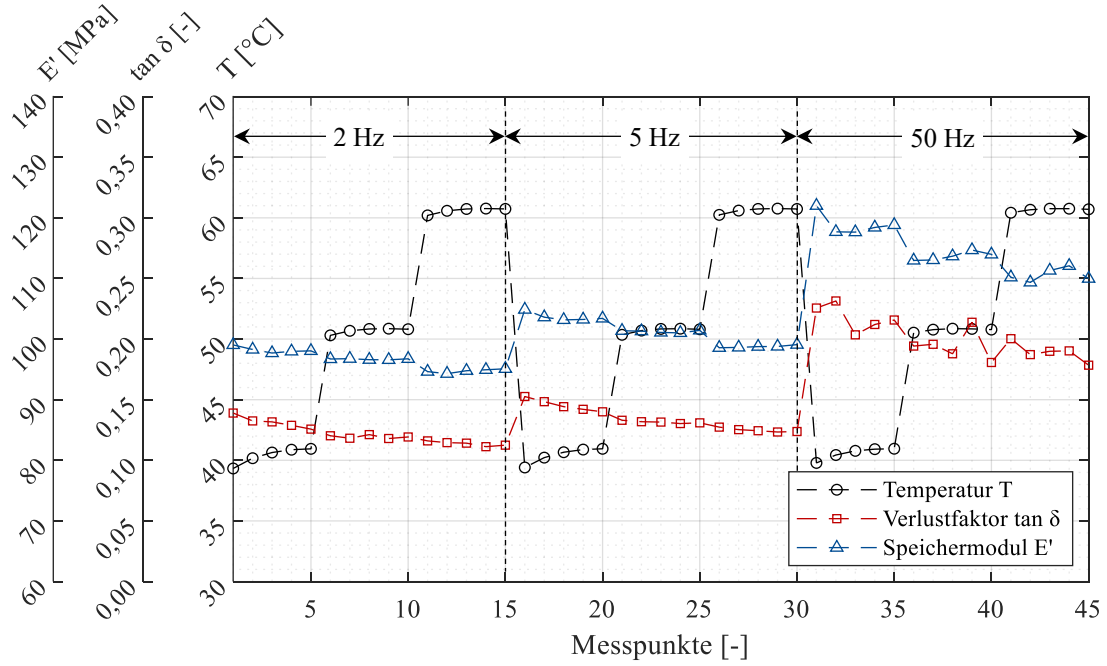

Abbildung 5.8: DMA des PUR-2 unter Druckbeanspruchung und Temperatur- sowie Frequenzsteigerung

Eine Erhöhung der Frequenz von 2 auf 50 Hz führt zu einem Anstieg des Speichermoduls, also der Steifigkeit, um etwa 20 % (bei 40 $°C$). Aus den Ergebnissen zeigt sich, dass höhere Temperaturen zu einer höheren Energiedissipation führen. Der elastische Speichermodul sinkt mit steigender Temperatur. Zudem nimmt eine steigende Lastfrequenz einen deutlichen Einfluss auf den Speichermodul. Die Ergebnisse sind von hoher technischer Relevanz. Anwendungsbezogen ist ein Temperaturanstieg im Material aufgrund von hohen Umgebungstemperaturen bei gleichzeitig hochdynamischen Lastsituationen ein realitätsnahes Szenario. Auch die Lastfrequenz auf das Material ist abhängig vom Betriebsschwingungszustand. Unter Bauteilversatz und hohen Drehzahlen können, selbst bei schwingungsarmen Antrieben, Frequenzen von über 50 Hz auftreten, welche das Betriebsverhalten der Komponente beeinflussen.

Die Ergebnisse der DMA sind jedoch auch kritisch zu diskutieren. In dem Graphen ist ein begrenzter Temperaturbereich zu sehen, welcher anwendungsorientiert definiert wurde. Der anwendungsrelevante Frequenzbereich wurde weitestgehend untersucht. Ab 50 Hz tritt jedoch eine hohe Streuung in den Ergebnissen auf, welche eine aussagekräftige Auswertung verhindert. Die DMA geht im Druckbereich für das vernetzte PUR-2 mit messtechnischen Herausforderungen einher. So muss eine hohe Qualität in der Fertigung der zylindrischen Probe gewährleistet sein, sodass der Stempel vollflächig und planparallel aufliegt. Zudem liegt die Kraft des Aktors lediglich bei $4 - 12\ N$, womit ein sehr geringer Bereich des nicht-linearen Verformungsverhaltens untersucht wird. Die Materialsteifigkeit kann in diesem Bereich fehlgedeutet oder überschätzt werden. Eine detaillierte Ausführung folgt im Abschnitt zum dynamischen Elastizitätsmodul (s. Abschnitt 5.2.2).

5.2.2 Dynamischer Elastizitätsmodul

Die Nichtlinearität des Verformungsverhaltens der Elastomere ist, neben der Viskoelastizität, von Bedeutung für das Betriebsverhalten der Komponenten und muss in der Bauteilauslegung berücksichtigt werden. So ist die Vorspannung, unter welcher ein torsionsbeanspruchtes FVK/E-Bauteil steht, relevant für die Materialsteifigkeit in der jeweils untersuchten Schwingspielamplitude des Betriebszustandes. Eine anschauliche Darstellung hierzu bietet Abbildung 5.9. Die Kurve im linken Diagramm ist zusammengesetzt aus einer Messung der Zugeigenschaften in Anlehnung an die DIN 53504 [DIN17] und die Messung der Drucksteifigkeit an einer scheibenförmigen Druckprobe mit der Dicke 2 mm und dem Durchmesser 13 mm. Die Versuchsdurchführung erfolgte in Anlehnung an die ISO 7743 [ISO17]. Erfasst wurden jeweils die technische Spannung und die technische Dehnung. Der Elastizitätsmodul wurde exemplarisch als 50 %-Sekantenmodul (10 MPa) und als Tangentenmodul (56,2 MPa) um den unbelasteten Zustand ermittelt. Zwischen den zwei Werten liegt ein signifikanter Unterschied. Da kein proportionaler Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung vorliegt, ist die Angabe eines Elastizitätsmoduls für Elastomere grundsätzlich nicht zielführend [DIN17].

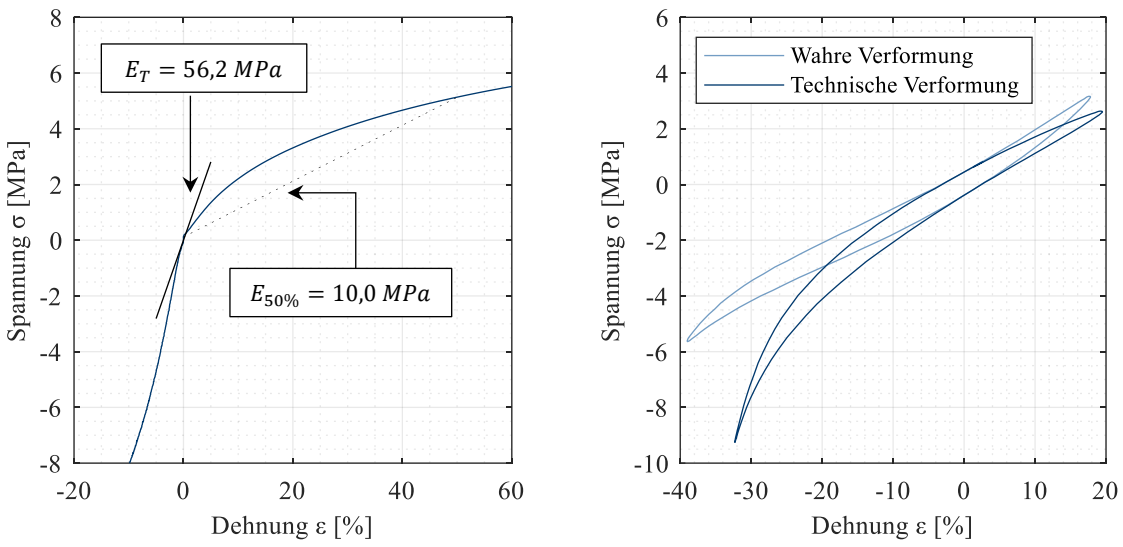

Abbildung 5.9: Spannungs-Dehnungs-Verhalten des PUR-2 im Zug-Druck-Bereich in Anlehnung an Normversuche und an einem ZDP

Das hyperelastische Verhalten kann über Materialmodelle, welche auf der Formänderungsenergiedichte basieren, in guter Näherung modelliert werden. Für einige Fälle ist jedoch eine Linearisierung der Materialeigenschaften sinnvoll. Ein Beispiel hierfür ist die Modalanalyse, also die schwingungstechnische Betrachtung von Bauteilen. Hier ist je nach Betriebszustand eine Linearisierung durchzuführen. Dieser E-Modul ist weiterhin, wie in der Diskussion der DMA (s. Abbildung 5.8) signifikant von der Frequenz der Belastung, genauer: von der Beanspruchungsgeschwindigkeit, abhängig. Die DMA zeigte Herausforderungen in der Aufbringung der relevanten Prüfkräfte, bewegt sich daher nur in einem geringen Dehnungsbereich und bringt keine Wechsellast auf. Ein Zusammensetzen von separaten Frequenzsteigerungsversuchen an Zug- und an Druckproben ist jedoch keine zielführende Lösung. Aus diesem Grund wird ein Zug-Druck-Materialprüfkörper des PUR-2-Systems mit konstantem Querschnitt hergestellt, an welchem sowohl Zug- als auch Druckversuche durchgeführt werden können. Die zwei exemplarischen Hystereseschleifen im rechten Graphen in Abbildung 5.9 wurden dabei unterstützt durch das optische DIC-Verfahren (s. Abbildung 5.10) aufgenommen. Sie demonstrieren auch den Unterschied zwischen der wahren Spannung und der technischen Spannung.

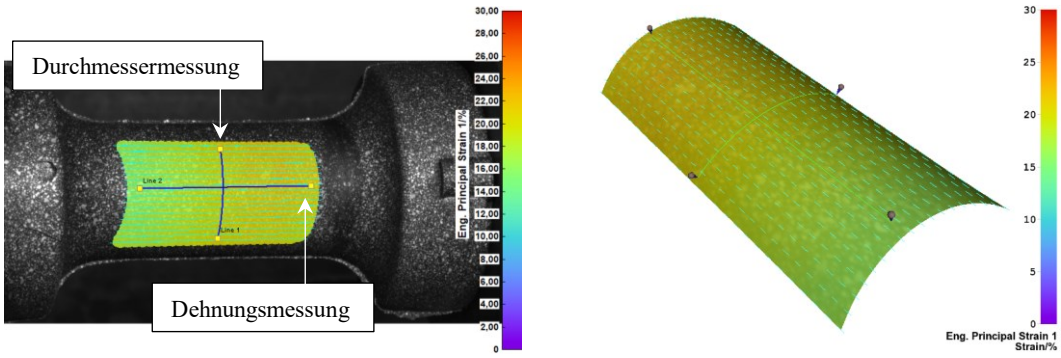

Abbildung 5.10: Optische Erfassung der Dehnung und der Durchmesseränderung über das 3D DIC-Verfahren

Die Betrachtung aller folgenden Messergebnisse beruht auf dem gängigen Kennwert der technischen Spannung. Über die servo-hydraulische Universalprüfmaschine können deutlich höhere Prüfkräfte als bei einer herkömmlichen DMA aufgebracht werden. Im geringen Auslenkungsbereich sind hohe Lastfrequenzen möglich.

Nachfolgend wird an den Versuchsergebnissen der Einfluss einer steigenden Beanspruchungsgeschwindigkeit auf den E-Modul quantifiziert. Die Versuche werden weggeregelt mit einer Amplitude von $\pm$ 0,3 mm um einen definierten Arbeitspunkt durchgeführt, wobei die Frequenz schrittweise auf 50 Hz erhöht wird. Die Länge der Stufen wird auf 100 s festgelegt. In der Auswertung wird der dynamische E-Modul E_{dyn} aus einer Endpunktlinearisierung der letzten 50 Hystereseschleifen von jeder Stufe gebildet. Die Standardabweichung liegt bei allen Versuchspunkten bei unter 0,28 MPa ($<$ 1% bezogen auf den Messwert).

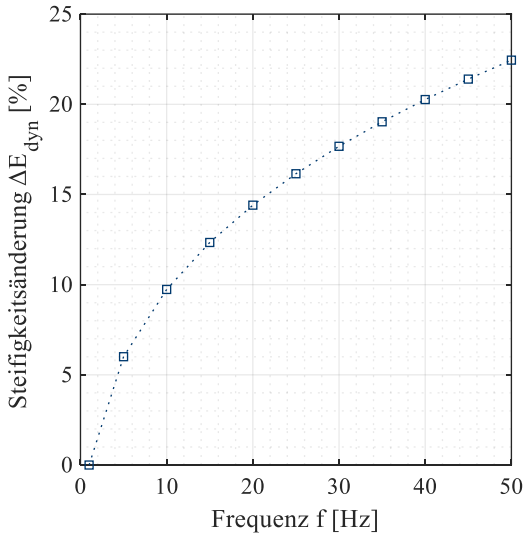

Abbildung 5.11: Frequenzabhängigkeit des E-Moduls eines PUR-2-Prüfkörpers im Zug-Druck-Bereich

Abbildung 5.11 zeigt die relative Änderung des dynamischen E-Moduls des Zug-Druck-Prüfkörpers in Abhängigkeit der Frequenz. Aufgrund des nichtlinearen Verformungsverhaltens ist der absolute E-Modul signifikant von der Vorlast (σ_m) und der Amplitude abhängig. Der hier dargestellte Versuchslauf mit $\sigma_m = 0\ MPa$ bildet einen Zug-Druck-Wechselbereich ab. Eine Erhöhung der Belastungsfrequenz von 1 auf 50 Hz führt zu einem Anstieg des dynamischen E-Moduls um 22,5 % bei einer Vorspannung von $\sigma_m = 0\ MPa$. Der prozentuale Anstieg liegt in der gleichen Größenordnung, die auch in der DMA gemessen wurde. Der Einfluss der Frequenz auf den E-Modul ist signifikant und muss daher bei der Auslegung der Bauteile berücksichtigt werden.

5.2.3 Modellierung der Viskoelastizität über die Prony-Reihe

Wie in Abschnitt 2.1.2.5 vorgestellt, eignet sich die Prony-Reihe, um die viskoelastischen Eigenschaften modellhaft abzubilden. Die Prony-Reihe ist die mathematische Beschreibung des generali-

sierten Maxwell-Modells, welches als mechanisches Ersatzmodell aus Feder- und Dämpferelementen besteht. Eine ausführliche mathematische Beschreibung findet sich in Abschnitt 2.1.2.5 oder in der Fachliteratur [Pop17, Nie17]. Das Vorgehen für die Parameteridentifikation wird in [KS+17] dargestellt. Für den Realteil des komplexen Elastizitätsmoduls gilt die folgende Beziehung:

$$E'(\omega) = E + \sum_{i=1}^{N_i} E_i \cdot \frac{\omega^2 \tau_i^2}{1 + \omega^2 \tau_i^2} \tag{5-1}$$

Das generalisierte Maxwell-Modell besteht in diesem Fall aus der Parallelschaltung der elastischen Komponente mit 10 Maxwell-Elementen. Im Rahmen der Modellierung erfolgt ein Parameterfit, dessen Ergebnis in Abbildung 5.12 dargestellt ist. Dabei wird der Speichermodul, als Realteil des komplexen Elastizitätsmoduls über ein Frequenzband aufgetragen. Als experimentelle Datenbasis für den Frequenzeinfluss wird die dynamisch-mechanische Materialprüfung im Zug-Druck-Wechselbereich aus Abschnitt 5.2.2 um $\sigma_m = 0\ MPa$ herangezogen. Über die Verwendung einer Prony-Reihe mit der 10. Ordnung ergeben sich damit 10 Prony-Parametersätze, welche die Elastizitätsmoduln E_i und die Relaxationszeiten τ_i beinhalten.

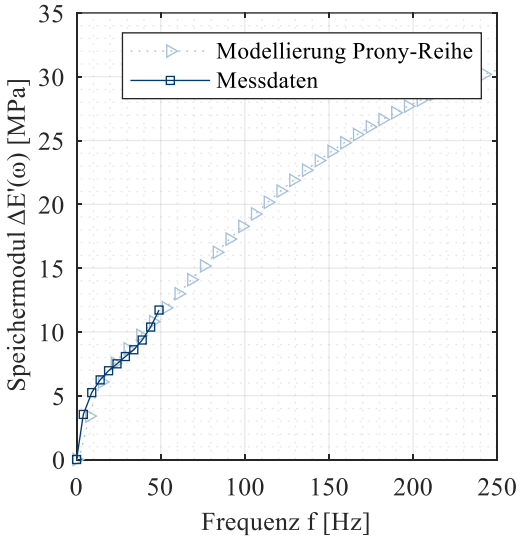

Abbildung 5.12: Identifikation der Prony-Parameter an den Messdaten

Das auf den Prony-Parametern basierende viskoelastische Materialmodell in FEM-Solvern benötigt die Vorgabe der Relaxationszeiten τ_i, der normierten Schubmoduln g_i und der normierte Kompressionsmoduln k_i. Aufgrund der Normierung entspricht das Verhältnis der Schubmoduln auch dem Verhältnis der Elastizitätsmoduln und kann über folgende Gleichung bestimmt werden.

$$g_i = \frac{G_i}{G_0} = \frac{E_i}{E_0} \tag{5-2}$$

Für Elastomere gilt in guter Näherung die Annahme der Inkompressibilität, weshalb der normierte Kompressionsmodul zu $k_i = 0$ gesetzt wird. Eine Übersicht über die Parameter aus dem Curve-Fitting der Abbildung 5.12 findet sich im Anhang unter Abschnitt A.2.1.

5.3 Ermüdung unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung

Ein weiterer wichtiger Faktor in der Auslegung von dynamisch-mechanisch belasteten Bauteilen sind Ermüdungsphänomene. In der Elastomerzwischenlage der wechselnd torsionsbelasteten FVK/E-Struktur bilden sich unter Nennlast Druck- und unter Gegenlast Zugbeanspruchungen aus, wobei in beiden Lastsituationen zudem Schubspannungen auftreten. Eine schematische Darstellung des Konturplots (von Mises Spannung) wird in Abbildung 5.13 (a) dargestellt. In der Lastsituation wechselnder Torsionsbelastung entstehen dementsprechend wechselnde Zug-Druck-Zustände mit überlagerter Schubbeanspruchung im Elastomer. In den Kreuzungsbereichen der inneren und äußeren Helixstruktur liegen hohe Normalspannungen (hier dargestellt: Druckbeanspruchung unter Nennlast) vor. Diese wurden unter drei exemplarischen Wechsellastzuständen mittels FEM quantifiziert. Anschließend erfolgte die Projektion der Last auf die Normalspannung der taillierten Zug-Druck-Prüfkörpers (Abbildung 4.1 (b)) und die Ableitung der Prüfkräfte. Das Vorgehen wird auch in [a05] beschrieben.

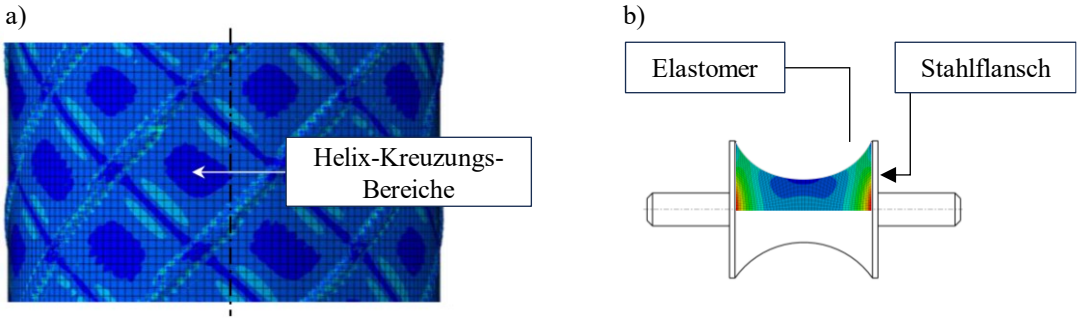

Abbildung 5.13: Schematische Darstellung eines FEM-Konturplots (von Mises Spannung) der Elastomerzwischenlage unter Nennlastbeanspruchung (a) und des Zug-Druck-Prüfkörpers (b)

Ziel der nachfolgenden experimentellen Untersuchung ist es, das Schädigungsverhalten des PUR-2, modellhaft zu beschreiben. Über die Modellbildung des Schädigungsverhaltens soll eine Übertragung von Schädigungsphänomenen auf das Finite Elemente Modell ermöglicht werden. Die Ermittlung von Schädigungskennwerten an universellen Prüfkörpern für ein geometrieunabhängiges Schadensakkumulationsmodell bietet den Vorteil, dass die Schädigungsevolution beliebiger Geometrien simuliert werden kann. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Anwendung des Vorgehens auf FVK/E-Strukturen untersucht und diskutiert.

5.3.1 Experimentelle Ermüdungscharakterisierung

Zunächst erfolgt die Ableitung der Prüflasten für die Materialversuche. Die Ableitung erfolgt über FE-Simulationen unter drei Lastsituationen. Die Simulationen werden über die kommerzielle FE-Software *Abaqus CAE* durchgeführt. Die Einstellungen für die Simulationen und eine Netzstudie zur Konvergenzanalyse sind in A.2 aufgeführt. Simuliert werden die in Abschnitt 4.2.3 aufgeführten Ober- und Unterlastzustände aus dem Ermüdungsversuch an einem Bauteil mit einem L/D-Verhält-

nis von 3,1. Wie im vorherigen Abschnitt dargestellt, werden die radialen Druck- und Zugnormalspannungen aus den Kreuzungsbereichen ermittelt. Dies erfolgt an drei axial über die Bauteillänge verteilten Bereichen. Die Abweichung zwischen den gemittelten Spannungen in allen untersuchten Auswahlbereichen liegt bei $< 0{,}5\ MPa$. In Tabelle 5.1 werden die gemittelten Werte für den Nennlast- und Gegenlastbereich dargestellt. Die Ermittlung der Prüfkörperkräfte erfolgt über die Simulation der Spannung im kleinsten Querschnitt des Prüfkörpers bei Druck- und Zugbeaufschlagung (s. Anhang, Abschnitt A.2). Für die ermittelten Kräfte werden Materialermüdungsversuche durchgeführt. Dabei wird, wie in Abschnitt 4.1.4 beschrieben, ein Sinussignal mit den in Tabelle 5.1 ermittelten Spitzenwerten angelegt. Die Versuchsführung erfolgt kraftgeregelt. Zudem wird die Belastungsgeschwindigkeit auf $7{,}5\ mm/s$ geregelt, um das Material unabhängig von der Amplitude mit gleicher Geschwindigkeit zu beanspruchen.

Tabelle 5.1: Ableitung der Prüflasten für die Materialermüdungsversuche aus der Simulation der Bauteilermüdungsversuche

Bauteilsimulation			**Äquivalente Prüfkörperlast**	
Lastamplitude	Nennlast $\hat{\sigma}^-$ (Druckspannung)	Gegenlast $\hat{\sigma}^+$ (Zugspannung)	Prüflast (Druckkraft)	Prüflast (Zuglast)
$1.425\ Nm$	$-6{,}24\ MPa$	$6{,}66\ MPa$	$-888{,}8\ N$	$584{,}1\ N$
$1.188\ Nm$	$-5{,}23\ MPa$	$5{,}57\ MPa$	$-775{,}0\ N$	$510{,}6\ N$
$950\ Nm$	$-4{,}21\ MPa$	$4{,}41\ MPa$	$-642{,}3\ N$	$423{,}4\ N$

Da die Daten zur Kalibrierung eines Schädigungsprogressionsmodells der Elastomerzwischenlage von wechselnd belasteten FVK/E-Hybridbauteilen verwendet werden, werden auch die Materialprüfungen im Wechsellastbereich durchgeführt. Das Lastwechselverhältnis bezogen auf die wahre Spannung liegt bei $R = -0{,}94$ (bei 1.188 und $1.425\ Nm$ äquivalenter Bauteilbelastung) bzw. $-0{,}95$ (bei 1.188 und $1.425\ Nm$ äquivalenter Bauteilbelastung). Die Umgebungstemperatur wurde über eine Temperaturkammer konstant auf 40°C eingestellt. Abbildung 5.14 zeigt die Ergebnisse der Ermüdungsversuche an dem PUR-2 in Form eines zeitlogarithmischen Wöhlerdiagramms. Als Spannungsamplitude ist die Zugspannungswert angegeben. Die unter dieser Amplitude ertragenen Lastwechsel sind auf der Abszisse aufgetragen. Jedes Lastniveau wurde mit einer Wiederholungsanzahl von sieben Proben geprüft. Die Auswertung der ertragenen Lastwechsel bis zum Prüfkörperversagen zeigt eine klare Differenzierung der Lastniveaus. Innerhalb der Bereiche liegt jedoch eine hohe Streuung vor. Alle Prüfkörper wurden vor der Prüfung optisch auf Fehlstellen und Lufteinschlüsse untersucht. Der Eintrag mikroskopischer Fehlstellen durch den Vakuum-Vergussprozess des PUR-Heißgießsystems ist jedoch nicht vollständig auszuschließen.

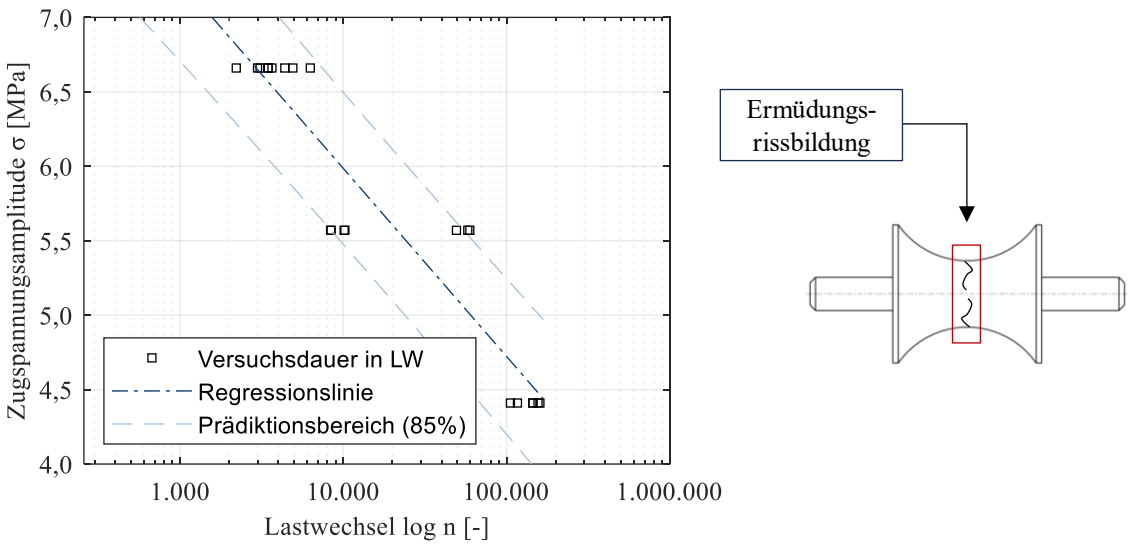

Abbildung 5.14: Wöhlerdiagramm für die Einstufen-Materialversuche des PUR-2 zur Modellkalibrierung

Weiterhin bildet sich durch den Spalt des zweiteiligen Formwerkzeugs ein Grat, welcher eine Abweichung von einer ideal glatten Prüfkörperoberfläche darstellt. Geometrische Abweichungen bei der Prüfkörperherstellung können zur Streuung des Auftretens der Rissinitiierung führen. Auch materialbezogene Schwankungen, wie unterschiedliche PUR-Chargen, können einen Einfluss auf das Ergebnis nehmen. Um eine materialbedingte Streuung in den Prüfungen auszuschließen, wurde die Qualität des vergossenen Materials durch begleitende Standardprüfungen nach DIN 53504 abgesichert.

Das Ausfallverhalten aller Proben ist durch einsetzende Rissbildung im kleinsten Querschnitt, Rissfortschritt und Durchriss charakterisiert. Abbildung 5.15 (links) zeigt exemplarisch die dynamische Steifigkeit über die Lastwechsel für drei Proben auf dem Lastniveau mit einer Zugspannungsamplitude von $6{,}66\ MPa$. Die Steifigkeit wurde für die diskreten Hysteresen eines jeden Lastwechsels über das Verfahren der Endpunktlinearisierung (s. Abschnitt 2.1) ermittelt. Da in diesem Fall die mittlere Steifigkeit des Zug-Druck-Wechselbereiches abgebildet ist, fließen sowohl der Zug- als auch der Druckanteil in die Berechnung ein. Daher ist in Abbildung 5.15 (rechts) auch die exemplarische Aufteilung eines Verlaufes in Zug- und Drucksteifigkeit dargestellt. Dabei wurde die Endpunktlinearisierung in beide Lastrichtungen jeweils ausgehend vom entlasteten Zustand durchgeführt.

Unabhängig von der absoluten Steifigkeit, prägen sich für alle Versuchsläufe drei charakteristische Bereiche aus: Der Versuch startet in einem Einlaufbereich, in welchem eine Erweichung eintritt. Nach etwa 1.000 Zyklen stellt sich eine konstante Steifigkeit ein (Beharrungsphase). Nach einer Rissinitiierung sinkt die Steifigkeit in der dritten Phase deutlich (Ermüdungsphase).

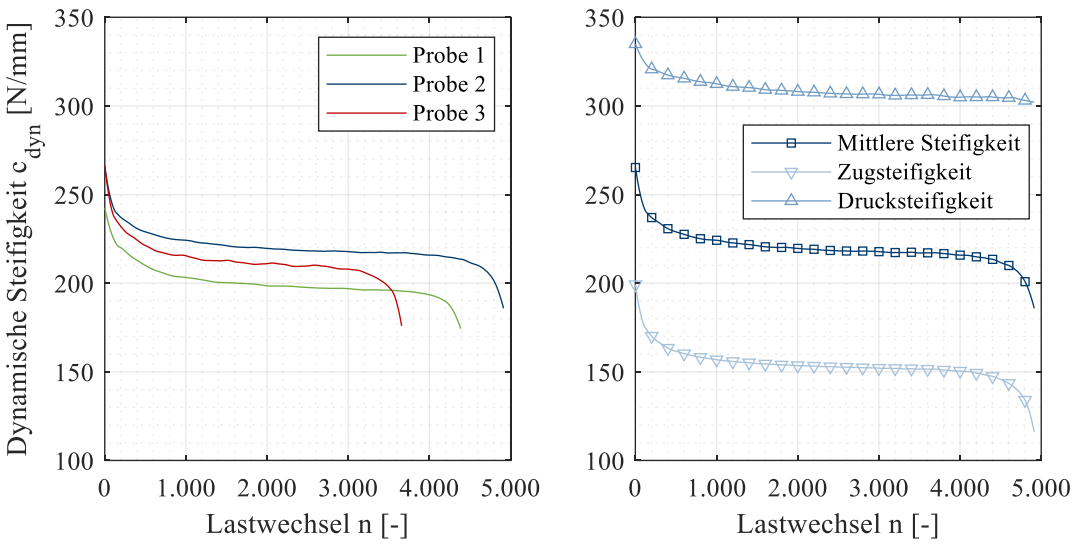

Abbildung 5.15: Exemplarische Darstellung von drei Versuchsläufen mit einer Zugspannungsamplitude von 6,66 MPa und die Differenzierung in Zug- und Drucksteifigkeit

Es treten makroskopische Schäden auf, die sich über Risse im Material äußern, und die Steifigkeit sinkt bis zum vollständigen Prüfkörperdurchriss. Die Versuche zeigen durchweg eine starke Degradation der Steifigkeit unter Zugbelastung. In dieser Arbeit wird die Hypothese aufgestellt, dass der Steifigkeitsverlust im Zugbereich der Zug-Druck-Wechsellastversuche ein aussagekräftiger Indikator für den Schädigungsfortschritt ist. Als charakteristische Beanspruchungsgröße wird die maximale Zugspannungsamplitude $\hat{\sigma}^{+}$ definiert. Alternativ wäre die Definition eines energiebasierten Kriteriums möglich. Aufgrund der Definition der Versuche ist der Energieeintrag durch die Zug-Druck-Wechselbelastung unter unterschiedlichen Amplituden implizit einbezogen.

5.3.2 Modellierung des Schädigungsverhaltens

Die Modellierung der Schädigungsprogression erfordert die Definition des Schädigungsbegriffes. Im Stand der Technik wurde die Reduktion der dynamischen Steifigkeit um 20% als Ausfallkriterium für Elastomerbauteile angeführt. Die Berechnung des dimensionslosen Schädigungsgrades D erfolgt nach folgender Gleichung:

$$D = \frac{c_{dyn,ref} - c_{dyn}}{0{,}2 \cdot c_{dyn,ref}} \tag{5-3}$$

Der Referenzzustand der dynamischen Steifigkeit $c_{dyn,ref}$ schließt den Einlaufbereich mit hohen Änderungsraten der dynamischen Steifigkeit aus und erfasst somit den Versuchslauf ab Beginn der Beharrungsphase. Die Wahl der Referenzsteifigkeit erfolgt über die Analyse der Änderungsrate der dynamischen Steifigkeit. Hierzu wird eine numerische Differenzierung über das Verfahren des Differenzenquotienten durchgeführt. Als Ergebnis wird die Änderungsrate der Steifigkeit über die Lastwechsel abgebildet.

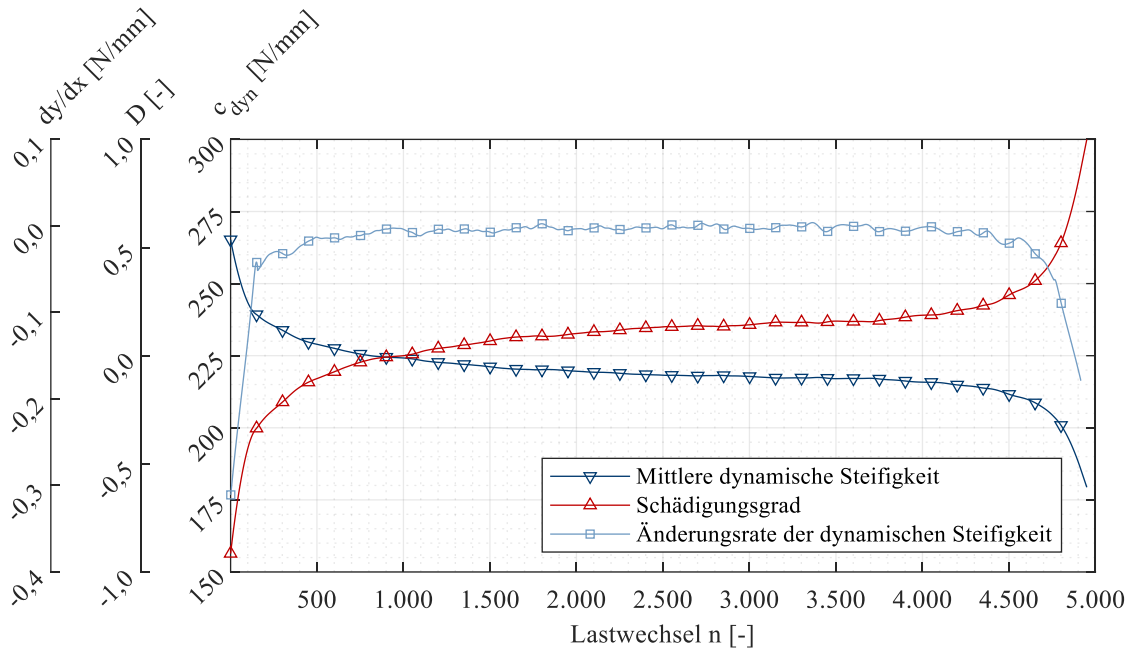

Abbildung 5.16: Berechnung der Schädigungsprogression über die Steifigkeitsdegradation

Eine Änderungsrate nahe 0 weist auf die Beharrungsphase mit näherungsweiser konstanter dynamischer Steifigkeit hin. Eine empirische Analyse der Ermüdungsversuche zeigt, dass der Einlaufbereich der betrachteten PUR-2-Prüfkörper in guter Näherung mit 1.000 Lastwechsel abgeschätzt werden kann. Abbildung 5.16 zeigt exemplarisch die Berechnung der Schädigungsprogression über die Degradation der Steifigkeit die Definition des Schädigungsgrades nach Formel (5-3).

Über die Umrechnung der Steifigkeitsverläufe aus den Ermüdungsversuchen in Schädigungsverläufe, kann ein nichtlineares Schadensakkumulationsmodell kalibriert werden. Für die mathematische Formulierung des Modellansatzes werden die Forschungsarbeiten von *Spitz, Mistler* und *Rocker* herangezogen [Spi12, Mis18, RS+20]. Für den allgemeinen Fall gilt, wie in [RS+20] dargestellt, folgende Beziehung für die Lastwechselblöcke M und die Lastwechsel N:

$$D_N = \sum_{j=1}^{N/M} \left(A \cdot \sum_{i=1}^{M} \left(e^{b \cdot B_i \cdot (D_{i-1}+1)^c} - 1 \right) \right) \tag{5-4}$$

Für die Modellkalibrierung ist eine initiale Parameteridentifikation der Modellparameter A, b und c notwendig. Die Beanspruchungsgröße B wird durch die maximale Zugspannung im kleinsten Querschnitt des Prüfkörpers repräsentiert und ist demnach vom Lastniveau abhängig. Der Ausfallzeitpunkt kann über mehrere mögliche Parameterkombinationen hinreichend genau beschrieben werden. Die Parameterkombination nimmt jedoch signifikanten Einfluss auf die Form des Verlaufes. Eine qualitative Darstellung des Einflusses der einzelnen Parameter findet sich in Abbildung 5.17. Es ist ersichtlich, dass die Parameterkombination den Ausfallzeitpunkt sowie die Form und die Spreizung der Schädigungsverläufe beeinflusst.

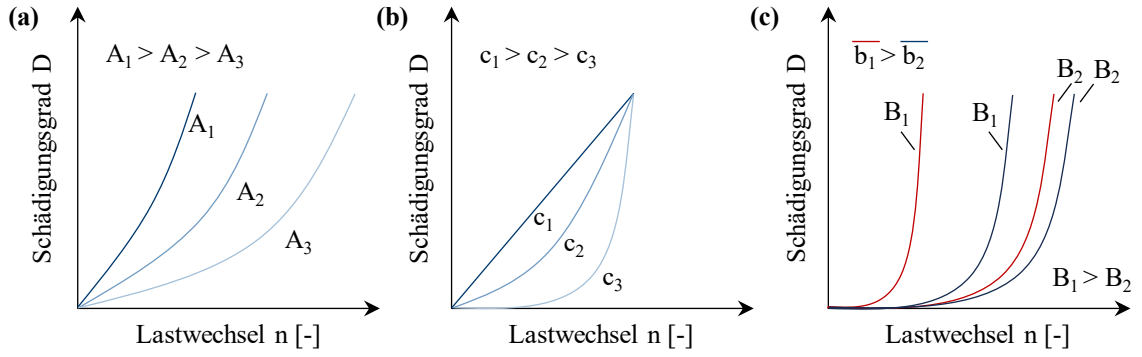

Abbildung 5.17: Qualitative Darstellung des Einflusses der Kalibrierparameter auf die Form des Schädigungsverlaufs nach [Spi12]

Für die Modellkalibrierung können numerische Optimierungsverfahren wie genetische Algorithmen oder das Nelder-Mead-Verfahren verwendet werden. Für die Parameteridentifikation in dieser Arbeit wird das Nelder-Mead-Verfahren und die Software MATLAB R2023b verwendet. In diesem Kapitel erfolgt die Kalibrierung des Modells erfolgt über drei repräsentative Schädigungsverläufe der Materialermüdungsversuche mit der Beanspruchungsgröße der maximalen technischen Zugspannung im kleinsten Querschnitt.

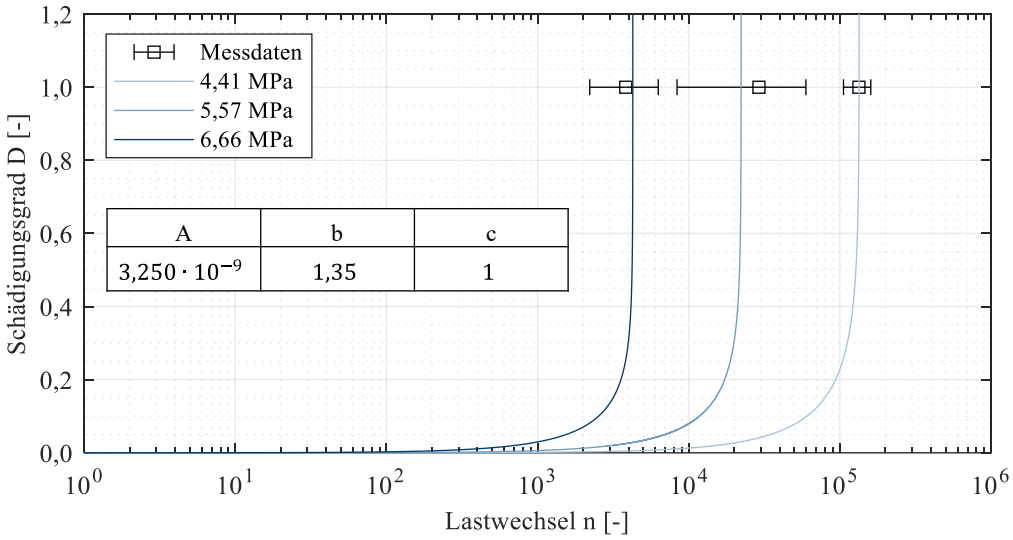

Abbildung 5.18: Kalibrierung des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells auf Basis von Einstufen-Materialermüdungsversuchen

Die Ergebnisse der Kalibrierung sind in Abbildung 5.18 dargestellt. In der Darstellung sind die gemittelten Ausfallzeitpunkte ($D = 1 \mid \Delta c_{dyn} = -20\ \%$) aus den experimentellen Versuchsreihen mit den jeweiligen Minima und Maxima für die drei untersuchten Lastniveaus enthalten. Die drei Kurven repräsentieren die Schädigungsverläufe, welche sich über die kalibrierten Modellparameter A, b und c mit dem nichtlinearen Schadensakkumulationsmodell ergeben. Über das Modell lassen sich folglich auch Schädigungsgrade weiterer Lastniveaus berechnen, die innerhalb des untersuchten Spannungsintervall liegen.

5.4 Zwischenfazit zur Materialcharakterisierung

Die Beschreibung des Materialverhaltens von Elastomeren ist von hoher Komplexität geprägt. Die Berücksichtigung von materialspezifischen Phänomenen geht dabei mit einem hohen prüftechnischen Aufwand einher. Im Rahmen dieser Arbeit werden drei Charakteristika fokussiert: Das Kriechverhalten unter Langzeitdruckbeanspruchung, der Einfluss der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf die Materialsteifigkeit und das Ermüdungsverhalten unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung.

Zur Untersuchung des Kriechverhaltens unter Langzeitdruckbeanspruchung wurde ein pneumatisch betriebener Drucklastprüfstand entwickelt, mit welchem eine parallelisierte Prüfung von bis zu fünf Proben unter einstellbarer Umgebungstemperatur möglich ist. Für einen Vergleich von drei untersuchten Elastomeren wurden anwendungsorientierte Prüfparameter und Auswertegrößen definiert. Es zeigte sich, dass die Polymerzusammensetzung der PUR-Heißgießsysteme einen deutlichen Einfluss auf die Kriechneigung nimmt. Die Materialien mit einem geringeren Druckverformungsrest (PUR-1 und EC) zeigten in den Versuchen zudem eine geringere Kriechneigung. Die auf dem ZTV-Prinzip beruhende SIM liefert ein Verfahren zur beschleunigten Kriechprüfung. Über die Nutzung des Effektes, dass höhere Temperaturen das Kriechen beschleunigen, kann auf Basis von Temperaturstufenversuchen und der modellbasierten Kurvenverschiebung das Kriechverhalten zeitlich extrapoliert werden. Die SIM wurde im Rahmen dieser Arbeit genutzt, um das Potenzial von TPE und Elastomeren in Bezug auf das Langzeitverhalten gegenüberzustellen. Für beide Materialklassen wurde die SIM über Referenzmessungen auf dem pneumatischen Drucklastprüfstand verifiziert. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen Verläufen und den SIM-Daten. Für einen Materialvergleich wurde zudem die Kriechdehnung verglichen. Das untersuchte TPU und TPS liegen deutlich über den Werten der Elastomere, während das TPC in einer vergleichbaren Größenordnung liegt. Eine vollständige Bewertung bedarf jedoch weiterhin der Analyse des Rückstellverhaltens und der Eigenschaften unter dynamisch-mechanischen Beanspruchungen. Aufgrund von prozessbedingten Vorteilen, wie einer hohen Adhäsionsneigung zu dem verwendeten EP-GFK, wird das PUR-2-System zur Prototypenfertigung eingesetzt. Die weitere Materialanalyse fokussiert daher dieses Materialsystem.

Die zu erwartenden Einsatzbedingungen für Antriebswellen in FVK/E-Hybridbauweise sind durch hohe dynamisch-mechanische Belastungen charakterisiert. Elastomerbauteile weisen eine hohe Abhängigkeit von der Belastungsamplitude, der Belastungsgeschwindigkeit und der Temperatur auf. Ein übliches Verfahren zur dynamischen Materialcharakterisierung im Rahmen von Laboranalysen ist die DMA. In dieser Arbeit wurde die DMA genutzt, um den Einfluss von Temperatur- und Belastungsgeschwindigkeit auf die Steifigkeit und die Dämpfung zu analysieren. Für den Versuch wurden anwendungsbezogene Prüfbedingungen definiert. Es zeigt sich, dass im Rahmen der gewählten Prüfbedingungen die Belastungsgeschwindigkeit (Lastfrequenz) einen ausgeprägteren Einfluss als die Temperatursteigerung aufweist. Aufgrund von begrenzten Prüfkräften wurden die Frequenzstei-

gerungsversuche im weiteren Verlauf auf einer servo-hydraulischen Universalprüfmaschine an einem Zug-Druck-Prüfkörper wiederholt. Dabei wurde der Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Materialsteifigkeit analysiert. Die viskoelastischen Eigenschaften wurden dazu über eine Prony-Reihenentwicklung modelliert. Die Ergebnisse werden zur Entwicklung der nachfolgend genutzten Simulationsmodelle verwendet.

Eine bedeutender Auslegungsaspekt ist weiterhin die Materialermüdung aufgrund von dynamisch-mechanischer Beanspruchung. In diesem Kapitel wurden Ermüdungsversuche im Zug-Druck-Wechselbereich an taillierten Zug-Druck-Prüfkörpern durchgeführt. Die Lastniveaus wurden aus FEM-basierten Analysen von Wechsellastzuständen der Elastomerzwischenlage des Bauteils abgeleitet. Als dominierende Schädigungscharakteristik in den Materialversuchen wurde die Steifigkeitsdegradation in Zuglastrichtung identifiziert. Als Ausfallkriterium ($D = 1$) wurde eine Steifigkeitsdegradation um $20\ \%$ ausgehend von einem Referenzzustand definiert. Die Steifigkeitsverläufe wurden über das Kriterium in Schädigungsverläufe umgerechnet, mit welchen ein nichtlineares Schadensakkumulationsmodell kalibriert wurde. Das Schadensakkumulationsmodell stellt ein Berechnungswerkzeug dar, welches die Analyse des Einflusses einer Vorschädigung und der Beanspruchungsgröße auf den aktuellen Schädigungszustand des Materials ermöglicht.

6 Analyse des Bauteilverhaltens

In diesem Kapitel erfolgt die experimentelle Untersuchung von Funktionsprototypen und die Verifizierung von entsprechenden Simulationsmodellen. Zunächst erfolgt eine Charakterisierung der Torsionssteifigkeit für unterschiedliche Bauteilabmessungen. Ziel ist es, den Einfluss des gewählten L/D-Verhältnisses auf die Steifigkeit zu quantifizieren und konventionellen FVK-Aufbauten gegenüberzustellen. Anschließend erfolgt eine Analyse der Tragfähigkeit der Funktionsprototypen in FVK/E-Hybridbauweise über Maximallastversuche. Im Fokus der Untersuchung steht insbesondere das Stabilitätsverhalten unter hohen Überlasten. Im letzten Abschnitt erfolgt die schwingungstechnische Untersuchung der Biegeeigenfrequenzen über Modalanalysen an einem Funktionsprototypen. Die in diesem Kapitel verwendeten Prüfkörper sind in 4.2.1 spezifiziert und verfügen über eine Elastomerzwischenlage basierend auf dem PUR-2-Materialsystem.

6.1 Simulationsmodelle

In diesem Abschnitt wird zunächst der Aufbau der Simulationsmodelle beschrieben, welche im Folgenden durch experimentelle Bauteilversuche verifiziert werden. Die verifizierten Simulationsmodelle bieten die Grundlage für eine umfassende simulationsgetriebene Bauteilentwicklung, in welchem der Einfluss einer fortschreitenden Degradation von Materialeigenschaften virtuell analysiert werden kann.

Zur Durchführung der Simulationen werden die kommerziellen FE-Solver *ANSYS Mechanical 2023* und *Abaqus CAE 2021* sowie die im Anhang (s. Abschnitt A.3) aufgezeigte Hardware verwendet. Die *ANSYS Workbench* bietet in der Produktentwicklung den Vorteil einer einfachen Parametrisierbarkeit der Simulationsmodelle, weshalb die Torsionssteifigkeit unterschiedlicher Bauteillängen an einem parametrisierten Modell untersucht wird. *Abaqus CAE* lässt über die Systemstruktur eine einfache skriptbasierte Anpassung der Modelle zu, wodurch sich der Solver gut in weitere Berechnungsmodelle integrieren lässt. Prinzipiell sind mit beiden Softwarelösungen vergleichbare Lösungen erreichbar, im frühen Entwicklungsstadium bieten die Programme jedoch individuelle Vorteile.

Der simulierte Bereich umfasst das torsionselastische, dreischichtige Wellensegment mit dem jeweiligen Funktionsbereich l_f und dem Außendurchmesser $\emptyset d$. Das Modell besteht aus gegenläufig gerichteten 45° FVK-Wicklungen, welche über die Ingenieurkonstanten Elastizitätsmodul, Schubmodul und Poissonzahl beschrieben sind (s. Abschnitt 2.1.1). Das hyperelastische Verhalten der Elastomerzwischenlage aus PUR-2, welche in Abbildung 6.1 (a) in dunkelblau dargestellt ist, wird über das Yeoh-Materialmodell beschrieben (s. Abschnitt 2.1.2). Für die Vernetzung in dem *Abaqus CAE* Modell werden C3D8R-Elemente für die FVK-Komponenten und C3D20H-Elemente für die Elastomerzwischenlage gewählt.

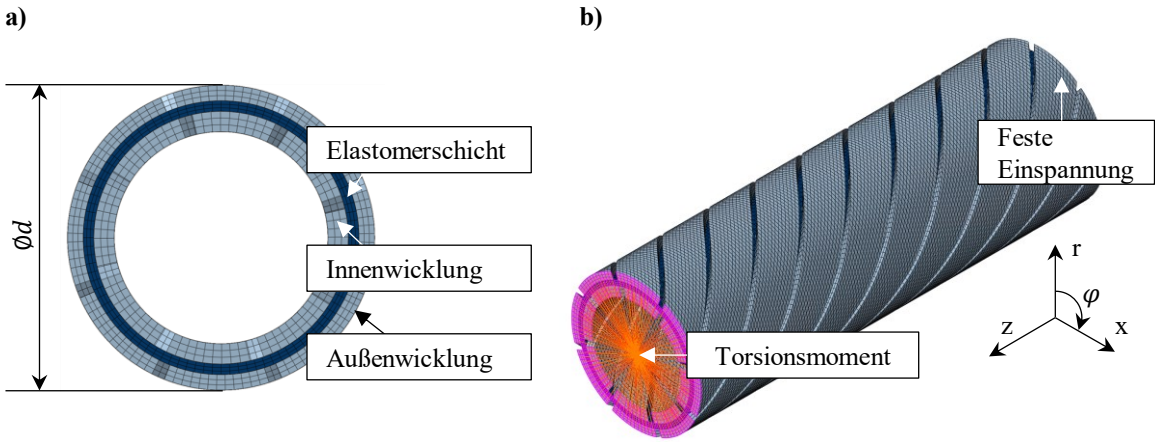

Abbildung 6.1: Aufbau der dreischichtigen Baugruppe (a) und Randbedingungen an dem simulierten Wellensegment (b)

Die Elementgröße wird mit Werten von $< 1\ mm$ definiert und basiert auf einer Netzstudie zur Ermittlung des Optimums zwischen Simulationsgenauigkeit und Rechenzeit. Für die Vernetzung im *ANSYS Mechanical* Modell werden analog zum *Abaqus* Modell Hexaeder-Elemente mit einer Größe von $< 1\ mm$ definiert, wobei weitere Netzeinstellungen programmgesteuert gewählt werden. Die Grenzflächen der drei Teilkomponenten werden über *Tie Constraints* gekoppelt. Nichtlineare geometrische Effekte werden bei der Analyse berücksichtigt. Die Randbedingungen für die statischen strukturmechanischen Analysen werden in Abbildung 6.1 (b) dargestellt. Für die Einleitung des Momentes wird die Stirnfläche des Wellensegmentes mit einem Referenzpunkt gekoppelt, über welchen das zu simulierende Moment vorgegeben wird. Die axiale und radiale Verschiebung der Stirnfläche wird zudem blockiert. Auf der gegenüberliegenden Stirnfläche wird eine feste Einspannung, also die Sperrung aller rotatorischen und translatorischen Freiheitsgrade, vorgegeben.

6.2 Steifigkeitscharakterisierung

Über die definierte Einstellung der Torsionselastizität kann die Funktion der Steifigkeitsreduktion durch elastische Kupplungselemente im Antriebsstrang in die Komponente in FVK/E-Hybridbauweise integriert werden. Die einstellbare Torsionssteifigkeit von Antriebswellen in FVK/E-Hybridbauweise zur Funktionsintegration elastischer Kupplungen wurde auch in [a06] diskutiert. Von entscheidender Bedeutung sind globale Geometrieparamater, wie das L/D-Verhältnis (s. Abschnitt 4.2.1). Für den Nachweis einer gezielt eingestellten Torsionssteifigkeitsreduktion durch die FVK/E-Hybridbauweise und die Einflussquantifizierung des L/D-Verhältnisses wird eine experimentelle Charakterisierung auf dem in Abschnitt 4.2.2 gezeigten servo-hydraulischen Torsionsprüfstand durchgeführt. Die Versuchsdurchführung erfolgt über quasi-statische Torsionsmomentrampen in Nenn- und Gegenlastrichtung (s. Abschnitt 4.2.3). Es werden Funktionsprototypen mit den drei L/D-Verhältnissen $3{,}1, 7{,}5$ und $13{,}7$ untersucht. Die Funktionsprototypen sind auf ein dauerhaft zu übertragendes Torsionsmoment von $0{,}950\ kNm$ ausgelegt [a06]. Das Funktionsmuster mit $L/D = 13{,}7$

verfügt zudem über eine zusätzliche, dehnungsentkoppelte 0° −Lage zur Erhöhung der biegekritischen Drehzahl. Über die elastomerbasierte Dehnungsentkopplung der 0° −Lage, hat diese einen untergeordneten Einfluss auf die Torsionssteifigkeit. Der Fokus der Analyse liegt auf dem torsionstragenden dreischichtigen ± 45° −FVK/E-Hybridaufbau. Um das Potenzial des FVK/E-Hybridaufbaus zu quantifizieren, wird zudem ein konventionelles Torsionsrohr, mit einem ± 45° −Laminataufbau (vgl. Abschnitt 2.2) ohne Dehnungsentkopplungsspalten und Elastomerzwischenlage simuliert. Der mittlere Durchmesser und die Stärke der FVK-Laminatlagen wurden analog zu dem Bauteil in FVK/E-Hybridbauweise gewählt, um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Abbildung 6.2 zeigt die Ergebnisse der Torsionssteifigkeiten der definierten Wellensegmente in konventioneller FVK-Bauweise und FVK/E-Hybridbauweise. Es sei darauf hingewiesen, dass für die FVK-Wellensegmente lediglich Simulationsergebnisse vorliegen.

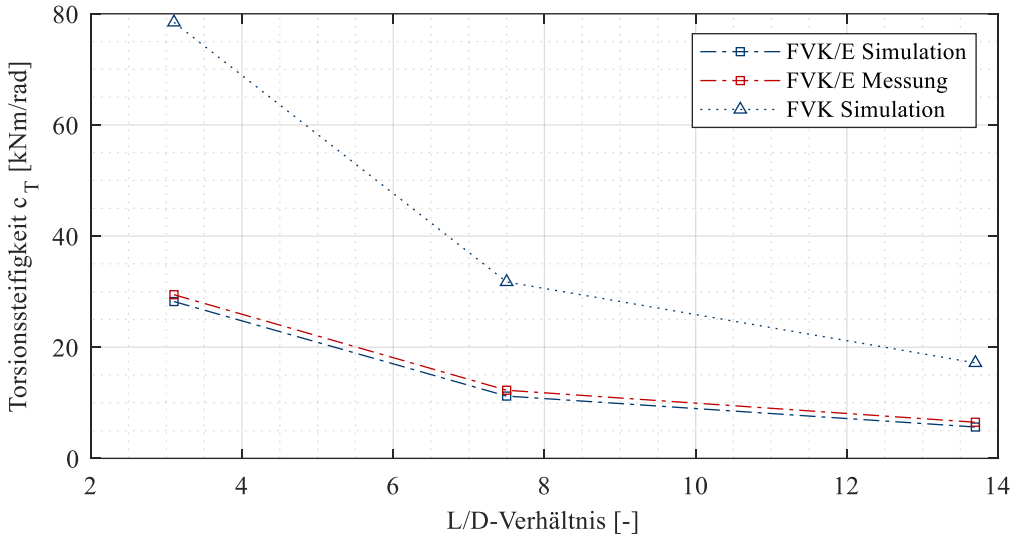

Abbildung 6.2: Simulation und Messung der Torsionssteifigkeit von Wellensegmenten in FVK und FVK/E-Bauweise

Für den Vergleich der Torsionssteifigkeiten werden drei L/D-Verhältnisse dargestellt. Die Steifigkeit von elastischen Kupplungen wird üblicherweise in kNm/rad angegeben. Zwischen den Längenbereichen wurde aus Gründen der Anschaulichkeit linear interpoliert. Es lässt sich erkennen, dass sich die Torsionssteifigkeit durch den FVK/E-Hybridaufbau signifikant reduzieren lässt. Dies trifft bezogen auf absolute Torsionssteifigkeitswerte zu, insbesondere bei kurzen Bauteillängen. Bei einem L/D-Verhältnis von 3,1 wird über die FVK/E-Hybridbauweise eine Steifigkeitsreduktion von ca. – 49 kNm/rad (73 %) im Vergleich zu einem konventionellen FVK-Bauteil erreicht. Bei steigender Bauteillänge nimmt der absolute Unterschied zwischen den Torsionssteifigkeiten ab, jedoch wird bei allen simulierten Parametern eine relative Reduktion der Steifigkeit von über 70 % erreicht. Die Abweichung zwischen den simulierten und den gemessenen Steifigkeiten liegt in einem Bereich von 0,9 kNm/rad ($L/D = 13{,}7$) bis 1,2 kNm/rad ($L/D = 3{,}1$) und ist als gering zu bewerten.

Eine Reduktion der Steifigkeit in einem Antriebsstrang mit einem dauerhaft zu übertragenden Torsionsmoment im Bereich von $< 15\ kNm/rad$ ist üblicherweise über den Einsatz gummi-elastischer Kupplungen hoher Elastizität zu erreichen [a06]. Das Potenzial des FVK/E-Hybridaufbaus in Bezug auf die Funktionsintegration einer hohen Torsionselastizität ist damit grundsätzlich vorhanden. Über die die Bauweise lassen sich die Anzahl der Komponenten und der benötigte Bauraum im Antriebsstrang reduzieren. Dies geht mit einer deutlichen Steigerung der Leistungsdichte bezogen auf den Bauraum und mit einer Reduktion der Gesamtmasse des Antriebsstrangsystems einher.

6.3 Stabilitätsverhalten und Überlastzustände

In Abschnitt 2.2 sind die Gestaltungsrichtlinien zur Auslegung von torsionsbeanspruchten FVK-Strukturen zusammengefasst. Dabei wurde herausgestellt, dass grundsätzlich eine Differenzierung zwischen Stabilitätsversagen und Festigkeitsversagen zu treffen ist. Während ein Festigkeitsversagen durch das lokale Überschreiten der Materialfestigkeit oder (bei Hybridbauweisen) der Verbundhaftung hervorgerufen wird, äußert sich ein Stabilitätsversagen über ein Knicken oder Beulen des Bauteils. Im Sinne einer maximierten Ausnutzung der Materialpotenziale ist in der Produktauslegung möglichst ein Optimum aus konstruktiver und materialtechnischer Gestaltung zu identifizieren, in welchem beide Versagensmodi möglichst spät eintreten. In der Auslegung von konventionellen Antriebswellen existieren bereits Untersuchungen zum Festigkeits- und Stabilitätsversagen. Es sei auf die Ausführungen in Abschnitt 2.2.2 und auf die anwendungsorientierten Arbeiten [Kle06] und [Dic13] verwiesen. In Bezug auf Wellen in FVK/E-Hybridbauweise existiert jedoch Forschungsbedarf, welcher insbesondere über zwei charakteristische Unsicherheitsfaktoren begründet ist: Das Bauteilkonzept ist über die helixförmige Wicklung der FVK-Bereiche und die Dehnungsentkopplungsspalten gekennzeichnet. Der Einfluss der geometrischen Abweichung von einem idealen Hohlzylinder auf das Stabilitätsverhalten ist ein möglicher Unsicherheitsfaktor. Als zweiter Einflussfaktor ist die Elastomerzwischenlage zu nennen, welche in Bezug auf das Verformungsverhalten deutliche Unterschiede zu dem EP-GFK aufweist.

6.3.1 Experimentelle Analyse des Bauteilversagens

Die experimentelle Analyse erfolgt in Form eines drehwinkelgeregelten Versagenslasttests an zwei Funktionsprototypen in Nenn- und Gegenlastrichtung. Für die Nennlastrichtung wird ein Bauteil mit einem Verhältnis von $L/D = 7{,}5$ verwendet. Für den Versagenstest in Gegenlastrichtung wird ein Bauteil mit $L/D = 3{,}1$ eingesetzt. Beide Komponenten sind auf ein dauerhaft zu übertragendes Moment von $0{,}950\ kNm$ in Nennlastrichtung ausgelegt. Das Ziel der zwei Versuche ist es, charakteristische Versagensmechanismen für potenzielle Anwendungen zu identifizieren. Dabei weist das Bauteil mit $L/D = 7{,}5$ ein mögliches L/D-Verhältnis für kurze Antriebswellen auf, während das Bauteil mit $L/D = 3{,}1$ mögliche Abmaße für Torsionsfederelemente bietet, welche in der Anwendung hohe

Gegenlasten erfahren können. Begründet auf den unterschiedlichen Anwendungsfeldern werden für die experimentellen Untersuchungen unterschiedliche L/D-Verhältnisse gewählt, wobei die weiteren Bauteileigenschaften identisch sind. Die Versagenslasttests werden auf einem servo-hydraulischen Torsionsprüfstand (s. Abschnitt 4.2.2) durchgeführt, wobei die Last über eine Drehwinkelregelung mit $0{,}175\ rad\ /\ min$ bis zum Bauteilversagen aufgebracht wird. Die Versuche werden über das optische 3D-DIC-Verfahren überwacht, um lastinduzierte Abweichungen in der zylindrischen Geometrie zu identifizieren. Das Vorgehen ist in Abschnitt 4.2.4 beschrieben. Aufgrund der unterschiedlichen Funktionslängen sind die absoluten Torsionssteifigkeiten unterschiedlich, während die normalisierte Torsionssteifigkeit, also das Torsionsmoment bezogen auf den Drehwinkel und die Funktionslänge, für beide Bauteile gleich ist. Zur Ergebnisdarstellung wird daher die Rotation auf die Bauteillänge bezogen (normalisierter Drehwinkel). Die Bruchkurven und Bilddaten beim Schadenseintritt sind in Abbildung 6.3 dargestellt. Auf den Bildern sind zudem die sechs Sektionen (S1-S6) gekennzeichnet, über welche die Auswertung der Bauteilkontur mit dem 3D-DIC-Verfahren erfolgt.

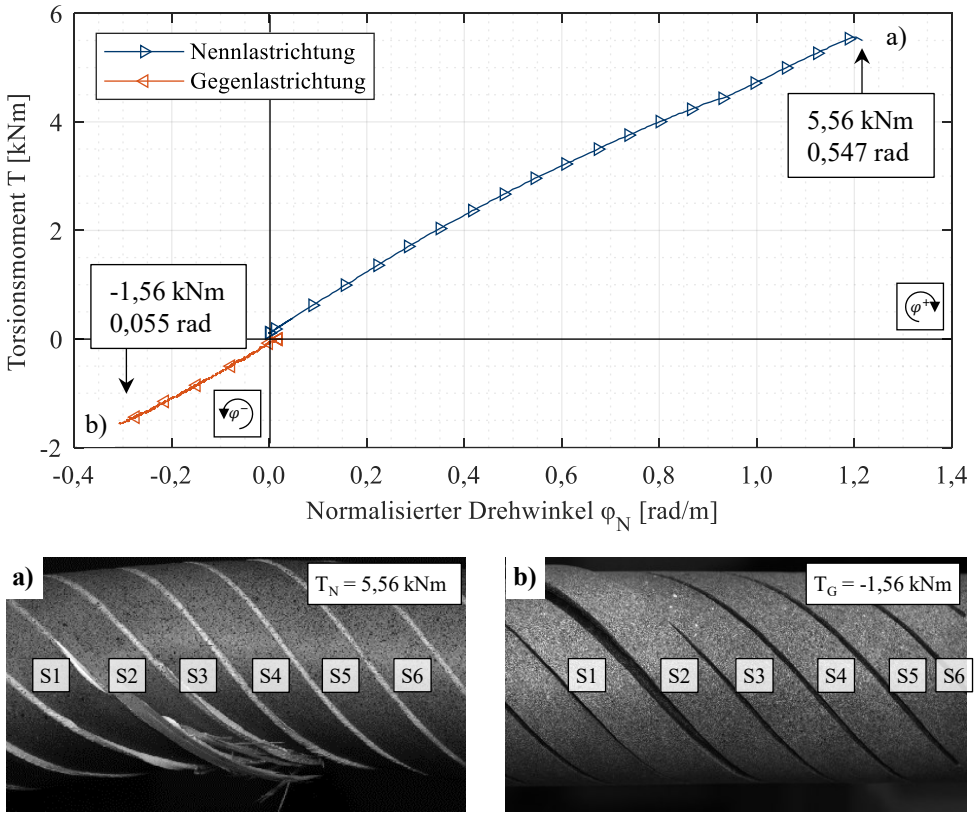

Abbildung 6.3: Bruchkurve und Schadensbilder der DIC-Aufnahme in Nennlastrichtung (a) und Gegenlastrichtung (b)

Die Bruchkurve zeigt für beide Lastfälle bis zum Versagenseintritt einen annähernd linearen Zusammenhang zwischen dem Torsionsmoment und dem normalisierten Drehwinkel. In Nennlastrichtung wird ein maximales Torsionsmoment von $5{,}56\ kNm$ bei einem Winkel von $0{,}547\ rad$ (entspricht 31,37°) erreicht. Die Versagenslast in Gegenlastrichtung wird bei einem Torsionsmoment von

$-\ 1{,}56\ kNm$ und einem Drehwinkel von $0{,}055\ rad$ (entspricht $-\ 3{,}15°$) erreicht. Die optische Begutachtung der Schadensbilder zeigt unterschiedliche Schadensmodi. Auf Grundlage der Bildauswertung lassen sich folgende Hypothesen für das Versagen in Nennlastrichtung (a) und in Gegenlastrichtung (b) aufstellen:

a) **Stabilitätsversagen**
   Das Bauteil zeigt unter dem Überlastzustand in Nennlastrichtung eine deutliche Formabweichung von der idealen Zylindergeometrie. Der Bauteilquerschnitt weicht in seiner Form von dem ursprünglichen Kreisringquerschnitt ab und die Bauteilachse knickt aus. Weiterhin ist ein Zwischenfaserbruch in der Sektion S2 erkennbar.

b) **Delamination**
   Das Versagen unter dem Überlastzustand in Gegenlastrichtung tritt im adhäsiven Kontaktbereich FVK-Wicklung und Elastomerzwischenlage auf. Die Bauteilachse ist nicht sichtbar geknickt oder verschoben. Die Bauteilaußenkontur zeigt kein Beulen oder Einschnüren, sondern einen durch Delamination hervorgerufenen Schaden der Helixwicklung in der Sektion S2.

Die Hypothesen für die zwei Schadensmodi werden folgend über das 3D-DIC-Verfahren quantifiziert. Dafür werden, wie in Abschnitt 4.2.4 beschrieben, die zwei Kennzahlen der Durchmesseränderung und der Achsverschiebung ermittelt. Die Messung erfolgt an den sechs Sektionen S1 – S6, an denen virtuelle und tangential anliegende Extensometer platziert werden. Über die Extensometer und eine Fitting-Funktion wird der Durchmesser und die Position der Achse berechnet. Die Ergebnisse der Analyse sind in Abbildung 6.4 dargestellt. Die Abbildung stellt die Durchmesseränderung Δd in Abhängigkeit vom aufgebrachten Torsionsmoment T dar. Abbildung 6.4 (a) zeigt die Analyseergebnisse für den Versagenslasttest in Nennlastrichtung (T_N) und (b) zeigt die Ergebnisse für den Versagenslasttest in Gegenlastrichtung (T_G). Weiterhin wird die Positionsänderung der Achskoordinaten in Abhängigkeit des Torsionsmomentes $\Delta P(T)$ für die Versagenslasttests in Nenn- (c) und Gegenlastrichtung (d) dargestellt.

Die Untersuchung der Formstabilität der Bauteilaußenkontur durch die Auswertung des Bauteildurchmessers in den sechs Sektionen in Abbildung 6.4 (a) stützt die Hypothese des Stabilitätsversagens durch hohe Überlasten in Nennlastrichtung. Der Verlauf der Durchmesseränderung lässt sich in drei Bereiche einteilen. Bei Torsionsmomenten von $<\ 1\ kNm$ ist keine signifikante Änderung der Bauteilkontur messbar. Im Bereich von 2 bis 4,5 kNm lässt sich ein leichtes Vorbeulen mit Durchmesseränderungen von $<\ 1\ mm$ erfassen, welches ab 4,5 kNm in einen progressiven Anstieg der Formabweichung übergeht. Eine Analyse der berechneten Achsposition und der Achsverschiebung in den sechs Sektionen in Abbildung 6.4 (c) zeigt, dass das Bauteil unter Überlastzuständen zudem ein Knicken aufweist. Die Sektionen sind mit einem Abstand von 20 mm definiert, sodass die Punkte in dem Graphen den Achskoordinaten der sechs Sektionen zugeordnet werden können. Die Zwischenbereiche wurden linear interpoliert, um den Effekt eines Lastanstiegs auf die Achsposition visuell zu unterstützen. Es wurden fünf diskrete Lastzustände ausgewertet, welche in der Legende

dargestellt sind. Der Fokus liegt insbesondere auf dem Bereich, der progressiv ansteigenden Formänderung ab 4,5 kNm. Es ist ersichtlich, dass bis zu einem Torsionsmoment von 4,2 kNm keine signifikante Achsverschiebung auftritt, obwohl bereits eine Deformation der Bauteilaußenkontur vorliegt (s. Abbildung 6.4 (a)). Bei Torsionsmomenten von $> 5\,kNm$ tritt ein signifikantes Knicken auf, welches durch eine Achsverschiebung von $> 3\,mm$ gekennzeichnet ist. Es liegt ein progressives Fortschreiten der Achsverschiebung vor, welches im Versagen der Komponente resultiert.

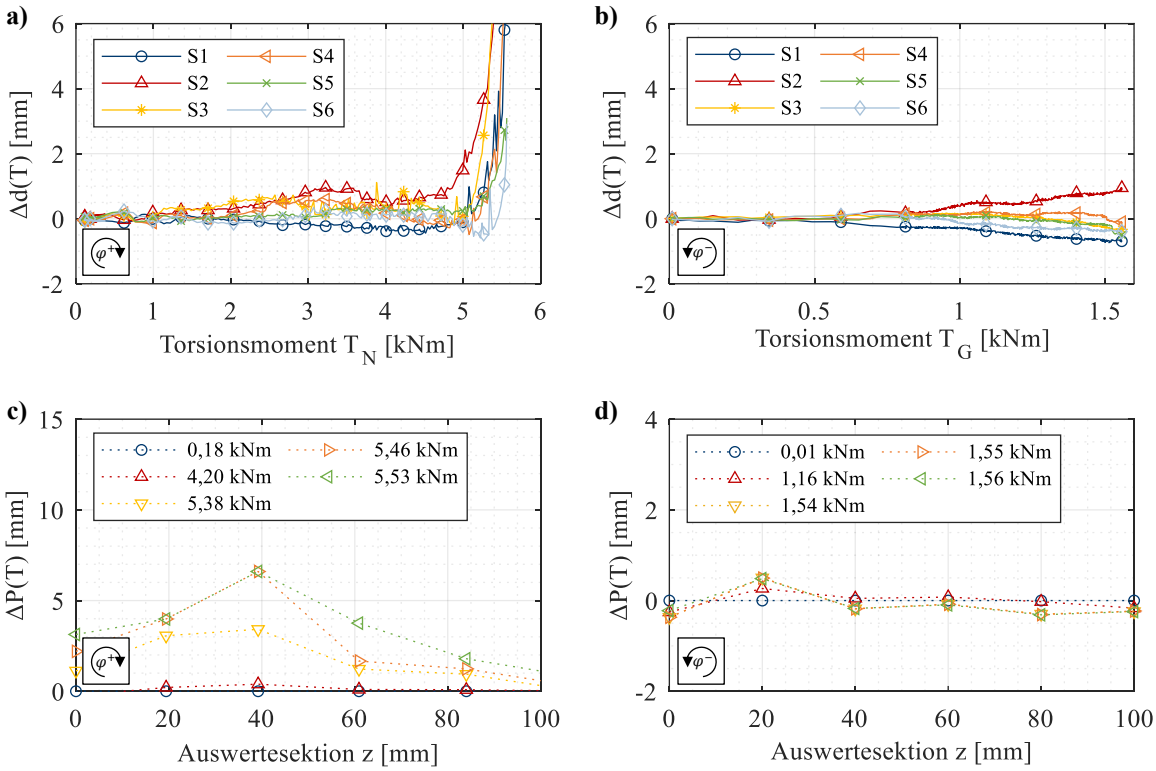

Abbildung 6.4: Auswertung der 3D-DIC-Analyse hinsichtlich der Durchmesseränderung (a), (b) und der Achsabweichung (c), (d)

Für die Versagenslast in Gegenlastrichtung wird die quantitative Analyse der Bauteilaußenkontur (s. Abbildung 6.4 (b)) und der Bauteilachse (s. Abbildung 6.4 (d)) analog durchgeführt. An dieser Stelle sei auf die Achsskalierung hingewiesen, welche aufgrund der geringeren Versagenslast angepasst ist. Eine Analyse der Bauteilaußenkontur zeigt, dass die Formabweichung über den gesamten Lastbereich bei Werten $< 1\,mm$ liegt. Der Anstieg, welcher insbesondere in Sektion S2 erkennbar ist, wird durch die Delamination und das Auffächern der Außenhelix hervorgerufen (vgl. Abbildung 6.3 (b)). Stabilitätskritische Effekte der Bauteilachse, welche sich durch ein signifikantes Ausknicken äußern, treten nicht auf (s. Abbildung 6.4 (d)). Die Achsverschiebung liegt auch bei einer ausgeprägten Delamination bei deutlich < 1 mm.

Die Hypothesen aus der qualitativen optischen Versuchsauswertung werden durch die Quantifizierung über das 3D-DIC-Verfahren gestützt.

Hohe Überlasten in Nennlastrichtung führen bei dem untersuchten L/D-Verhältnis zu einem Stabilitätsversagen, welches sich durch signifikante Änderungen in der Bauteilkontur äußert. Es ist davon

auszugehen, dass die damit induzierten Druckspannungen in der Innenwicklung bereits zu Zwischenfaserbrüchen führen, wodurch die Struktur vorgeschädigt wird, und zudem ein Knicken einsetzt. Durch das Knicken und den undefinierten Spannungszustand in der Außenwicklung tritt schließlich das in Abbildung 6.3 (a) abgebildete Festigkeitsversagen durch Zwischenfaserbruch auf. Ein Versagen in Gegenlastrichtung ist durch eine Delamination bei einem geringem Torsionsmoment gekennzeichnet. Grundsätzlich liegen die erreichten Versagensgrenzen jedoch über den Auslegungswerten für ein dauerhaft zu übertragendes Torsionsmoment, welches mit $0{,}950\ kNm$ in Nennlastrichtung und $0{,}475\ kNm$ in Gegenlastrichtung bemessen wird.

Eine absolute Angabe des ausgewerteten Durchmesserwertes ist kritisch zu betrachten, da die Formabweichung von einem Kreisringquerschnitt zu einer elliptischen Form die Angabe eines Durchmessers unzulässig werden lässt. Für die vollumfängliche Erfassung der Bauteilaußenkontur ist ein 2-Kamera-DIC-System jedoch nicht ausreichend. In diesem Fall müsste das DIC-System um weitere Kameras ergänzt werden. Die hier verwendete Angabe einer Durchmesserabweichung indiziert jedoch eine Formabweichung, welche in der ingenieurwissenschaftlichen Betrachtung eine hinreichende Genauigkeit liefert.

6.3.2 Simulation der Versagenslasten

Bei Beul- und Knickphänomenen handelt es sich um geometrisch nichtlineare Problemstellungen, welche über die Näherung eines linearen Verschiebungsansatz nicht abgebildet werden können [Kle15]. Damit kommt der Materialnichtlinearität des Elastomers eine geometrische Nichtlinearität hinzu. Wie auch in den vorherigen Modellen werden die Verformungen in den folgenden Simulationen inkrementell aufgebracht. Dabei wird in der strukturmechanischen Simulation des Bauteilverhaltens eine Drehwinkelvorgabe eingestellt. Es wird also die Randbedingung einer rotatorischen Verschiebung gewählt. Auch im experimentellen Versagenslasttest wurde die Lastaufprägung drehwinkelgeregelt realisiert. In der Simulation nichtlinearer strukturmechanischer Probleme ist die Vorgabe der äußeren Verschiebung als Last von Vorteil für die numerische Stabilität und die Rechenzeit. Die Vorgabe von Kräften oder Torsionsmomenten kann unter Umständen zu Konvergenzproblemen führen. Zur Lösung des numerischen Problems muss ein Gleichgewichtszustand zwischen inneren Beanspruchungen und äußeren Kräften ermittelt werden. Ein gängiges Verfahren in der statischen und quasi-statischen Simulation von Nichtlinearitäten ist das Newton-Raphson-Verfahren. [Kle15]

Weiterhin wird die Vernetzung der Elastomerzwischenlage in dem strukturmechanischen *ANSYS Mechanical* Modell auf Tetraeder mit einer Elementgröße von $< 0{,}1\ mm$ eingestellt. Der Vernetzungseinstellungen wurden empirisch ermittelt. Die Simulation des Bauteilversagens aufgrund von Beulen und Knicken erfordert entsprechend einen hohen Rechenaufwand. In der praktischen Anwendung kann ein zweistufiger Simulationsablauf sinnvoll sein, wie bereits in [a06] dargestellt.

Dafür wird zunächst eine drehwinkelgesteuerte Vorlast (rotatorische Verschiebung des Kraftangriffs) vorgegeben, bei welcher keine erhebliche geometrische Verschiebung der Struktur auftritt. Anschließend folgt ein zweiter Schritt mit einer höheren Anzahl von Inkrementen. Dies führt bei steigendem Drehwinkel, also steigender rotatorischer Verschiebung, in der nichtlinearen statischen Simulation zum Abbruch der Berechnung unter starker Verformung. Der letzte gelöste Simulationsschritt wird als Versagenseintritt definiert. Abbildung 6.5 stellt die Ergebnisse aus der Simulation der Versagenslast mit den Messungen gegenüber. Zudem wird die Konturänderung über die Änderung des gefitteten Durchmessers in der Sektion S2 dargestellt, in welcher der Zwischenfaserbruch auftritt. Die Simulation berechnet den Versagenseintritt durch Stabilitätsversagen bei 0,45 rad (entspricht 26°) und einem Torsionsmoment von 5,23 kNm. Zur Visualisierung sind drei diskrete Konturplots (I – III) dargestellt, welche die Radialdeformation darstellen.

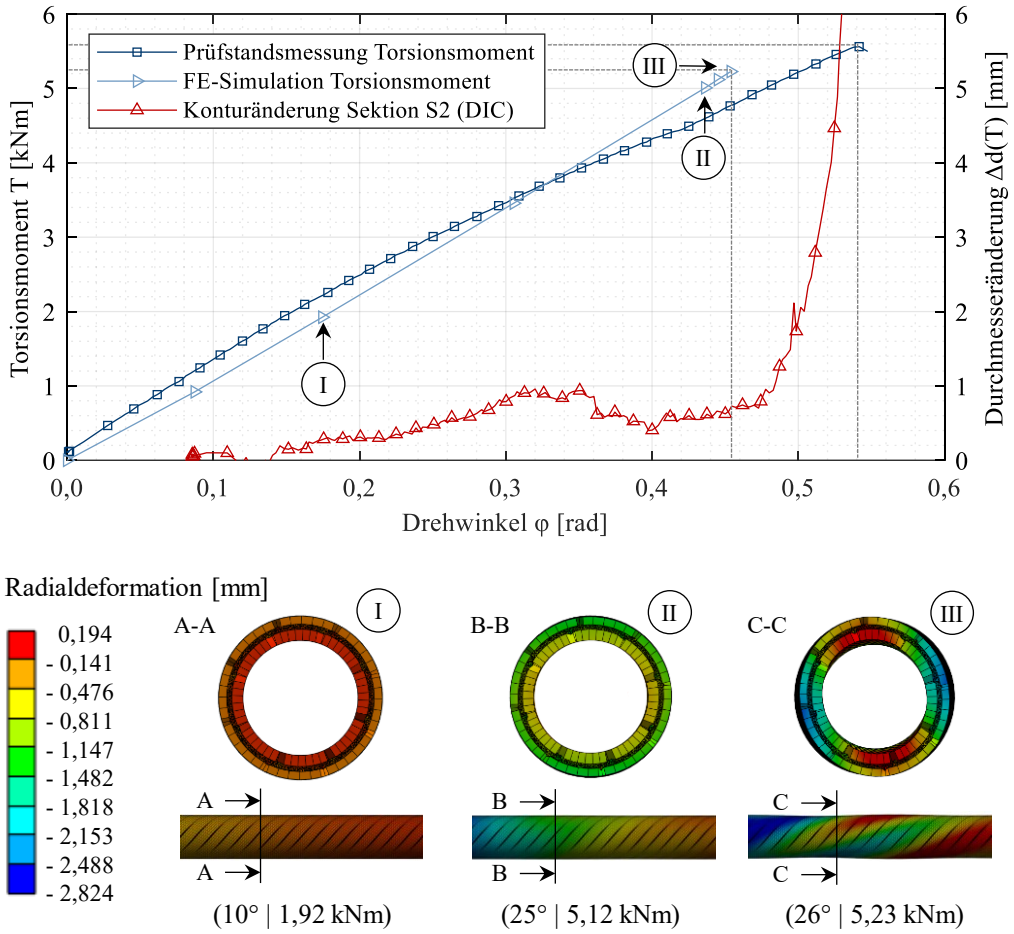

Abbildung 6.5: FE-Simulation des Versagenslasttests eines Funktionsprototypen mit einem L/D-Verhältnis von 7,5

Der Skalierungsfaktor der Konturplots beträgt 1,0. Bis zu einem Auslastungsgrad von 98 % (5,12 kNm) ist kein signifikantes Torsionsbeulen ersichtlich. Im nächsten simulierten Inkrement liegt ein deutliches Beulmuster vor (III). In Anlehnung an die Ausführungen im Stand der Technik (vgl. Abschnitt 2.2.2) lassen sich im betrachteten Querschnitt (C-C) zwei Umfangswellen erkennen,

was eindeutiges Charakteristikum für ein Torsionsbeulen der zylindrischen Struktur ist. Der Abgleich des stabilitätskritischen Wertes der Simulation (III) mit der über die 3D-DIC gemessenen Konturabweichung $\Delta d(T)$ zeigt, dass das einsetzende Torsionsbeulen über die FE-Simulation mit guter Näherung berechnet werden kann. Bedingt durch fertigungs- und materialtechnische Effekte sind in der optischen Erfassung der Bauteilaußenkontur im Versuch schon vor dem Eintritt des progressiven Anwachsens des Fitting-basierten Durchmessers $\Delta d(T)$ Schwankungen erkennbar. Dennoch wird über die Simulation ein charakteristischer Punkt abgebildet. Das progressive Anwachsen des Fitting-basierten Durchmessers kennzeichnet das aus Stabilitätsaspekten maximal ertragbare Torsionsmoment und somit einen wichtigen Auslegungskennwert. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die zweistufige Simulation mit einer feineren Auflösung der Inkremente im zweiten Simulationsschritt eine sinnvolle Grundlage für einen weiteren simulationsgetriebenen Bauteilentwicklungsprozess liefert.

6.3.3 Einfluss der Bauteilgeometrie auf das Stabilitätsversagen

Das im vorherigen Abschnitt verifizierte Modell kann für die Simulation stabilitätskritischer Lasten genutzt werden. Ein Anwendungsfall ist die Ermittlung der stabilitätskritischen Versagenslast T_{krit} in Abhängigkeit des L/D-Verhältnisses. Die Ergebnisse einer entsprechenden Variantensimulation sind in Abbildung 6.6 dargestellt. Bei der Variantensimulation wurden fünf L/D-Parameter bei einem konstanten Bauteildurchmesser simuliert.

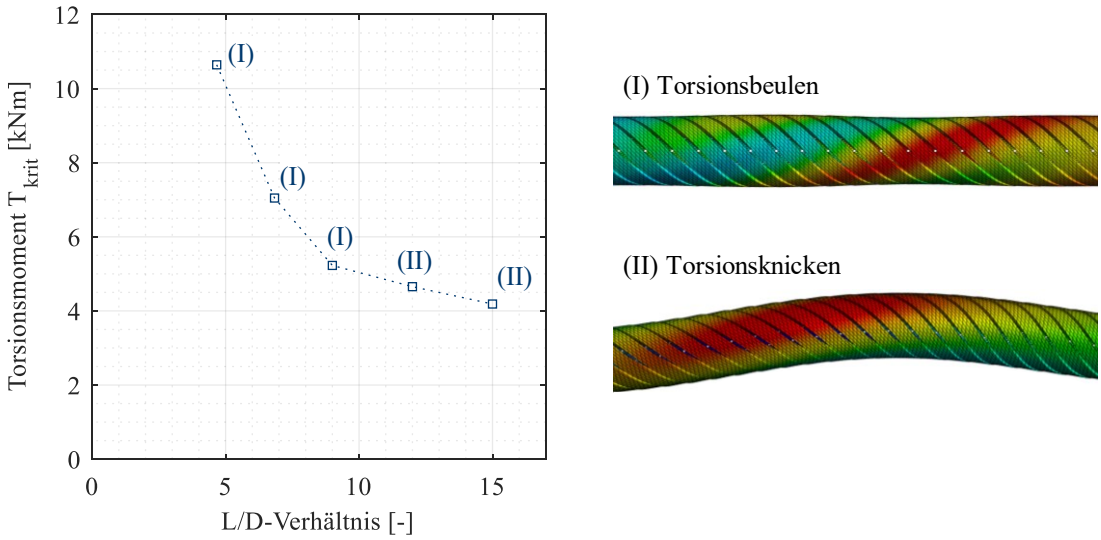

Abbildung 6.6: Variantensimulation des kritischen Torsionsmomentes für Funktionsprototypen mit unterschiedlichen Funktionslängen

Das stabilitätskritische Torsionsmoment T_{krit} verläuft über die ansteigende Funktionslänge regressiv und zeigt, dass längere Bauteile mit einem hohen L/D-Verhältnis zusätzliche Maßnahmen in der Auslegung erfordern, sofern eine höhere Sicherheit gegenüber Stabilitätsversagen erforderlich ist. Es

zeigen sich zudem zwei charakteristische Schadensmodi des Stabilitätsversagens: Das Torsionsbeulen (I) und das Torsionsknicken (II). Dabei verläuft die Bauteilachse beim Torsionsbeulen stabil und geradlinig, während sich die zylindrische Bauteilkontur ellipsenartig verformt. Beim Torsionsknicken knickt die Bauteilachse aus und nimmt eine Spiralform an. Unter der Annahme, dass die Randbedingungen sonst gleich sind, ist das Auftreten des Schadensmodus maßgebend von der Bauteillänge abhängig. Diesbezüglich sind den fünf simulierten Varianten jeweils der identifizierte Schadensmodus (I) beziehungsweise (II) zugeordnet (s. Abbildung 6.6). Ab einer simulierten Funktionslänge von $L/D \cong 12$ konnte ein Wechsel des Schadensmodus festgestellt werden. Wie in den Ausführungen zum Stand der Technik unter Abschnitt 2.2.2 erläutert, kann neben dem Stabilitätsversagen auch ein Festigkeitsversagen für den Bauteilausfall verantwortlich sein. Simulativ können hierzu Schadenskriterien, wie das Puck-Kriterium für FVK angewendet werden. Die Analyse dessen ist jedoch nicht direkt abhängig von der elastomeren Dehnungsentkopplungsschicht und damit nicht Fokus dieser Arbeit.

6.4 Langzeitverhalten und Ermüdung

Die Prüfung der Eigenschaften unter dynamisch-mechanischen Belastungen ist für die Absicherung des Bauteilkonzeptes unerlässlich. Im Betriebszustand liegt (idealisiert) eine schwellende Torsionslast vor. In Anfahrzuständen, bei Schaltvorgängen oder einer Schubumkehr des Antriebsstrangs können jedoch auch Torsionswechsellasten mit Belastungen in Gegenlastrichtung auftreten. In diesem Abschnitt werden die Ausfallmechanismen über dynamisch-mechanische Versuche identifiziert, um die Erkenntnisse für den Aufbau von Simulationsmodellen und den Bauteilauslegungsprozess zu berücksichtigen.

6.4.1 Kriechverhalten

Im Nennbetriebszustand liegt eine dynamisch-schwellende Torsionsbelastung an. Der Mittellastanteil der Last entspricht idealisiert einer konstant anliegenden Vorspannung. Aufgrund der viskoelastischen Materialeigenschaften der Elastomerzwischenlage und der FVK-Wicklungen ist daher ein Bauteilkriechen, also eine zeitabhängige Drehwinkeländerung zu erwarten. Diese wird nachfolgend quantifiziert, um den Effekt der Vorspannung bei dynamisch-schwellenden Torsionslasten bewerten zu können. Die Versuchsergebnisse dienen als Grundlage für eine Absicherung der Systemzuverlässigkeit. In einem Retardationsversuch wird ein statisches Torsionsmoment $T_N = 2{,}5\ kNm$ angelegt, was einem Überlastzustand entspricht. Als Versuchsträger dienen Funktionsprototypen mit einem L/D-Verhältnis von 7,5. Für eine Quantifizierung des Temperatureinflusses wird der Versuch unter den zwei konstanten Temperaturstufen $30\ °C$ und $60\ °C$ durchgeführt, wobei für jede Temperatur-

stufe ein neues Bauteil eingesetzt wird. Für die Versuchsdauer sind jeweils 336 h (14 Tage) angesetzt. Die Ergebnisse der absoluten und relativen Drehwinkeländerung $\Delta\varphi_{max}$ sind in Abbildung 6.7 dargestellt.

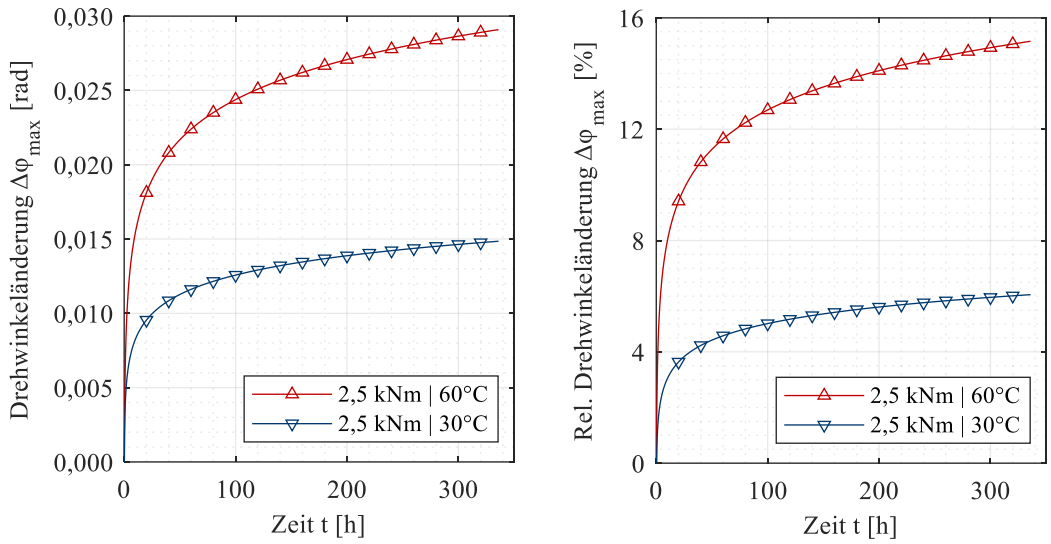

Abbildung 6.7: Kriechversuch bei einer Last von 2,5 kNm in Nennlastrichtung unter zwei Temperaturniveaus

Es ist ersichtlich, dass eine Temperaturerhöhung auf 60 $°C$ Umgebungstemperatur das Kriechverhalten signifikant beschleunigt. Während der Fortschritt des Drehwinkels nach 336 h unter 30 $°C$ einem relativen Wert von etwa 6 % entspricht, beträgt der Wert bei 60 °C etwa 15 %. Ein ausgeprägtes Kriechverhalten kann grundsätzlich eine Reduktion der Lebensdauer zur Folge haben. Ein Zeitstandbruch ist aufgrund von der Belastungssituation und den hohen Sicherheitsfaktoren der FVK-Wicklungen auszuschließen, jedoch kann die Kriechdeformation zu Form- und Maßabweichungen führen. Diese wirken sich auf das Stabilitätsverhalten in hohen Lastbereichen aus. Es ist anwendungsspezifisch zu prüfen, ob die Anwendung sowohl hohe zu erwartende Überlasten als auch hohe Temperatur- und Dauertorsionsmomente beinhaltet. Es kann zudem bereits in der Bauteilentwicklung gezielt Einfluss auf das Kriechverhalten genommen werden. Zwei Möglichkeiten der Bauteiloptimierung auf Anwendungen mit hohen Kriechlasten, also dauerhaft hohe Temperaturen und Lasten, seien explizit genannt:

1. **Konstruktiv:** Über die konstruktive Gestaltung des Laminataufbaus und die resultierenden Beanspruchungen auf die Materialien mit viskoelastischen Eigenschaften lässt sich die Kriechneigung verringern. Dies steht jedoch im Konflikt mit der Optimierung des Bauteils auf andere Zielgrößen.
2. **Materialtechnisch:** Der Einsatz von Materialien mit hohen Kriechmodulen ermöglich eine materialbezogene Optimierung des Bauteils auf das Kriechen. An dieser Stelle sei explizit auf die Untersuchungen in Kapitel 5.1 verwiesen.

6.4.2 Zyklische Belastungen in Nennlastrichtung

Die Bauteilauslegung erfolgt dauerfest, also auf eine zu ertragende Lastspielzahl von $> 2 \cdot 10^6$. Die fehlerbehafte aber vielfach gängige Annahme über die Existenz einer Dauerfestigkeit wurde in Abschnitt 2.4 diskutiert. Die Prüfung auf eine Dauerfestigkeit und die Anwendung statistischer Methoden ist für eine experimentelle Nachweisführung der Produktsicherheit ein probates Vorgehen. Für eine effiziente Untersuchung der Ausfallcharakteristika in der frühen Phase der Produktentwicklung sind jedoch zeitgeraffte Versuchsläufe zielführend. Daher wird folgend ein Torsionsschwellversuch mit hoher Last an einem Funktionsprototypen mit einem L/D-Verhältnis von 3,1 durchgeführt. Die Prüfparameter für den Versuch sind in Tabelle 6.1 aufgeführt.

Tabelle 6.1: Prüfparameter für den zweistufigen Laststeigerungsversuch

Prüfparameter	Wert
Lastwechselfrequenz	2,5 Hz
Lastwechsel je Stufe	100.000 (Sinus)
Lasten	$\hat{T}_1 = 3{,}2\ kNm \mid \hat{T}_2 = 3{,}9\ kNm \mid R = 0{,}56$

Es sind mindestens zwei Stufen mit jeweils 100.000 Lastwechseln vorgesehen, wobei das Versagen des Bauteils aufgrund der eingestellten Überlast in Stufe 2 erwartet wird. Die Lastniveaus liegen bei 59 % (Stufe 1) bzw. 72 % (Stufe 2) der erwarteten Bruchlast von etwa 5,4 kNm. Der Versuch wird mehrstufig durchgeführt, um den Einfluss von steigenden Lasten auf das Bauteilverhalten zu analysieren. Die Versuche werden torsionsmomentgeregelt mit Maximallasten von 3,2 kNm (Stufe 1) und 3,9 kNm (Stufe 2) bei einem Lastverhältnis von $R = 0{,}56$ durchgeführt. Als Auswertegrößen des Versuches werden die Änderung der dynamischen Torsionssteifigkeit $\Delta c_{T,dyn}$ und die Änderung des Drehwinkels im Maximallastzustand $\Delta\varphi_{max}$ definiert. Die Berechnung der Torsionssteifigkeit erfolgt über eine Endpunktlinearisierung der Hystereseschleifen von jedem 100ten Lastwechsel. Die absolute initiale Torsionssteifigkeit beträgt 30,65 kNm/rad. Zudem wird das Bauteil optisch überwacht, wobei die Bilder über einen Trigger immer zum Maximum des Torsionsmoments aufgenommen werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.8 dargestellt. In der ersten Stufe ist keine signifikante Änderung der dynamischen Torsionssteifigkeit messbar. Es stellt sich jedoch eine Änderung im maximalen Drehwinkel von etwa 0,016 rad (entspricht 0,91°) ein. Die Minima des Drehwinkels wachsen gleichermaßen an, wodurch sich die Torsionssteifigkeit des Bauteils konstant verhält. Um Gleitreibungseffekte im Spannbereich auszuschließen, wird die Prüfkörpereinspannung über Messmarken überwacht. Der Fortschritt des Drehwinkels ist auf das Kriechen des Bauteils unter der anliegenden Last zurückzuführen. Bei einer Laststeigerung (Stufe 2) ist ein deutlich steilerer Anstieg des Drehwinkels messbar. Bis 130.000 Lastwechsel ist weiterhin keine Änderung der Steifigkeit festzustellen. Der Drehwinkel liegt an diesem Punkt bereits bei 0,03 rad (entspricht 1,71°). Ab 130.000 Lastwechseln ist jedoch ein deutlicher Abfall der Torsionssteifigkeit messbar, was auf die Initiierung der Bauteilschädigung hinweist.

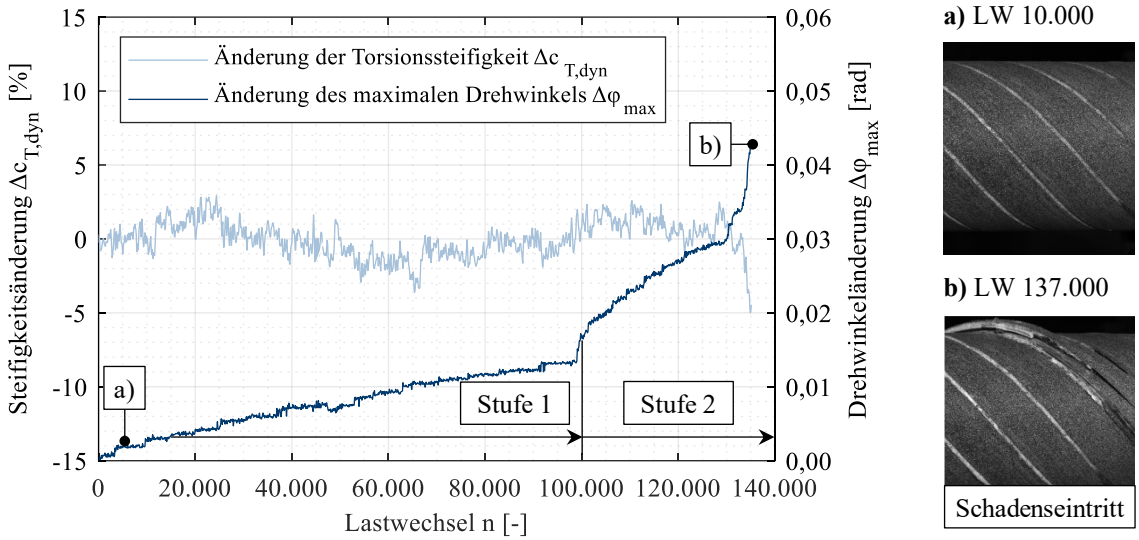

Abbildung 6.8: Prozentuale Änderung der dynamischen Torsionssteifigkeit und Änderung des maximalen Drehwinkels sowie optische Darstellung des Schadensfortschritts

Das endgültige Versagen tritt nach 137.000 Lastwechseln ein, wobei die optische Überwachung etwa 2.000 Lastwechseln vor der vollständigen Bauteilzerstörung einen sichtbaren Versagenseintritt zeigt. Abbildung 6.8 (a) stellt das unbeschädigte Bauteil unter Last (3,2 kNm) bei nach 10.000 Lastwechseln dar. In Abbildung 6.8 (b) ist das Versagen nach 137.000 Lastwechseln deutlich sichtbar. Das Bauteilversagen ist durch einen ZfB-induzierten Schaden der Außenwicklung charakterisiert, womit Materialversagen der FVK-Komponente als Schadensursache definiert wird. Ein vorgelagerter Schadensmechanismus ist damit jedoch nicht auszuschließen. Zwei weitere Effekte können einzeln oder überlagert auftreten, welche jedoch über den vorliegenden Messaufbau nicht direkt erfasst werden können. Eine Vorschädigung des Bauteils kann durch eine Degradation in den mechanischen Eigenschaften der Elastomerzwischenlage initiiert werden, welche auf die dynamisch-mechanische Beanspruchung oder Kriecheffekte unter der anliegenden Last zurückzuführen ist. Weiterhin ist ein adhäsives schubspannungsinduziertes Versagen in der Grenzschicht zwischen der FVK-Wicklung und der Elastomerzwischenlage möglich, wodurch ein undefinierter Spannungszustand im FVK-Bereich vorliegt, welcher zur Ausbildung des ZfB führt. Die alleinige Auswertung der Prüfstandsensoren und der optischen Analyse ist hierfür nicht ausreichend. Vielmehr müssten vor dem Eintritt der Bauteilzerstörung zusätzliche Analytik-Verfahren, wie intermittierende CT-Analysen, angewendet werden, um die Vorschädigung valide einzuordnen.

6.4.3 Zyklische Wechselbelastungen

In der Anwendung von torsionsbeanspruchten Bauteilen treten aufgrund von wechselnden Betriebszuständen auch dynamisch-wechselnde Lastbereiche auf, in welchen das Bauteil entgegen seiner Nennlastrichtung belastet wird. Für Antriebswellen sind diese auf Anfahr- und Schaltvorgänge oder eine Schubumkehr des Triebstrangs zurückzuführen. Eine Prüfung dieser Lastzustände ist daher von

erheblicher Bedeutung zur Eigenschaftsabsicherung des Bauteilkonzeptes und zur Identifikation von Schädigungsmechanismen. Bei dem Bauteilkonzept von Antriebswellen in FVK/E-Hybridbauweise ist die Elastomerzwischenlage insbesondere Zug- und Schubspannungszuständen ausgesetzt. Die zugehörigen Spannungszustände wurden in einer FEM-Studie untersucht. Aufgrund der Erkenntnisse aus den Materialversuchen, welche eine ermüdungsbedingte Steifigkeitsdegradation unter Zuglastzustanden zeigen, wird die Hypothese aufgestellt, dass zugdominierte Beanspruchungszustände auch auf Bauteilebene einen signifikanten Einfluss auf die Lebensdauer nehmen. Weiterhin bilden sich in Adhäsionsgrenzschicht zwischen den FVK-Wicklungen und dem Elastomer überlagerte Zug- und Schubspannungszustände, welche zu Delamination führen können.

Die Versuchsreihe wird nach den in Abschnitt 4.2.3 beschriebenen Randbedingungen durchgeführt. Dabei werden vier Lastniveaus mit folgenden Torsionsmomentamplituden geprüft: $0{,}475$ / $0{,}950$ / $1{,}188$ / $1{,}425\ kNm$. Das Vorgabesignal der Torsionsmomentregelung ist ein Sinussignal, mit einer Mittellast von $0\ kNm$ ($R = -1$) und einer Frequenz von $4\ Hz$. Die Prototypenbauteile haben ein L/D-Verhältnis von 3,1. Als Abschaltkriterium für den Prüfstand wird ein Abfall der dynamischen Torsionssteifigkeit um 40 % definiert. Bei den Versuchen handelt es sich um eine empirische Analyse des Einflusses von Torsionswechsellasten auf die Schädigungsmechanismen, mit welchen Ausfallkriterien definiert werden können. Aus diesem Grund werden Funktionsprototypen auf unterschiedlichen Lastniveaus geprüft, wobei insbesondere die Streuung auf dem Lastniveau von $0{,}95\ kNm$ charakterisiert wird. Die Lastniveaus ergeben sich aus dem Vielfachen der dauerhaft übertragbaren Gegenlast von $0{,}475\ kNm$, die aus einer Vorauslegung resultiert.

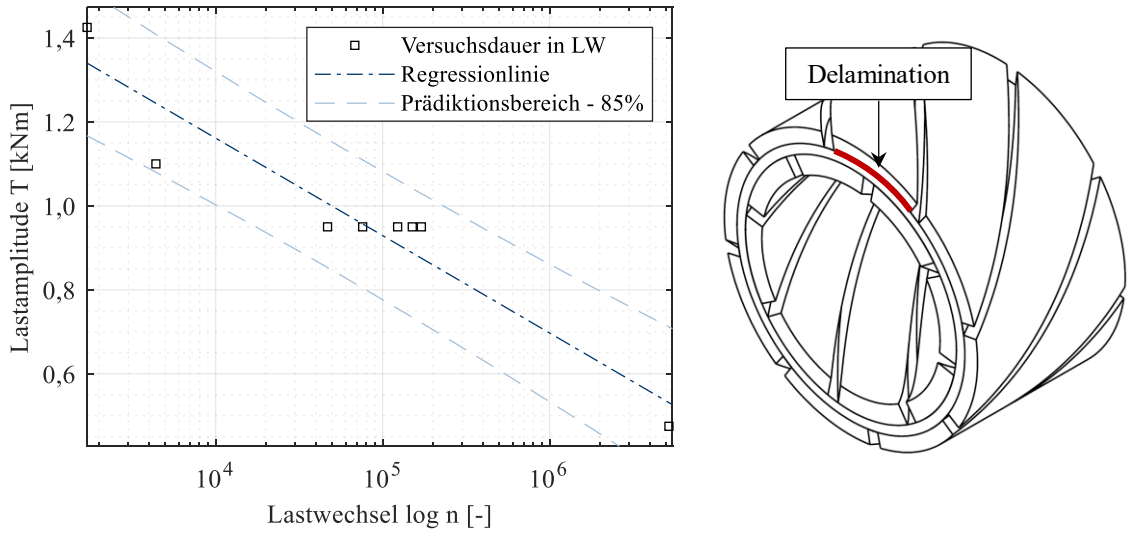

Abbildung 6.9: Ermüdungslebensdauer von Funktionsprototypen unter verschiedenen Lastamplituden

Die Ergebnisse der Ermüdungslebensdauerversuche werden in Abbildung 6.9 dargestellt. Das Diagramm zeigt die Ausfallzeitpunkte (Lastwechsel n) in zeitlogarithmischer Skalierung zu den jeweiligen Lastamplituden T. Ergänzend findet sich im Anhang eine Tabelle mit der konkreten Angabe

der Lastwechsel zum Ausfallzeitpunkt (s. Abschnitt A.2.3). Es zeigt sich, dass die Versuche mit einer Lastamplitude T von $> 0{,}950\ kNm$ deutlich im Kurzzeitfestigkeitsbereich von $n < 10.000$ liegen, während sich bei den Versuchen mit einer Lastamplitude von $T = 0{,}950\ kNm$ eine Zeitfestigkeit mit einer durchschnittlichen Lebensdauer von $n = 130.000$ einstellt. Der Versuchslauf mit $T = 0{,}475\ kNm$ erreicht mit $n > 5 \cdot 10^6$ das Kriterium für einen Dauerläufer. Der Versuch wurde ohne erkennbare Bauteilschädigung beendet. Die Literatur gibt eine Dauerfestigkeit mit $2 \cdot 10^6\ LW$ an, wobei die Nichtexistenz dieser Dauerfestigkeit auf Basis von Versuchen im VHCF-Bereich nachgewiesen ist. Hierzu sei auf Abschnitt 2.4 verwiesen. Alle weiteren Funktionsprototypen zeigten eine Delamination zwischen FVK-Außenwicklung und Elastomerzwischenlage (s. Abbildung 6.9).

Um den Versagensverlauf weiter zu analysieren, wird nachfolgend der Verlauf der relativen dynamischen Torsionssteifigkeitsdegradation $\Delta c_{T,dyn}$ für drei Lastniveaus über die Lastwechsel n aufgetragen. Abbildung 6.10 zeigt die Messdaten und die über eine polynomische Funktion geglätteten Verläufe. Aufgrund der deutlichen Unterschiede in den erreichten Lastwechseln wird der Versuchslauf auf dem Lastniveau mit $T = 0{,}950\ kNm$ separat mit angepasst skalierter Abszisse dargestellt. Eine logarithmische Darstellung, welche die Darstellung aller Graphen in einem Diagramm ermöglicht, würde leicht zu Fehldeutungen in der Degradationsrate führen. Es ist jedoch auch in der linearen Darstellung explizit die unterschiedliche Skalierung zu berücksichtigen, wenn die drei Graphen untereinander verglichen werden.

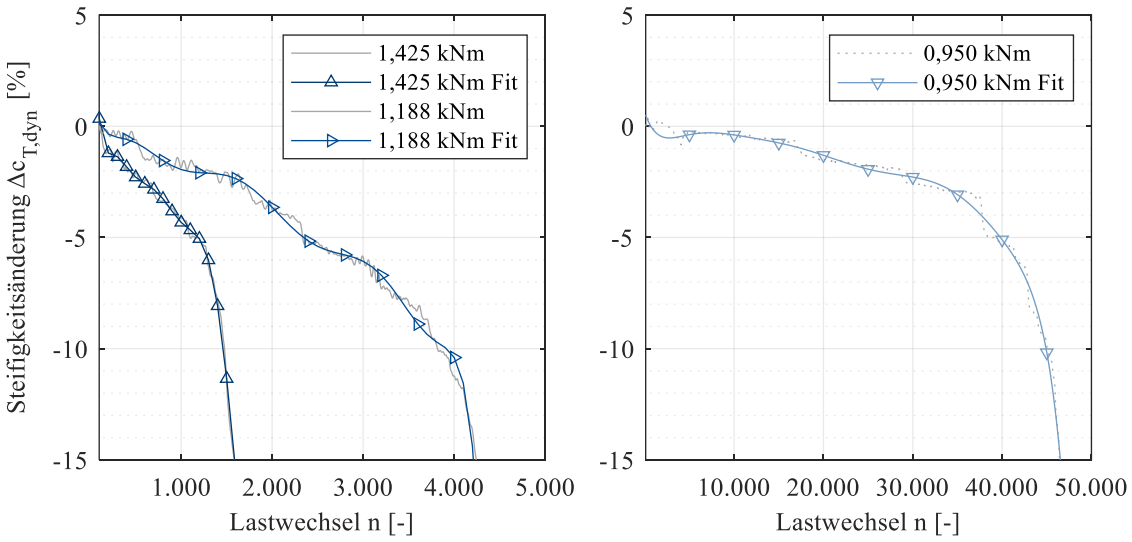

Abbildung 6.10: Dynamische Torsionssteifigkeit von Funktionsprototypen unter wechselnder Belastung auf drei unterschiedlichen Lastniveaus

Die Auswertung zeigt, dass alle Graphen einen Bereich aufweisen, ab welchem die Degradation der dynamischen Torsionssteifigkeit deutlich schneller voranschreitet. Dieser Bereich tritt bei dem Lastniveau $1{,}425\ kNm$ bei einer relativen Steifigkeitsdegradation von etwa 5 % auf, bei $1{,}188\ kNm$ ab etwa 7 % und bei $0{,}950\ kNm$ bei etwa 3 %. Bei dem Versuch mit $T = 0{,}950\ kNm$ ist der Wechsel

zu einer schnell fortschreitenden Steifigkeitsdegradation bei etwa 38.000 Lastwechseln deutlich ausgeprägt. Alle Versuche zeigen, dass eine prozentuale Degradation der dynamischen Torsionssteifigkeit $\Delta c_{T,dyn}$ von > 7 % in jedem Fall zu einem deutlichen Anstieg in der Versagensgeschwindigkeit führen. Eine Hypothese ist, dass der Versagensmechanismus sowohl die Degradation der Elastomerzwischenlage und die Delamination von FVK-Wicklung und Elastomerzwischenlage beinhaltet. In diesem Fall wäre anzunehmen, dass zunächst die Materialdegradation einsetzt und die Spannungseinleitung sowie die Spannungsverteilung in der Grenzschicht beeinflusst. Dadurch wird ein Adhäsionsversagen in der Grenzschicht initiiert, welches zu einem progressiv fortschreitenden Bauteilversagen führt.

Zusätzlich zu der Auswertung der dynamischen Torsionssteifigkeit wurde eine CT-Analyse für einen Funktionsprototypen durchgeführt. Die Analyse liefert optische Aufschlüsse über den Bauteilzustand und den Zustand der Elastomerzwischenlage. Drei über die Bauteillängsachse verteilte Aufnahmen der CT-Analyse sind in Abbildung 6.11 dargestellt. In allen drei Sektionen (a) bis (c) ist ein Riss in der Elastomerzwischenlage erkenntlich, welcher von dem Dehnungsentkopplungsspalt in die Elastomerzwischenlage hineinwächst. Im unteren Teil von (c) sind zudem weitere weniger stark ausgeprägte Risse erkennbar.

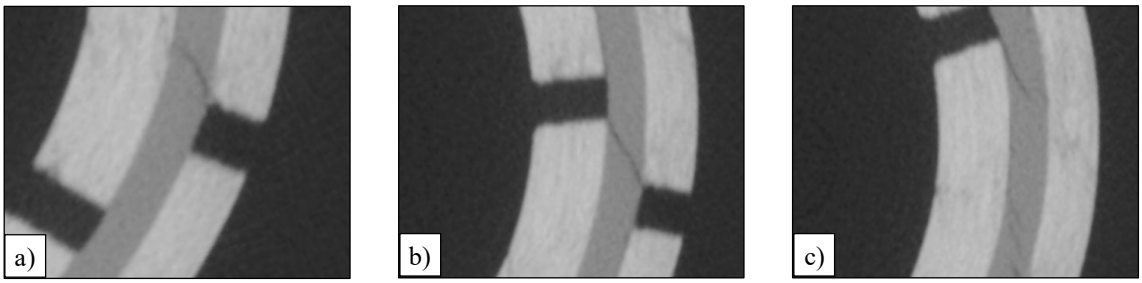

Abbildung 6.11: Qualitative Analyse von CT-Aufnahmen eines vorgeschädigten Bauteils in drei Sektionen (a) bis (c)

Die CT-Analyse stützt damit die Annahme, dass die Elastomerzwischenlage aufgrund von mechanischer Schädigung degradieren kann. Für eine vollständige bildgebende Versagensanalyse wäre jedoch eine intermittierende Prüfung mit mehreren Stützstellen notwendig. Dies bekräftigt die Notwendigkeit von simulationsgetriebenen Versagensanalysen für das dynamisch-beanspruchte Bauteilkonzept.

6.5 Biegeschwingungsverhalten

6.5.1 Simulationsmodell zur Modalanalyse

Zielsetzung der strukturdynamischen Simulation in dieser Arbeit ist die Berechnung der Eigenfrequenzen, im Speziellen der Biegeeigenfrequenzen. Dies erfolgt im FE-Solver *Abaqus CAE* über den Simulationsschritt der linearen Pertubation, welcher die Analyse des Systemverhaltens auf lineare

Anregungen ermöglicht. Für die Schwingungsanalyse wird ein lineares Systemverhalten angenommen. Das Verhalten der Struktur wird bei einer freien Schwingung in Los-Los-Lagerung untersucht, weshalb keine Lastrandbedingungen angelegt werden. Aufgrund des Einflusses auf die Eigenfrequenzen werden in dem Simulationsmodell auch die Einspannbereiche modelliert. Das vernetzte Simulationsmodell ist in Abbildung 6.12 dargestellt.

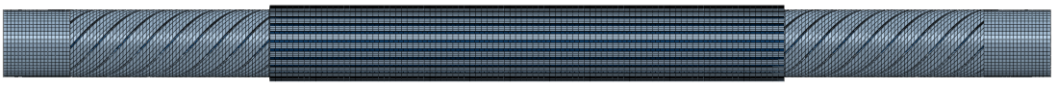

Abbildung 6.12: Modellierung der FVK/E-Struktur für die FEM-basierte Modalanalyse

Die Materialeigenschaften des Elastomers werden linearisiert. Es erfolgt die Angabe des Elastizitätsmoduls E, der Dichte ρ und der Querkontraktionszahl υ. Während die Hyperelastizität in dem Bereich kleiner Verformungen vernachlässigt werden kann, gilt diese Annahme nicht für die Viskoelastizität. In Abschnitt 5.2 wird die starke Abhängigkeit des mechanischen Materialverhaltens unter der anliegenden Belastungsfrequenz, genauer: der Belastungsgeschwindigkeit, dargestellt. Dies gilt im Allgemeinen auch für die Epoxidharzmatrix der FVK-Wicklungen. Die viskoelastischen Eigenschaften des FVK werden jedoch aufgrund des dominierenden Einflusses des hohen Faservolumengehaltes zunächst vernachlässigt.

Die Modellierung der Materialeigenschaften der Elastomerzwischenlage erfolgt über die Angabe des initialen E-Moduls aus der Linearisierung der Materialmessung aus Abschnitt 5.2.2 und der Angabe der Prony-Parameter aus Modellierung der viskoelastischen Eigenschaften in Abschnitt 5.2.3. Eine Alternative zur Vorgabe eines viskoelastischen Materialmodells ist ein iterativer Simulationsablauf, welcher die Materialparameter der Elastomerzwischenlage über eine Konvergenzrechnung approximiert. Der Simulationsablauf ist in Abbildung 6.13 dargestellt.

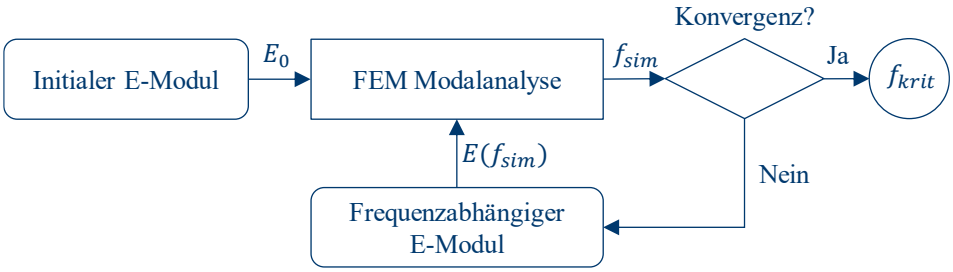

Abbildung 6.13: Iterative Parameteridentifikation zur Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeit des Elastizitätsmoduls in der Modalanalyse

Der Prozess startet über die Vorgabe von Materialdaten, welche aus dem Materialdatenblatt oder aus einem Zugversuch ermittelt werden können. Mit der initialen Materialsteifigkeit E_0 (Linearisierung im Anwendungsbereich) und der Annahme des ansonsten vollständigen parametrierten FEM-Modells werden die Biegeeigenfrequenzen f_{sim} berechnet. Aus strukturdynamischer Sicht ergeben sich mehrere Biegeeigenmoden, wobei die 1. Biegeeigenfrequenz auslegungsrelevant ist. Innerhalb des

Simulationsmodells werden jeweils die ersten zwei Biegeeigenfrequenzen simuliert. Die simulierten Frequenzen eines jeden Iterationsschritts liefern dabei die Anregungsfrequenzen des Materials. Über den Datensatzes, welcher für die Korrektur des frequenzabhängigen E-Moduls herangezogen wird und dessen experimentelle Erfassung in Abschnitt 5.2.2 erfolgte, wird der E-Modul angepasst. Mit dem angepassten E-Modul startet ein weiterer Simulationsschritt. Das daraus resultierende Simulationsergebnis wird mit dem vorherigen Ergebnis verglichen, wie in Gleichung (6-1) dargestellt.

$$\Delta f_{sim} = f_{sim} - f_{sim-1} \tag{6-1}$$

Die Simulationsläufe werden auf Konvergenz geprüft. Bei einer relativen Abweichung von < 1 % gilt das Konvergenzkriterium als erfüllt. Damit ist die kritische Biegeeigenfrequenz $f_{krit} = f_{sim}$ simulativ ermittelt.

6.5.2 Experimentelle Verifizierung des Simulationsmodells

Das Simulationsmodell zur Ermittlung der Biegeeigenfrequenzen über die FEM-basierte Modalanalyse soll nachfolgend verifiziert werden. Dafür wird eine experimentelle Modalanalyse durchgeführt, mit welcher die Ermittlung der 1. und 2. Biegeeigenfrequenz und die Lage der Schwingungsknoten der ersten Biegeeigenform erfolgt. Der Messaufbau sieht die elastische Lagerung eines Funktionsprototypen mit Axialversteifungsbereich vor. Eine Prinzipskizze des Aufbaus zur experimentellen Modalanalyse findet sich im Anhang. Die Aufnahme der Schwingung erfolgt über einen triaxialen Beschleunigungssensor, welcher mittels Modalwachs am Wellenende positioniert wird. Die Anregung erfolgt über einen Impulshammer mit integriertem Kraftsensor an insgesamt 13 gleichmäßig über die axiale Bauteillänge verteilten Messpunkten. Die Abtastrate der Messung beträgt 4 kHz mit einer Blockdauer von 4 s. Für die Auswertung wurde eine Fast Fourier Transformation (FFT) durchgeführt. Es ergibt sich eine Übertragungsfunktion von Beschleunigung zu Kraft, aus welcher die mittlere quadratische Amplitude ermittelt werden kann. Die Angabe erfolgt in Dezibel (dB). Diese wird über die Frequenz aufgetragen, wodurch sich Frequenzmaxima erkennen lassen. Die Ergebnisse zu den gemessenen Frequenzmaxima sind in Tabelle 6.2. Die Starrkörpereigenfrequenzen des Rahmens der Aufhängung liegen bei $< 10\ Hz$ und nehmen damit keinen Einfluss auf die Ermittlung der Biegeeigenfrequenzen des vermessenen Funktionsprototypen.

Aus der experimentellen Untersuchung lässt sich die erste Biegeeigenform visualisieren. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.14 dargestellt.

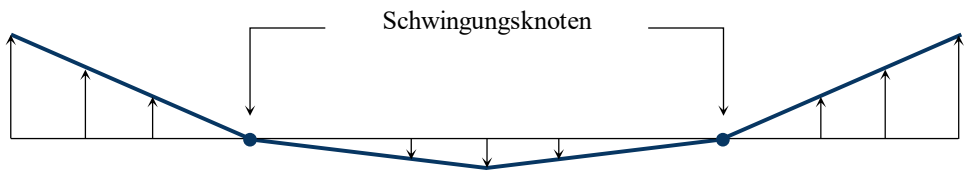

Abbildung 6.14: Darstellung der ersten Biegeeigenform aus der experimentellen Modalanalyse

Es bilden sich zwei Schwingungsknoten aus. Die Auslenkung zur Schwingungsform, die bei der ersten Biegeeigenfrequenz ausbildet, wird durch die Pfeile visualisiert. Die Kenntnis der Schwingform kann für einen qualitativen Abgleich der simulierten Schwingformen genutzt werden. Für beide Biegeeigenformen wurden jeweils zwei Eigenfrequenzen ermittelt, welche senkrecht zueinander gerichtete Moden im gleichen Frequenzbereich abbilden. Die Ergebnisse finden sich mit den simulativ ermittelten Eigenfrequenzen und dem resultierenden Fehler in Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2: Vergleich der experimentellen Modalanalyse mit der FEM-Simulation

		Parameteridentifikation		Prony-Reihe	
Mode	**Messung [Hz]**	**Simulation [Hz]**	**Rel. Fehler [%]**	**Simulation [Hz]**	**Rel. Fehler [%]**
1	82,3	81,8	0,6	83,4	1,4
2	83,7	82,2	1,8	83,7	0,0
3	144,0	144,1	0,1	147,8	2,7
4	148,0	144,9	2,1	148,4	0,3

Abbildung 6.15 stellt zudem die Ergebnisse der FEM-basierten Modalanalyse für die ersten zwei Biegeeigenfrequenzen visuell dar. Die Abbildung basiert auf der Simulation mit dem FE-Modell, in welchem der Elastomerzwischenlage das viskoelastische Materialmodell basierend auf der Prony-Reihe zugeordnet ist.

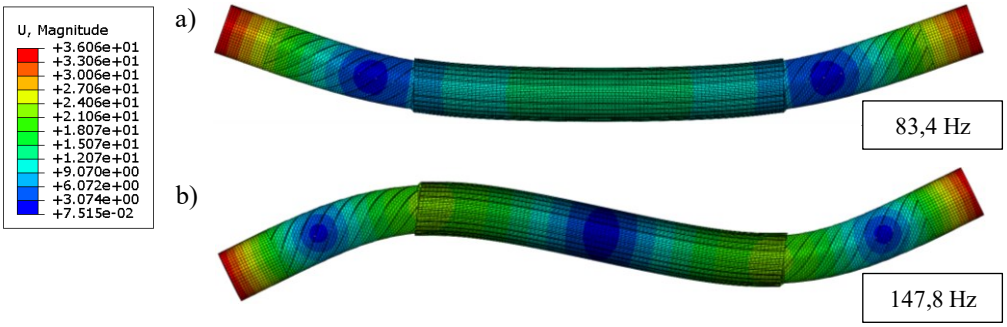

Abbildung 6.15: Visuelle Darstellung der Ergebnisse der FEM-basierten Modalanalyse für die ersten zwei Biegeeigenfrequenzen

Auch hier treten jeweils zwei senkrecht zueinander gerichtete Moden für die beiden Biegeeigenfrequenzen auf. Eine ergänzende Darstellung hierzu findet sich im Anhang unter Abschnitt A.3. Die erste Biegeeigenform (a) bildet zwei Schwingungsknoten (blaue Bereiche) aus, während die zweite Biegeeigenform (b) drei Schwingungskonten ausbildet. Ein Vergleich der Biegeeigenfrequenzen aus der experimentellen Modalanalyse und den Simulationsergebnissen wird in Tabelle 6.2 dargestellt. Dabei stehen die Moden 1 und 2 für die erste Biegeeigenmode (0° und 90°) und die Moden 3 und 4 für die zweite Biegeeigenmode (0° und 90°). Es zeigt sich eine hohe Übereinstimmung zwischen den gemessenen und simulierten Eigenfrequenzen. Der relative Fehler liegt für alle untersuchten Eigenfrequenzen bei $< 3\,\%$. Damit wurde das Vorgehen und die Materialmodellierung der Viskoelastizität an experimentell verifiziert.

6.6 Zwischenfazit zur Analyse des Bauteilverhaltens

Das Versagensverhalten von torsionsbeanspruchten Bauteilen in FVK/E-Hybridbauweise ist von einer Vielzahl an Faktoren und Betriebsbedingungen abhängig. In diesem Kapitel wurde eine umfangreiche Analyse der Schadensmechanismen unter verschiedenen Lastrandbedingungen durchgeführt. Das Ergebnis ist eine detaillierte Übersicht über die möglichen Schadensmechanismen in torsionsbelasteten FVK/E-Hybridbauteilen, welche in Tabelle 6.3 zusammengefasst sind.

Tabelle 6.3: Schadensmechanismen von FVK/E-Hybridbauteilen in Abhängigkeit der Belastungsart und der Belastungsrichtung (N: Nennlastrichtung, G: Gegenlastrichtung)

Kategorie	Schadensmodus	Richtung	Wirkung
Dynamisch-mechanische Ermüdung	Kriechen	N	Fortschritt des Drehwinkels Prognostizierbar
	Rissbildung	G	Steifigkeitsverlust Teilweise prognostizierbar
	Delamination	G	Steifigkeitsverlust Nicht prognostizierbar
Überlastzustände	Torsionsbeulen	N	Stabilitätsversagen Prognostizierbar
	Torsionsknicken	N	Stabilitätsversagen Prognostizierbar
	Rissbildung / Zfb / Fb FVK	N	Festigkeitsversagen Prognostizierbar
	Delamination	G	Steifigkeitsverlust Nicht prognostizierbar
Schwingungen	Biegekritische Eigenfrequenz	-	Folgeschäden Prognostizierbar

In den Fällen, in welchen die simulative Abbildung aus Produktauslegungssicht sinnvoll ist, wurden Simulationsmodelle erstellt. Basierend auf Materialprüfungen wurden spezifischen Materialcharakteristika in den Aufbau des Simulationsmodells implementiert. Sofern der Schadensmodus als ein kontinuierlich fortschreitender Prozess beschrieben werden kann, wird die Wirkung als prognostizierbar bewertet.

Über leistungsfähige Simulationen, welche die Hyperelastizität, die Viskoelastizität und die geometrische Nichtlinearität der Bauteilstruktur unter hohen Lasten berücksichtigt, können bereits eine Vielzahl der Schadensmodi in der frühen Phase der Bauteilauslegung erfasst werden. Basierend auf den

Ergebnissen kann eine anwendungsgerechte Optimierung des Materialsystems und der Bauteilstruktur erfolgen. Über experimentelle Versuchsreihen wurden die strukturmechanische Simulation der Bauteilsteifigkeit, eine Stützstellensimulation zur Simulation des Stabilitätsverhaltens unter hohen Lasten und eine simulationsbasierte Modalanalyse zur Berechnung biegekritischer Eigenfrequenzen an Bauteilen in FVK/E-Hybridbauweise verifiziert. Die Simulationsergebnisse zeigen eine adäquate Abbildungsgüte und werden in den Produktentwicklungsprozess implementiert.

In Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit zeigen sich insbesondere dynamisch-wechselnde Belastungen mit einem Gegenlastanteil als relevante Belastungen für Bauteilschädigungsphänomene. Schadensmodi sind die Delamination zwischen FVK-Wicklung und Elastomerzwischenlage sowie eine Rissbildung in der Elastomerzwischenlage. Maßgebend für den Bauteilausfall war bei jedem unter dynamisch-wechselnder Last untersuchten Bauteil die Delamination zwischen FVK und Elastomer. Aus diesem Grund liegt eine hohe Streuung in den Messergebnissen vor. Über eine weitere Optimierung der Fertigungsverfahren und der Adhäsion in der Grenzschicht kann das Versagen auf die Elastomerzwischenlage geleitet werden. Dabei ist, wie in CT-Analysen dieser Arbeit gezeigt, eine Rissbildung zu erwarten. Die Schädigungsprogression über Rissfortschritt kann in der Bauteilauslegung besser prognostiziert und berücksichtigt werden. In Kapitel 5.3 wurde die Materialermüdung unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung auf Basis von dynamisch-wechselnden Ermüdungsversuchen untersucht. Die rissbedingte Schädigungsprogression lässt sich über die Formulierung der nichtlinearen Schadensakkumulation beschreiben. Eine Rissbildung im FVK-Bereich ist aufgrund einer hohen Dimensionierung und hohen Sicherheitsfaktoren, welche über entsprechende Bauteilrichtlinien gefordert sind, nicht zu erwarten. Die Quantifizierung des Einflusses einer fortschreitenden Rissbildung auf das Bauteilverhalten ist jedoch nicht trivial und erfordert aufwändige, intermittierende Versuchsreihen. Simulationsbasierte Verfahren würden in diesem Fall zu einer erheblichen Transparenz in der Produktauslegung führen.

7 Strategien zur simulationsbasierten Analyse

In Kapitel 6 werden die Schadensmodi für Bauteile in FVK/E-Hybridbauweise in Abhängigkeit der Lastbedingungen umfassend dargestellt. Aufgrund des hybriden Aufbaus liegen komplexe Schädigungsphänomene vor, welche sich wechselwirkend beeinflussen. Als wichtiger Effekt sei der Rissfortschritt in der Elastomerzwischenlage hervorgehoben. Nachfolgend wird eine Strategie vorgestellt, mit welcher eine Schädigungsprogression über Ermüdungsrissbildung in der Elastomerzwischenlage von Komponenten in FVK/E-Hybridbauweise simuliert werden kann.

7.1 Entwicklung eines gekoppelten Simulationsmodells

Die Ermüdungsschädigung der Elastomerzwischenlage kann in einem FE-Modell über die elementspezifische Degradation der Materialsteifigkeit realisiert werden. Die hier zugrundeliegende Hypothese ist, dass die Steifigkeit in hochbeanspruchten Regionen durch eine Zunahme der Rissdichte degradiert. Die Umsetzung erfolgt über die Kopplung von einem FE-Modell des Bauteils, einem schädigungsgradabhängigen, hyperelastischen Yeoh-Materialmodell und einem nichtlinearen Schadensakkumulationsmodell. Der Datenfluss ist in Abbildung 7.1 dargestellt und wird nachfolgend erläutert.

Die Datenbasis für die Schädigungskennwerte des Elastomers bieten die Materialermüdungsversuche, welche in Abschnitt 5.3 durchgeführt und ausgewertet wurden. Für die weitere Datenverarbeitung sind die Verläufe der dynamischen Steifigkeit sowie die charakteristischen Spannungs-Dehnungs-Verläufe erforderlich. Über die Festlegung eines materialbezogenen Ausfallkriteriums kann der Steifigkeitsverlauf in einen Schädigungsverlauf umgerechnet werden. Für einen Ermüdungsversuch werden 15 charakteristische Spannungs-Dehnungsverläufe extrahiert, über welche die Yeoh-Materialparameter in Abhängigkeit der Schädigung $c_{10}(D), c_{20}(D), c_{30}(D)$ ermittelt werden. Der Prozess erfolgt FE-basiert und wird in diesem Kapitel nochmal detaillierter dargestellt. Weiterhin erfolgt die Kalibrierung der Parameter A, b, c für das Schadensakkumulationsmodell, welches die Materialschädigung D auf Basis der Beanspruchungsgröße B und der Vorschädigung D_{-1} berechnet. Somit wird eine lastwechselskalierte Zuordnung zwischen der Beanspruchung und der Schädigung unter Berücksichtigung der Vorschädigung ermöglicht. Die Parameter des Yeoh-Modells und des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells sind unabhängig von der Geometrie und damit auf unterschiedliche Bauarten übertragbar. Die rechte Seite des Datenflussdiagramms in Abbildung 7.1 zeigt die Prozessschritte, welche sich auf die FE-Simulation beziehen. Zunächst wird das FE-Modell des Bauteilkonzeptes erstellt, wobei die Geometrie, der Hybridaufbau und die Lastrandbedingungen vorgegeben werden. Es folgt die Vorgabe eines Ausfallkriteriums. Auf Basis anwendungsbezogener Anforderungen wird ein Ausfallkriterium von maximal 20 % gewählt.

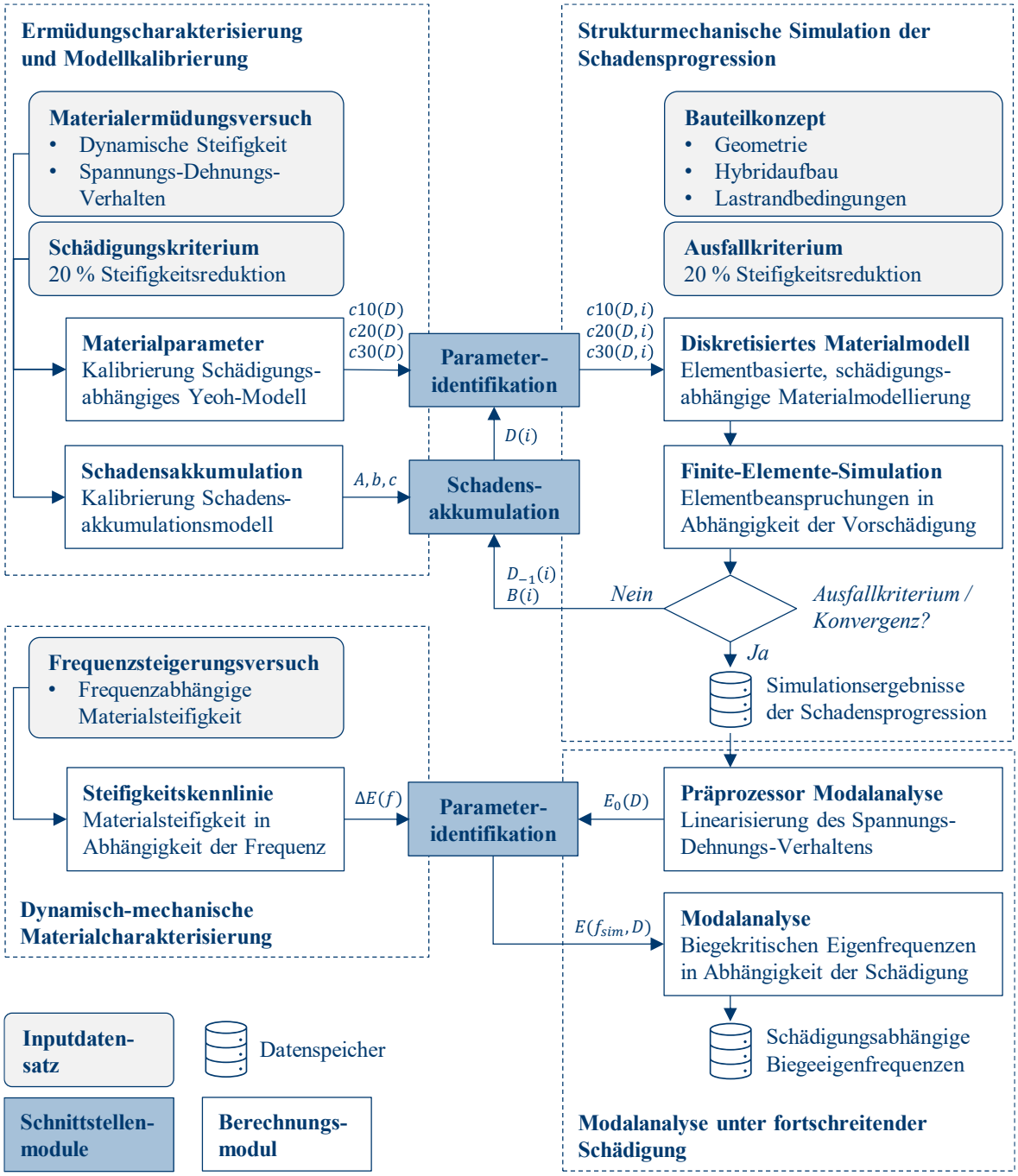

Abbildung 7.1: Datenflussdiagramm zur Implementierung der Schädigungsprogression der Elastomerzwischenlage in die FE-Simulation

Es sei angemerkt, dass es sich um ein globales Ausfallkriterium handelt und der lokale Elementschädigungsgrad durchaus höher liegen kann. Der lokale Elementschädigungsgrad, welcher sich numerisch auf die Elementsteifigkeit auswirkt, kann gegen den Wert 5 (100 % Verlust der Steifigkeit) konvergieren. Numerisch entspräche dies einem vollständigen Verlust der Elementsteifigkeit, also der modellhaften Darstellung der Rissbildung im Material. Jedoch wird eine vollständige Degradation der Elementsteifigkeit, welche einer Eliminierung des Elementes aus dem Modell gleichkäme, vermieden, um die numerische Stabilität des Gesamtmodells zu gewährleisten. Der Simulationsab-

lauf der Schädigungsprogression basiert auf einem iterativen Algorithmus, welcher die Beanspruchungsverteilung über die Elemente $B(i)$ der Elastomerzwischenlage in statischen Simulationen ermittelt und als Berechnungseingang in das nichtlineare Schadensakkumulationsmodell speist. Für $B(i)$ können verschiedene Vergleichsspannungen, wie die maximale Hauptnormalspannung oder die von Mises - Spannung herangezogen werden. Das Modell ermittelt in Abhängigkeit der Vorschädigung $D_{-1}(i)$ und der Beanspruchung $B(i)$ jeweils die Elementschädigung für einen Lastwechselblock. Die Anzahl an abgebildeten Lastwechseln pro Simulationsschritt kann anwendungsbezogen definiert werden. Das Schadensakkumulationsmodell liefert für jedes Element einen Schädigungsgrad $D(i)$. Über den Elementschädigungsgrad $D(i)$ wird jedem Element ein schädigungsgradabhängiger Parameterdatensatz an Yeoh-Parametern $c_{10}(D), c_{20}(D), c_{30}(D)$ zugeordnet. Der Algorithmus wird ausgeführt bis ein vordefiniertes Konvergenzkriterium oder ein Ausfallkriterium (Grenzwert) des globalen Schädigungsgrades erreicht ist. Zudem ist die Vorgabe von Lastwechselblöcken mit definierten Lastwechselzahlen möglich. Die Ergebnisse der Schädigungsprogressionsberechnung werden als Datenobjekt gesichert. Je nach Voreinstellung entsteht dabei eine flexibel wählbare Anzahl an statischen Simulationsergebnissen für diskrete Torsionslastzyklen unter den vorgegebenen Lasten und den jeweiligen Schädigungszuständen.

Die Ergebnisse können genutzt werden, um Bauteilsteifigkeiten unter fortschreitender Schädigung zu ermitteln oder um Stabilitätssimulationen durchzuführen. Die Durchführung von Modalanalysen erfordert jedoch weitere Anpassungen, wie der Implikation der frequenzabhängigen Materialeigenschaften. Dazu wird eine Parameteridentifikation (s. Abschnitt 6.5.2) durchgeführt, welche das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Elastomers bei der ersten Biegeeigenfrequenz linearisiert. Während der Kalibrierung des schädigungsgradabhängigen Yeoh-Materialmodells an den Materialermüdungsversuchen wird parallel ein schädigungsgradabhängiger Elastizitätsmodul berechnet. Der relative Steifigkeitsabfall wird folgend mit dem Schädigungsdatensatz aus den Schädigungsprogressionsberechnungen auf die Elemente der Elastomerzwischenlage übertragen. Es folgt die Durchführung der Modalanalyse zur Ermittlung der ersten Biegeeigenfrequenz unter fortschreitender Elementschädigung der Elastomerzwischenlage. Damit ist auch eine schwingungstechnische Analyse des Bauteilverhaltens unter fortschreitender Schädigungsprogression möglich.

7.2 Modellierung der Ermüdungsschädigung

Die Kalibrierung der schädigungsgradabhängigen Yeoh-Materialparameter erfolgt basierend auf der Modellierung der Materialermüdungsversuche. Der Ablauf wird auch in [a09] beschrieben. Das schematische Vorgehen ist in Abbildung 7.2 dargestellt. Aus dem Ermüdungsschädigungsverlauf (siehe auch Abschnitt 5.3) werden diskrete charakteristische Hysteresen und die entsprechenden mittleren Federkennlinien extrahiert. Aufgrund der taillierten Prüfkörpergeometrie ist keine direkte Ableitung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens aus den Messdaten möglich. Die Daten liegen als

Kraft-Weg-Verläufe vor, wodurch das Spannungs-Dehnungsverhalten lediglich indirekt repräsentiert wird. Daher wird der Prüfkörper als 2D-FE-Modell modelliert. Die Belastung wird analog zum Ermüdungsversuch auf dem Prüfstand simuliert, wobei ein Kraft-Weg-Verlauf aus den Simulationsergebnissen ausgelesen wird.

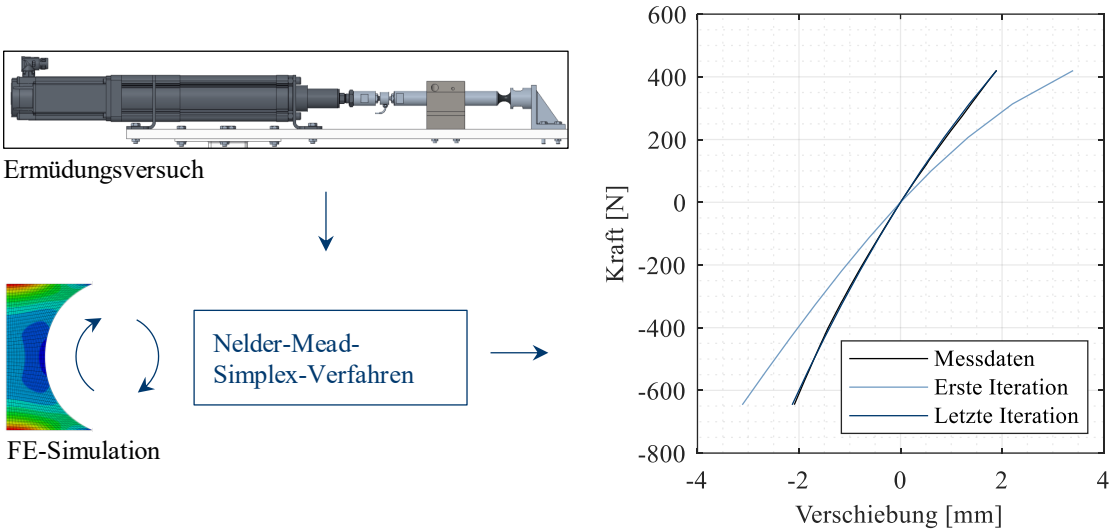

Abbildung 7.2: Ablauf der Kalibrierung des schädigungsgradabhängigen Materialmodells

Zunächst verfügt der Prüfkörper über die Zuordnung eines initialen Yeoh-Parametersatz. Über die initialen Parameter wird der simulierte Kraft-Weg-Verlauf unzureichend abgebildet. Die Yeoh-Parameter werden anschließend über einen Minimierungsalgorithmus, das Nelder-Mead-Simplex-Verfahren, angepasst, bis die Kraft-Weg-Verläufe mit hinreichender Genauigkeit simuliert werden. Dieser Ablauf wird für mehrere diskrete Stützstellen des Ermüdungsschädigungsverlaufs aus dem Materialversuch wiederholt. Dadurch können die Yeoh-Materialparameter in Abhängigkeit der Ermüdungsschädigung ermittelt werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7.3 dargestellt.

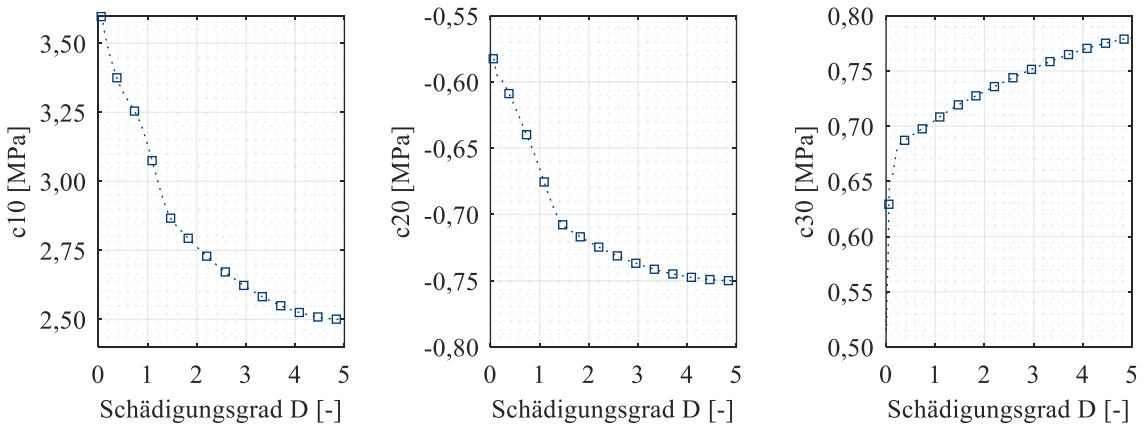

Abbildung 7.3: Verlauf der Yeoh-Materialparameter in Abhängigkeit des Schädigungsgrades

Für eine elementweise Zuordnung der Parameter in Abhängigkeit der Vorschädigung und der anliegenden Beanspruchung bedarf es weiterhin dem nichtlinearen Schadensakkumulationsmodell.

Auch die Materialparameter des Schadensakkumulationsmodells werden auf Basis der Ermüdungsschädigungsversuche kalibriert. In Abschnitt 5.3.2 wird die Kalibrierung der Parameter auf Basis der maximalen technischen Zugspannung im kleinsten Querschnitt beschrieben, was die elementarste und schnellste Methode darstellt. Weiterhin besteht jedoch auch die Möglichkeit die Parametererermittlung analog zu dem Verfahren der simulationsbasierten Materialparameterermittlung durchzuführen, die in Abbildung 7.3 dargestellt ist. Es sei jedoch angemerkt, dass dieses Verfahren deutlich rechenintensiver ist, da eine hohe Anzahl an FE-Iterationen zur Lösung notwendig ist. Weiterhin sollte der initial vorgegebene Parametersatz bereits in der richtigen Größenordnung liegen, um eine zielführende und effiziente Kalibrierung zu ermöglichen. In Abbildung 7.4 wird die FE-basierte Kalibrierung der Modellparameter auf Basis der Beanspruchungen der maximalen Hauptnormalspannung in den Elementen und einer darauf basierenden elementweisen Anpassung der Materialparameter dargestellt. Da es sich um einen uniaxialen Belastungsfall handelt wurde in dem FE-basierten Verfahren die Hauptnormalspannung als Bezugsgröße verwendet.

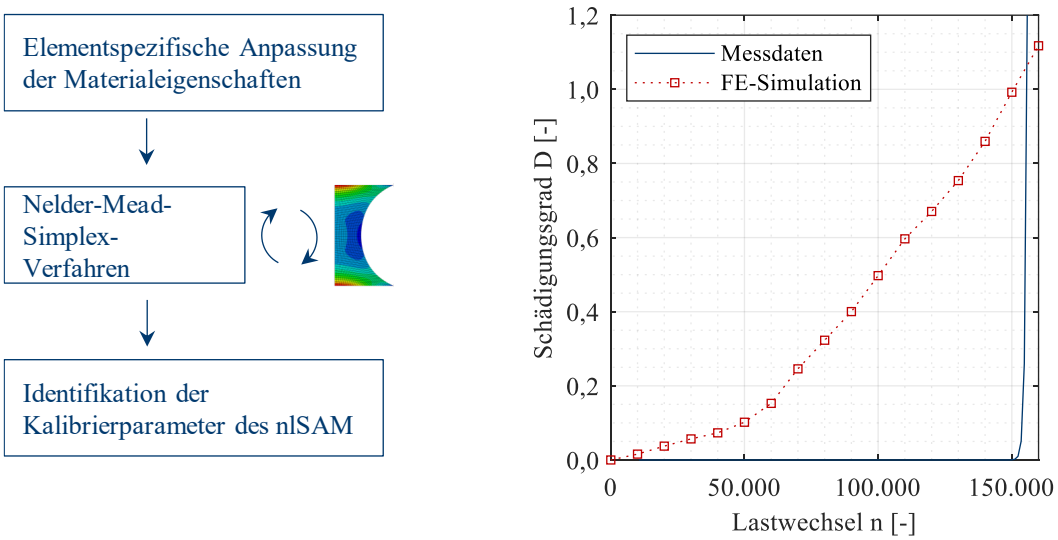

Abbildung 7.4: FE-basierte Parameterkalibrierung des Schadensakkumulationsmodells

Es ist ersichtlich, dass der Anstieg des Schädigungsgrades in den Messdaten deutlich progressiver ansteigt als das Ergebnis der FE-Simulation. Dies ist auf die Wahl der Eingangsparameter zurückzuführen. Durch eine Erhöhung des Parameters c ließe sich auch der simulative Verlauf deutlich progressiver darstellen. Für eine FE-basierte Analyse der Auswirkung einer Schädigungsprogression auf das Bauteilbetriebsverhalten ist ein kontinuierlicher Anstieg der Schädigung jedoch vorteilhaft, da ein stark progressiver Verlauf zu einem näherungsweise binären Zustand führt: Entweder das Element befindet im initialen Zustand oder das Element ist vollständig geschädigt.

Tabelle 7.1 zeigt die Ergebnisse der zwei möglichen Kalibrierstrategien. In der ersten Zeile sind die Ergebnisse des Parameterfittings an die Messdaten über die Beanspruchungsgröße der maximalen Zugspannung im kleinesten Querschnitt angegeben (s. Abschnitt 5.3.2). Weiterhin sind die Ergebnisse der FE-basierten Parameterermittlung (s. Abbildung 7.4) angegeben. Es ist anzumerken, dass

sich der Ausfallzeitpunkt in hinreichender Genauigkeit mit unterschiedlichen Parametersätzen abbilden lässt. Der Kurvenverlauf kann je nach Parametersatz variieren. Eine Darstellung dazu findet sich in Abschnitt 5.3.2.

Tabelle 7.1: Vergleich der Ergebnisse der Modellparameter aus den Kalibrierstrategien

Lösungsverfahren und Beanspruchungsgröße	**A**	**b**	**c**
Parameterfitting an Messdaten Maximale Zugspannung im kleinsten Querschnitt	$3{,}250 \cdot 10^{-9}$	1,35	1
FE-basiert mit lokaler Materialdegradation Maximale Hauptnormalspannung in den Elementen	$3{,}645 \cdot 10^{-9}$	1,80	1,75

In dieser Arbeit wird aus oben genannten Gründen ein weniger stark progressiver Verlauf angestrebt. Wie in den Materialermüdungsversuchen bereits gezeigt wurde, ist aufgrund des progressiven Schädigungsverlaufes kein ausgeprägter Bereich zwischen Schädigungsgrad 1 (20 % Steifigkeitsdegradation) und Schädigungsgrad 5 (vollständiger Steifigkeitsverlust) vorhanden. Numerisch werden die Materialparameter daher unmittelbar nach Erreichen des Schädigungsgrades 1 auf den maximalen Schädigungsgrad geschaltet. Bezogen auf den realen Anwendungsfall entspräche diese einer schnell fortschreitenden lokalen Mikrorissbildung.

7.3 Simulation der Schädigungsprogression

Nachfolgend soll der Ablauf zur Implementierung der Schädigungsprogression in der Elastomerzwischenlage auf das Bauteilverhalten demonstriert werden. In Kapitel 6.4 wurde als dominierendes Ausfallkriterium eine Delamination zwischen den FVK-Bereichen und der Elastomerzwischenlage identifiziert. Ein Abgleich zwischen den Ausfallzeitpunkten aus den Ermüdungsversuchen und den Simulationsergebnissen ist daher zum aktuellen Entwicklungsstand der Technologie noch nicht zielführend. Zielsetzung für die Weiterentwicklung der Hybridmaterialtechnologie ist jedoch die Steigerung der Adhäsionswirkung zwischen FVK und Elastomer, sodass die Schädigungsprogression der Elastomerzwischenlage als dominierendes und gut prädiktierbares Ausfallmerkmal auftritt. Eine qualitative simulationsbasierte Analyse des Wirkzusammenhanges zwischen Schädigungsfortschritt und Bauteilverhalten in der frühen Phase der Bauteilentwicklung wird daher nachfolgend demonstriert. Hierfür wird das FE-Modell eines Funktionsprototypen verwendet, in welchem die Materialeigenschaften entsprechend dem Prozess aus Abschnitt 7.1 gesteuert werden. Die FE-Simulation wird in *Abaqus CAE* durchgeführt. Die Simulation der Schädigungsprogression verläuft iterativ mit einer vorgegeben Anzahl an Iterationsschritten. Jeder Iterationsschritt bildet dabei eine vorgegebene Anzahl an Lastwechseln ab (Lastwechselblock). Die Verwendung eines Symmetriemodells, wie einem Achtelsegment, führt zu einer deutlichen Beschleunigung der Rechenzeit für die Simulation der

Schädigungsprogression. Die Berechnung der nichtlinearen Schadensakkumulation und die entsprechende Identifizierung der dem Schädigungsgrad zugehörigen Materialparameter erfolgt über MATLAB. Für die Demonstration der Anwendung wird der Parameterdatensatz aus der FE-basierten Kalibrierung des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells verwendet. Der Materialparameterdatensatz wird schließlich über eine Python-basierte Anpassung der Input-Dateien an das FE-Modell übergeben.

7.3.1 Einfluss der Schädigungsprogression auf die Torsionssteifigkeit

Zur Analyse der Schädigungsprogression auf die Torsionssteifigkeit wird zunächst ein Bauteil mit dem L/D-Verhältnis von 3,1 unter den drei Lastniveaus von $T = 0{,}950 \,/\, 1{,}188 \,/\, 1{,}425\ kNm$ im Wechsellastbereich mit $R = -1$ simuliert. Hiermit soll zunächst der Einfluss der anliegenden Last auf den Verlauf der Bauteilschädigung gezeigt werden. Es werden 20 Iterationen vorgegeben, wobei jede Iteration einen Block von 25.000 Lastwechseln repräsentiert. Abbildung 7.5 zeigt die Beanspruchungsverteilung auf Basis der von Mises Spannung in der Elastomerzwischenlage des Achtel-Modellsegments unter einer Gegenlast von $0{,}950\ kNm$. Es ist ersichtlich, dass sich zug-dominierte Beanspruchungsbereiche in den Spaltbereichen ausbilden. Die Kreuzungsbereiche der FVK-Wicklungen bilden einen rautenförmigen Spannungsbereich mit einem homogenen Spannungsniveau aus.

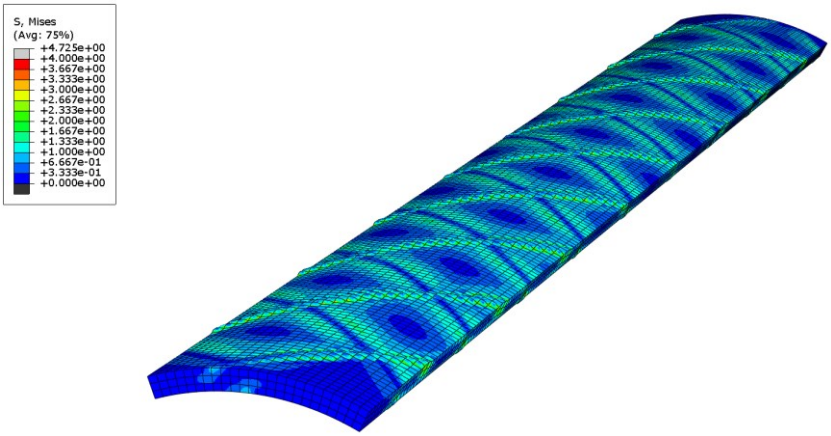

Abbildung 7.5: Beanspruchungsverteilung (von Mises) der Elastomerzwischenlage in einem Modellsegment unter einer Gegenlast von 0,950 kNm

Die Werte der von Mises Spannung aus den diskreten Elementen im maximalen Gegenlastzustand werden als Beanspruchungsdatensatz an das Berechnungsmodul übergeben und basierend auf der Vorschädigung und der Beanspruchung zu einer Schädigung umgerechnet. Das Berechnungsergebnis aus einer Iteration ist zudem von der eingestellten Lastwechselanzahl und den Kalibrierparametern des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells abhängig. Abbildung 7.6 zeigt exemplarisch ein Histogramm der Elementanzahl der Elastomerzwischenlage über den Schädigungsgrad nach der ersten, dritten und fünften Iteration einer Schädigungsprogressionssimulation mit einer Last von $0{,}950\ kNm$ und einem Lastverhältnis von $R = -1$. Es ist ersichtlich, dass eine hohe Anzahl an

Elementen bereits nach der ersten Iteration einen hohen Elementschädigungsgrad D_E im Bereich von 5 aufweist, was eine nahezu vollständige Elementdegradation darstellt. Der Effekt auf die Gesamtbauteilschädigung D, also der Torsionssteifigkeitsverlust für die drei Zustände, ist jeweils in der Legende angegeben. Dabei entspricht $D = 1$ dem Ausfallkriterium von $\Delta c_{T,dyn} = -20\ \%$.

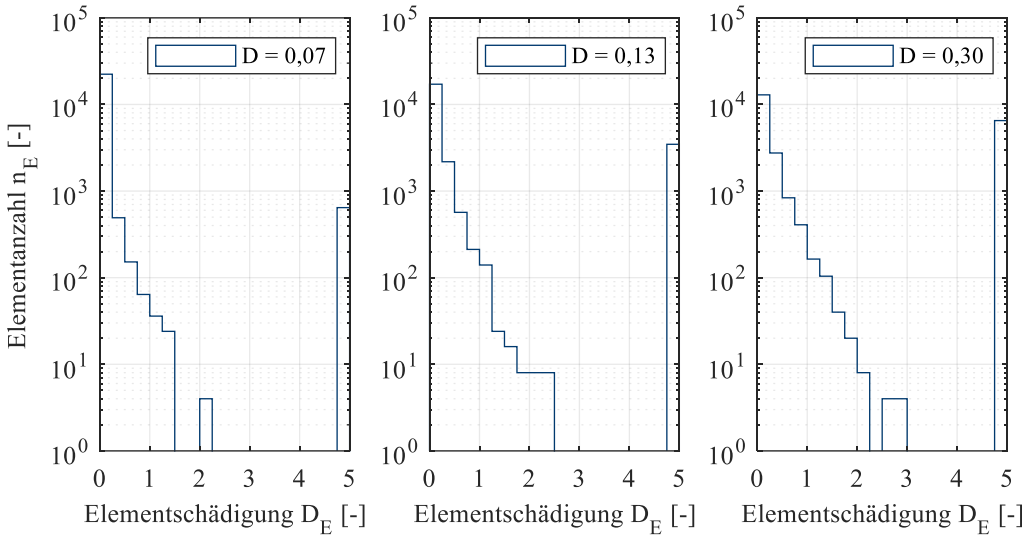

Abbildung 7.6: Histogramme zur exemplarischen Darstellung der Anzahl geschädigter Elemente bei unterschiedlichen Bauteilschädigungsgraden

Weiterhin ist aus den Histogrammen ersichtlich, dass sich eine Vielzahl der Elemente im Bereich von $D_E < 3$ oder im Bereich von $D_E = 5$ konzentrieren. Dies ist auf den progressiven Verlauf der Schädigung des elastomeren Polyurethans zurückzuführen.

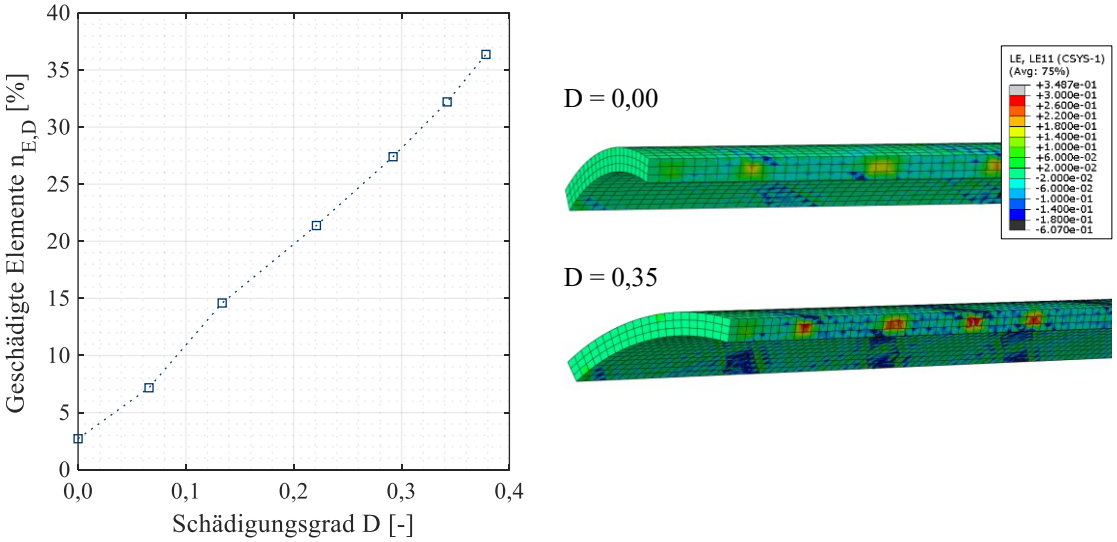

Abbildung 7.7: Exemplarische Darstellung des Fortschritts der Elementschädigung und Auswirkung auf die Verteilung der Dehnung in radialer Richtung

Der Fortschritt in der Anzahl geschädigter Elemente ($D_E > 1$) über den Fortschritt der Bauteilschädigung D und der Einfluss auf die Radialdehnung der Elastomerzwischenlage in zwei Schädigungszuständen ist in Abbildung 7.7 dargestellt. Der prozentuale Anteil der geschädigten Elemente $n_{E,D}$ kann auch als simulierte Rissdichte interpretiert werden. Der Einfluss der Elementschädigung konzentriert sich insbesondere auf die Spaltbereiche. Es ist ersichtlich, dass die lokale Dehnung zu einem fortgeschrittenen Bauteilschädigungsgrad deutlich zunimmt. Die CT-Untersuchungen eines geschädigten Bauteils zeigten ebenfalls ein Risswachstum in den Spaltbereichen (s. Abschnitt 6.4.3).

Über die Simulation der Schädigungsprogression lässt sich der globale Schädigungsgrad des Bauteils über eine simulierte Anzahl von Lastwechseln abbilden. Dabei lässt sich auch der Einfluss der Lastamplitude auf die Geschwindigkeit der Schädigungsprogression analysieren. Abbildung 7.8 zeigt den simulierten Schädigungsgrad D eines Bauteils mit $L/D = 3{,}1$ in Abhängig der Lastwechsel n unter drei Lastamplituden bei einem Lastverhältnis von $R = -1$.

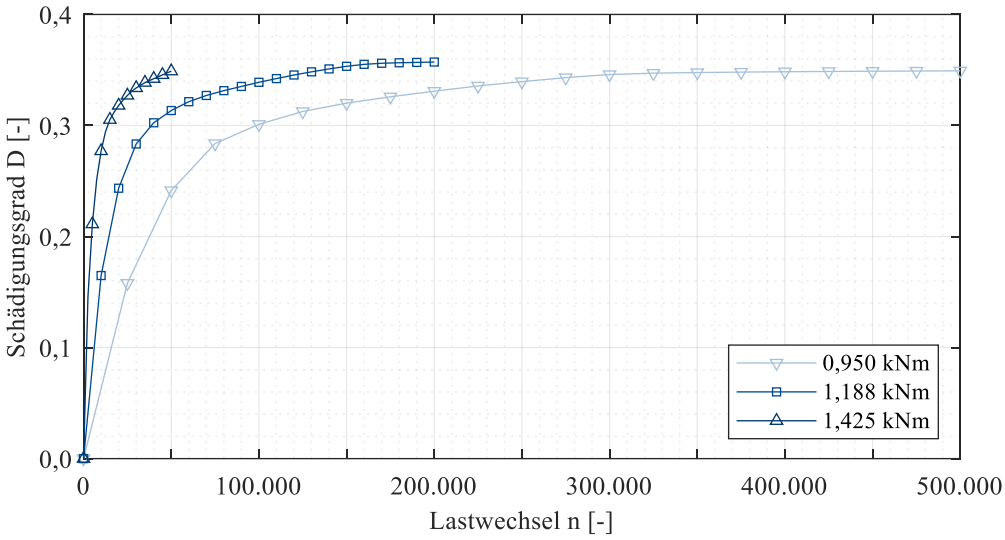

Abbildung 7.8: Exemplarische Simulation der Schädigung eines Bauteils mit L/D = 3,1 für verschiedene Lastniveaus

Aufgrund des im Versuch maßgebenden Ausfallmechanismus der Delamination zwischen FVK-Wicklung und Elastomerzwischenlage ist ein quantitativer Vergleich der experimentell ermittelten Schädigungszustände mit den Simulationsergebnissen zum aktuellen Stand der Hybridmaterialtechnologie nicht zielführend. Die qualitative Interpretation der simulierten Schädigungsverläufe liefert jedoch bereits wichtige Erkenntnisse. Der Verlauf der Bauteilschädigung aufgrund von einer Schädigungsprogression in der Elastomerzwischenlage ist degressiv und konvergiert gegen einen Wert, in diesem Fall etwa $D = 0{,}35$, was einem Verlust der dynamischen Torsionssteifigkeit von $\Delta c_{T,dyn} = 7\ \%$ entspricht. Ab diesem Wert führt eine weitere Degradation der Elementeigenschaften nicht zum weiteren Fortschritt der simulierten Bauteilschädigung. Es ist davon auszugehen, dass sich die lokale Elementschädigung auch in Bezug auf weitere Bauteileigenschaften und auf das Betriebsverhalten auswirkt. Grundsätzlich können hiermit alle in Abschnitt 6.6 aufgeführten Mechanismen

beeinflusst werden. So ist vor allem die im Experiment dominierende Delamination von FVK und Elastomerzwischenlage durch hohe lokale Steifigkeitsgradienten denkbar. Weiterhin ist davon auszugehen, dass das Stabilitätsverhalten des Bauteils unter hohen Lasten eine sensitive Reaktion auf eine lokale Steifigkeitsreduktion zeigt. Eine wichtige auslegungsrelevante Bauteileigenschaft ist zudem die Biegeeigenfrequenz, welche nachfolgend untersucht wird.

7.3.2 Einfluss der Schädigungsprogression auf die Biegeeigenfrequenz

In diesem Abschnitt wird der Einfluss einer lokalen Degradation der Elementsteifigkeiten in der Elastomerzwischenlage auf die Biegeeigenfrequenz untersucht. Hierzu erfolgt, nach Abbildung 7.1, die Parameteridentifikation der linearisierten Materialeigenschaften, welche anschließend über die elementbasierte, schädigungsbedingte Steifigkeitsreduktion angepasst werden. Für die simulationsbasierte Modalanalyse wird ein Vollmodell verwendet. Die Simulationsrandbedingungen sind analog zu der Modalanalyse in Abschnitt 6.5 gewählt. Abbildung 7.9 zeigt die Sensitivität der 1. Biegeeigenfrequenz aus der simulationsbasierten Modelanalyse in Bezug auf den Fortschritt des Bauteilschädigungsgrades. Für die Vergleichbarkeit zwischen unterschiedlichen L/D-Verhältnissen wird die relative Änderung der 1. Biegeeigenfrequenz ausgehend vom initialen Wert ohne Vorschädigung dargestellt.

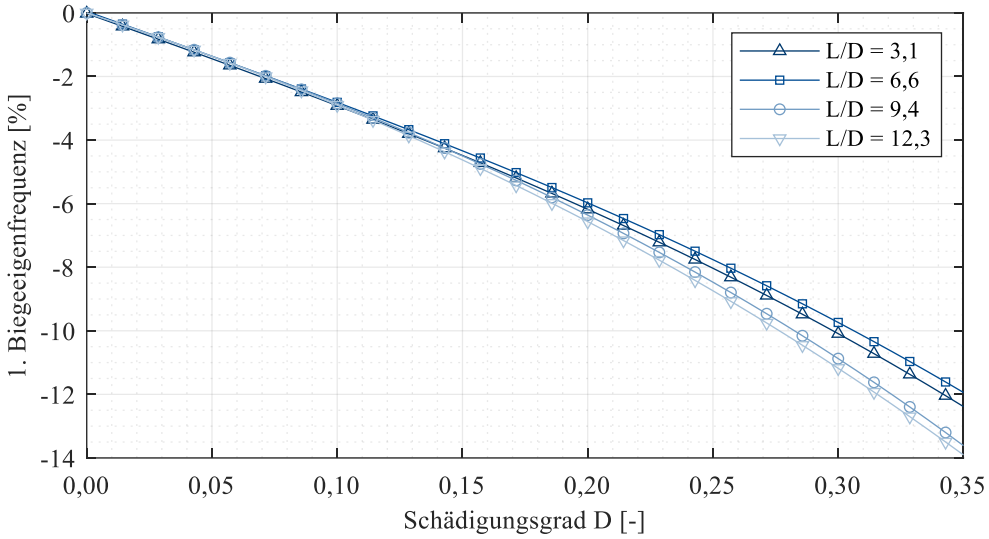

Abbildung 7.9: Sensitivitätsanalyse der Biegeeigenfrequenz in Abhängigkeit der simulierten Bauteilschädigung für unterschiedliche L/D-Verhältnisse

Es ist ersichtlich, dass die Schädigungsprogression in der Elastomerzwischenlage und der damit beeinflusste Schädigungsgrad D einen nichtlinearen Einfluss auf die 1. Biegeeigenfrequenz nehmen. Für alle Bauteile wird eine maximale Schädigung von $D = 0{,}35$ aufgetragen, da die lokale Elementschädigung in diesem Zustand bereits signifikant fortgeschritten ist. Der relative Einfluss des Schädigungsgrades auf das Biegeschwingungsverhalten zeigt keine klar interpretierbare Abhängigkeit von dem L/D-Verhältnis.

7.4 Zwischenfazit zur Strategie der simulationsbasierten Optimierung

In diesem Kapitel wurde eine Strategie zur erweiterten, simulationsbasierten Analyse von Bauteilzuständen entwickelt. Mit diesem Konzept lassen sich bereits in der frühen Phase der Produktentwicklung Betriebszustände vorgeschädigter Bauteile analysieren, um damit gezielt Maßnahmen zur Optimierung des Systems treffen zu können. Das Konzept besteht aus der Kopplung von Simulations- und Berechnungsmodulen, welche auf Ermüdungsschädigungsdaten aus Materialversuchen zurückgreifen. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Implementierung der Materialeigenschaften für die Elastomerzwischenlage. Aufgrund der stark faserdominierten Eigenschaften des FVK werden die Eigenschaften zunächst als konstant angenommen. Aus wissenschaftlicher Sicht sollten auch die FVK-spezifischen Schädigungsphänomene implementiert werden, um ein exakteres Abbild der Realität zu bilden. In der praktischen Anwendung zeigten sich jedoch die Delamination zwischen FVK und Elastomerzwischenlage und das Risswachstum im Elastomer als dominierende Merkmale der Ermüdungsschädigung auf Bauteilebene. Mit fortschreitender Technologieentwicklung sollte die Adhäsionsneigung gesteigert, um das Ausfallverhalten auf die Rissbildung im Elastomer zu fokussieren.

Das hier entwickelte Modell bietet eine gute Grundlage, um dieses Verhalten simulativ abzubilden und eine simulationsbasierte Sensitivitätsanalyse für unterschiedliche Betriebszustände durchzuführen. Die qualitative Anwendung der Ergebnisse kann bereits jetzt einen wichtigen Beitrag zum Verständnis von Schädigungsphänomenen leisten. Ein Vergleich zwischen experimentellen und simulierten Daten ist lediglich bedingt möglich, da sich die Material- und Bauteilentwicklung zum aktuellen Zeitpunkt in einem prototypischen Status befindet. Im Zuge von Bauteilabsicherungstests und der Anwendung statistischer Methoden ist jedoch eine exakte Abbildung zwischen Simulation und Versuchsaufbau anzustreben. Hier steht dann insbesondere die statistisch abgesicherte Ermittlung von Material- und Bauteilschädigungsverläufen im Fokus, anhand derer eine exakte Kalibrierung der Parameter des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells erfolgen kann. So kann der Schädigungszustand quantitativ exakt einer Lastwechselzahl zugeordnet werden. Damit kann letztlich eine simulative Lebensdauerprognose des Bauteils unter den zu untersuchenden Randbedingungen ermöglicht werden.

8 Zusammenfassung

Zunehmende Anforderungen an die Leistungsdichte und die Effizienz von technischen Systemen erfordern neue Konzepte in der Gestaltung von Materialsystemen und Bauteilen. Gleichzeitig stellt der internationale Wettbewerbsdruck hohe Anforderungen an den Produktentwicklungsprozess. Die Kombination aus endlosfaserverstärkten Harzsystemen und Elastomeren eröffnet das Potenzial einer lastpfadgerechten Bauteilgestaltung und die Erhöhung des Funktionswertes durch die definierte Einstellung von Bauteilsteifigkeiten. Torsionsbelastete Antriebswellen in FVK/E-Hybridbauweise repräsentieren ein vielversprechendes Anwendungsfeld. Über das Prinzip der elastomerbasierten Dehnungsentkopplung können die Faserverbundkunststoffe lastgerecht eingesetzt werden, wodurch die Materialpotenziale maximiert werden können. Das helixförmige Design eröffnet zudem eine hohe Torsionselastizität, wodurch die Komponenten integrativ die Eigenschaften elastischer Kupplungen abbilden und die Komponentenvielfalt im Antriebsstrang damit deutlich reduzieren können. Das Anforderungsprofil ist jedoch komplex. Der integrative Einsatz von Elastomeren als funktionale Dehnungsentkopplungsschicht in Antriebswelleneinheiten ist ein neues Konzept. Die Anwendung ist daher mit zahlreichen Unsicherheiten verbunden. Ziel dieser Arbeit war eine umfassende Qualifizierung von Methoden zur Produktauslegung von torsionsbelasteten Bauteilen in FVK/E-Hybridbauweise mit dem Fokus auf die Elastomerzwischenlage.

Die Materialauswahl bildet den ersten und essenziellen Schritt in der Auslegung von Bauteilen FVK/E-Hybridbauweise. Im Rahmen dieser Arbeit wurden drei Anforderungskategorien identifiziert: Das Langzeitverhalten, das Verhalten unter dynamisch-mechanischer Beanspruchung und das Ermüdungsverhalten. In Bezug auf das Langzeitverhalten wurde ein Prüfstandkonzept entwickelt, welches über eine pneumatisch-basierte Verspannung Langzeitdruckbelastungen auf zylindrische Elastomerprüfkörper aufbringt und damit das Kriechen unter Drucklast über lange Zeiträume erfassen kann. Das Prüfstandkonzept erlaubt eine energie- und ressourceneffiziente Langzeitprüfung. Um Entwicklungszyklen zu verkürzen, wurde zudem die Stepped Isothermal Method, ein auf dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip basierendes Verfahren, untersucht. Die Methode ermöglicht es, das Kriechverhalten über Temperaturstufenversuche mit einer Versuchsdauer von $14\ h$ auf den Zeitraum von mehreren Jahren zu extrapolieren. Ein Abgleich der Masterkurve mit Langzeitversuchen zeigte eine gute Übereinstimmung des Modells für ausgewählte Elastomere und TPE. Anhand von einem Vorzugsmaterial, einem elastomeren Polyurethan, wurde eine dynamisch-mechanische Charakterisierung durchgeführt. Neben der Temperaturabhängigkeit der Materialsteifigkeit wurde eine starke Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschwindigkeit gezeigt. Der Einfluss des nichtlinearen Verformungsverhaltens auf die Ergebnisse einer dynamisch-mechanischen Analyse wurde dabei diskutiert. Über einen Frequenzsteigerungsversuch und eine Prony-Reihenentwicklung wurde die Viskoelastizität des Elastomers modelliert. Abschließend wurde eine Charakterisierung des Ermü-

dungsverhaltens an taillierten Zug-Druck-Prüfkörpern durchgeführt. Dafür wurde ein elektromechanischer Mehrachs-Prüfstand entwickelt, mit welchem die Prüfkörper dynamisch belastet werden können. Es zeigte sich, dass eine steifigkeitsbasierte Analyse des Ermüdungsverhaltens eine zielführende Modellierung einer Schädigungsprogression des Elastomers ermöglicht. Zur Modellierung des Schädigungsverhaltens wird der Ansatz der nichtlinearen Schadensakkumulation verwendet.

Mit dem ausgewählten Elastomer wurden anschließend Funktionsprototypen auf unterschiedliche Anforderungskategorien geprüft. In der Analyse des Bauteilverhaltens erfolgte eine Prüfung auf stabilitätskritische Lasten, eine Untersuchung unter dynamisch-mechanischen Ermüdungsbelastungen und eine Analyse des Biegeschwingungsverhaltens. Die Untersuchung auf stabilitätskritische Torsionslasten erfolgte unter Verwendung des Verfahren der 3D-DIC und der Definition von Kennzahlen zur Beschreibung der Bauteilkontur. Über eine Stützstellensimulation, mit einer feinen Auflösung der Iterationsschritte im Bereich des stabilitätskritischen Versagens, ist es möglich das Stabilitätsversagen simulativ abzubilden. Ein Abgleich mit der der 3D-DIC-Messung zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Versuchs- und Simulationsergebnissen. Das Biegeschwingungsverhalten wurde über eine Modalanalyse untersucht. Über die Implementierung von Prony-Parametern aus der Materialcharakterisierung lassen sich die gemessenen Eigenfrequenzen mit hoher Übereinstimmung simulieren. Zudem wurde ein alternatives Verfahren zur iterativen, simulationsbasierten Parameteridentifizierung entwickelt, welches die Biegeeigenformen und -frequenzen mit vergleichbaren Ergebnissen simuliert. Eine experimentelle Versuchsreihe unter dynamisch-wechselnder Torsionslast zeigt die Versagensmechanismen unter Ermüdungsbeanspruchung auf. Dominierend sind hierbei die Delamination zwischen der FVK-Wicklung und der Elastomerzwischenlage. Zudem wurde über eine CT-Analyse eine Ermüdungsrissbildung in der Elastomerzwischenlage nachgewiesen. Das Kapitel gibt eine Übersicht über Versagensursachen und die entsprechenden Auswirkungen auf das Bauteil.

Im letzten Kapitel wurden die Erkenntnisse aus der Material- und der Bauteilanalyse genutzt, um eine umfassende Kopplung zwischen Simulations- und Berechnungsmodulen aufzubauen. Das Ziel war es, die Materialeffekte, insbesondere die Hyperelastizität, die Viskoelastizität und die Ermüdungsschädigung, in FE-Simulationen abzubilden, um die Einflussfaktoren auf das Betriebsverhalten zu analysieren. Über numerische Methoden und die Auswertung der Materialermüdungsversuche wurde zunächst ein schädigungsgradabhängiges Materialmodell für das Elastomer kalibriert. Anschließend erfolgte analog dazu die Kalibrierung des nichtlinearen Schadensakkumulationsmodells auf Basis von Materialermüdungsversuchen. Über die Kopplung zwischen iterativen quasi-statischen FE-Simulationen und der Auswertung der Beanspruchungsgröße mit dem Berechnungsmodul des Schadensakkumulationsmodells konnte den Elementen, entsprechend der Materialbeanspruchung und der Vorschädigung, ein Materialparametersatz zugeordnet werden. Die einzelnen Elemente der Elastomerzwischenlage degradieren dementsprechend. Dies äußert sich in einem Verlust der Torsionssteifigkeit und der Biegeeigenfrequenz des Bauteils.

9 Ausblick

Die hier vorgestellten Methoden bieten das Potenzial zur simulationsgetriebenen Bauteilentwicklung und zur Beschleunigung und Optimierung von Produktentwicklungsprozessen für torsionsbelastete Bauteile in FVK/E-Hybridbauweise. Der Fokus dieser Arbeit lag auf der Elastomerzwischenlage. In zukünftigen Entwicklungsprojekten ist die Implementierung der viskoelastischen Eigenschaften der FVK-Matrix und die Implementierung von Schädigungseigenschaften von FVK anzustreben.

In Bezug auf das hier vorgestellte nichtlineare Schadensakkumulationsmodell für das Elastomer ist eine erweiterte Untersuchung der Prüftechnik sinnvoll. Dazu ist zunächst eine materialwissenschaftliche Studie zu unterschiedlichen Prüfkörperformen denkbar. Der Einfluss der Prüfkörperform, der Fertigung und des hervorgerufenen Spannungszustandes im Materialermüdungsversuch bei der Übertragung auf Elastomerkomponenten anderer Geometrien kann dabei detailliert analysiert werden. Als Schadenskriterium wird in dieser Arbeit der Steifigkeitsabfall des Elastomers bezogen auf eine kraft- bzw. spannungsgeregelte Versuchsführung herangezogen. Ein alternatives Verfahren könnte auf einer energiebasierten Auswertung basieren. Dabei wird die Energie, die dem Material unter der Belastung zugeführt wird, als schädigungsrelevante Größe definiert. Das Verfahren ist jedoch mit einem größeren Aufwand in der Berechnung verbunden.

Der dominierende Ausfallmechanismus bei den Bauteilermüdungsversuchen ist die Delamination zwischen FVK und Elastomerzwischenlage, welche zu einem stark progressiven Versagen des Bauteils führen kann. Dies indiziert Entwicklungspotenziale in der Fertigungstechnik zur Steigerung der Adhäsion. Dadurch kann der Versagensmechanismus auf den Rissfortschritt in der Elastomerzwischenlage fokussiert werden, welcher prognostizierbarer ist und erwartungsgemäß einen degressiven Verlauf annehmen wird, statt einen unmittelbaren Ausfall der Komponente zu verursachen.

Eine ausführliche Validierung der entwickelten Konzepte zur simulationsbasierten Optimierung auf Basis umfassender Versuchsreihen ist ausstehend und sollte aus Basis von entsprechenden Serienbauteilen erfolgen. Insbesondere sollten hierzu Ermüdungsversuche unter dynamisch-wechselnder Torsionslast durchgeführt werden. Ein Risswachstum könnte dabei über intermittierende CT-Untersuchungen eines statisch verspannten Bauteils nachgewiesen werden. Bei einem definierten Verlust der Torsionssteifigkeit könnten anschließend Untersuchungen zum Stabilitätsverhalten unter Überlasten und zur biegekritischen Eigenfrequenz durchgeführt werden, um den Einfluss der Vorschädigung experimentell zu analysieren.

Die Erkenntnisse und Methoden aus dieser Arbeit können jedoch bereits heute in Entwicklungsprojekten für neue Bauteilkonzepte in Bezug auf die Analyse der Materialauswahl, Bauteilgestaltung und Produktanforderungen angewendet werden.

Literaturverzeichnis

[Abt19] ABTS, G. *Einführung in die Kautschuktechnologie.* 2. Aufl. München : Carl Hanser Verlag, 2019.

[AE+13] ACHEREINER, F., ENGELSING, K., BASTIAN, M., HEIDEMEYER, P. *Accelerated creep testing of polymers using the stepped isothermal method.* In: Polymer Testing 32 (2013), Nr. 3, S. 447–454.

[AVK13] AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen.* Wiesbaden : Springer, 2013.

[AN+10] AYOUB, G., NAÏT-ABDELAZIZ, M., ZAÏRI, F., GLOAGUEN, J. M. *Multiaxial fatigue life prediction of rubber-like materials using the continuum damage mechanics approach.* In: Procedia Engineering 2 (2010), Nr. 1, S. 985–993

[BaB18] BALLE, F., BACKE, D. Very high cycle fatigue of carbon fiber reinforced polyphenylene sulfide at ultrasonic frequencies. In: CHRIST, Hans-Jürgen (Hrsg.). *Fatigue of Materials at Very High Numbers of Loading Cycles: Experimental Techniques, Mechanisms, Modeling and Fatigue Life Assessment.* Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018, S. 441–461.

[Bun23] BUNDESMINISTERIUM FÜR WIRTSCHAFT UND KLIMASCHUTZ (BMWK). *Leichtbaustrategie der Bundesregierung,* 2023.

[CaQ15] CARRARO, P. A., QUARESIMIN, M. *A stiffness degradation model for cracked multidirectional laminates with cracks in multiple layers.* In: International Journal of Solids and Structures 58 (2015), S. 34–51.

[ChS86] CHLORMANN, U. H., SEEGER, T. *Rainflow-HCM: Ein Hysteresis-Schleifen Zählalgorithmus auf werkstoffmechanischer Grundlage.* In: Stahlbau 55 (1986), Nr. 3, S. 65–71.

[DÖA18] DA SILVA, L. F. M. (Hrsg.), ÖCHSNER, A. (Hrsg.), ADAMS, R. D. (Hrsg.). *Handbook of Adhesion Technology.* 2nd ed. 2018. Cham : Springer International Publishing, 2018.

[DHM22] DAHLMANN, R., HABERSTROH, E., MENGES, G. *Menges Werkstoffkunde Kunststoffe.* 7. vollständig neu bearbeitete Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 2022.

[DCR05] DÁVILA, C. G., CAMANHO, P. P., ROSE, C. A. *Failure Criteria for FRP Laminates.* In: Journal of Composite Materials 39 (2005), Nr. 4, S. 287–386.

[Dic13] DICKHUT, T. *Beitrag zur Auslegung und Gestaltung von Antriebswellen aus Faser-Kunststoff-Verbunden : Eigenfrequenz, Schlagbelastung, Crashverhalten, Torsionsbeulen und Krafteinleitung.* Dissertation. Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, 2013.

[DBF18] DILGER, K., BURCHARDT, B., FRAUENHOFER, M. Automotive Industry. In: DA SILVA, Lucas F. M.; ÖCHSNER, Andreas; ADAMS, Robert D. (Hrsg.). *Handbook of Adhesion Technology.* 2nd ed. 2018. Cham : Springer International Publishing, 2018, S. 1333–1366.

[DIN86] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN 740 Teil 2: *Nachgiebige Wellenkupplungen,* August 1986.

[DIN06] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN EN ISO 22088-1: *Kunststoffe – Bestimmung der Beständigkeit gegen umgebungsbedingte Spannungsrissbildung (ESC),* November 2006.

[DIN09] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN EN 1465: *Klebstoffe – Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen,* 2009.

[DIN11] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN EN ISO 175: *Kunststoffe – Prüfverfahren zur Bestimmung des Verhaltens gegen flüssige Chemikalien,* 2011.

[DIN17] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN 53504: *Prüfung von Kautschuk und Elastomeren – Bestimmung von Reißfestigkeit, Zugfestigkeit, Reißdehnung und Spannungswerten im Zugversuch,* 2017.

[DIN18] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN EN ISO 899-1: *Kunststoffe – Bestimmung des Kriechverhaltens: Teil 1: Zeitstand-Zugversuch,* 2018.

[DIN22] DIN – Deutsches Institut für Normung, DIN ISO 815-1: *Elastomere oder thermoplastische Elastomere – Bestimmung des Druckverformungsrestes,* 2022.

[DrD02] DROZDOV, A. D., DORFMANN, A. *The payne effect for particle-reinforced elastomers.* In: Polymer Engineering & Science 42 (2002), Nr. 3, S. 591–604.

[Ehr93] EHRENSTEIN, G. W. *Hysteresis-Meßverfahren: das flexible Verfahren zur dynamischen Werkstoff- und Bauteilprüfung nach R. Renz.* Erlangen, 1993.

[Ehr06] EHRENSTEIN, G. W. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften.* 2., völlig überarb. Aufl. München : Hanser, 2006.

[Eur20] EUROPEAN UNION. *Factsheet - The Transport and Mobility Sector.* URL : https://ec.europa.eu/commission/presscorner/detail/en/fs_20_2350. – Aktualisierungsdatum: 2020 (Zugriff am 23.02.2024).

[FF+17] FASANA, A., FERRARIS, A., AIRALE, A. G., et al. *Experimental Characterization of Damped CFRP Materials with an Application to a Lightweight Car Door.* In: Shock and Vibration 2017 (2017), S. 7129058.

[Fer80] FERRY, J. D. *Viscoelastic Properties of Polymers.* Wisconsin : John Wiley & Sons, Inc., 1980.

[FSW03] FLAMM, M., STEINWEGE, T., WELTIN, U. *Lebensdauerabschätzung auf Basis eines lokalen Konzeptes.* In: KGK - Kautschuk Gummi Kunststoffe 56 (2003), Nr. 11, S. 582–586.

[FW+17] FLORE, D., WEGENER, K., MAYER, H., OETTING, C. C. *Investigation of the high and very high cycle fatigue behaviour of continuous fibre reinforced plastics by conventional and ultrasonic fatigue testing.* In: Composites Science and Technology 141 (2017), Nr. 22, S. 130–136.

[FrS17] FRICK, A., STERN, C. *Einführung Kunststoffprüfung: Prüfmethoden und Anwendungen.* München : Hanser, 2017.

[GW+16] GAN, S., WU, Z. L., XU, H., et al. *Viscoelastic Behaviors of Carbon Black Gel Extracted from Highly Filled Natural Rubber Compounds: Insights into the Payne Effect.* In: Macromolecules 49 (2016), Nr. 4, S. 1454–1463.

[Gas39] GASSNER, E. *Festigkeitsverhalten mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau.* In: Luftwissen 6 (1939), S. 61–64.

[GF+21] GEHRMANN, O., FEHSE, A., AL-AFIF, S., et al. *Untersuchung des Einflusses von Relaxationsphänomenen auf die Lebensdauer technischer Gummiwerkstoffe,* 2021 (IGF 20537 N).

[GöE22] GÖTZ, S., EULITZ, K.-G. *Betriebsfestigkeit: Bauteile sicher auslegen!* Wiesbaden : Springer, 2022.

[Gra02] GRAMBOW, A. *Bestimmung der Materialparameter gefüllter Elastomere in Abhängigkeit von Zeit, Temperatur und Beanspruchungszustand.* Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (RWTH), Aachen, 2002.

[GrZ68] GREEN, A. E., Zerna W. *Theoretical Elasticity.* 2. Aufl. Oxford (UK) : Clarendon Press, 1968.

[GrA70] GREEN, A. E., ADKINS, J. E. *Large Elastic Deformations.* Oxford (UK) : Clarendon Press, 1970.

[GrS15] GRELLMANN, W., SEIDLER, S. *Kunststoffprüfung.* 3. Aufl. München : Hanser, 2015.

[GrT21] GRIFFITH, A. A., TAYLOR, G. I. *The phenomena of rupture and flow in solids.* In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character 221 (1921), 582-593, S. 163–198.

[Hai70] HAIBACH, E. *Modifizierte lineare Schadensakkumulationshypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung: Technische Mitteilungen Nr. 50/70,* 1970.

[Hai06] HAIBACH, E. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung.* Berlin, Heidelberg : Springer, 2006.

[HaR73] HASHIN, Z., ROTEM, A. *A Fatigue Failure Criterion for Fiber Reinforced Materials.* In: Journal of Composite Materials 7 (1973), Nr. 4, S. 448–464.

[Has80] HASHIN, Z. *Failure criteria for unidirectional fiber composites.* In: Journal of applied mechanics 47 (1980), S. 329–334.

[HeM20] HENNING, F., MOELLER, E. *Handbuch Leichtbau.* 2., überarbeitete und erweiterte Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 2020.

[Him14] HIMMEL, N. Bauweisen und Smart Structures. In: NEITZEL, Manfred; BREUER, Ulf; MITSCHANG, Peter (Hrsg.). *Handbuch Verbundwerkstoffe : Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung.* München : Hanser, 2014.

[HEZ13] HINKELMANN, K., ESDERTS, A., ZENNER, L. *Ein verbessertes Verfahren zur Lebensdauerabschätzung mittels linearer Schadensakkumulation.* In: Materials Testing 52 (2013), Nr. 5, S. 282–291.

[HoA20] HOßFELD, M., ACKERMANN, C. *Leichtbau durch Funktionsintegration.* 1st ed. 2020. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2020.

[HMW19] HÜLSBUSCH, D., MRZLJAK, S., WALTHER, F. *In situ computed tomography for the characterization of the fatigue damage development in glass fiber-reinforced polyurethane.* In: Materials Testing 61 (2019), Nr. 9, S. 821–828.

[Hül21] HÜLSBUSCH, D. *Charakterisierung des temperaturabhängigen Ermüdungs- und Schädigungsverhaltens von glasfaserverstärktem Polyurethan und Epoxid im LCF- bis VHCF-Bereich.* Dissertation. Technische Universität Dortmund, Dortmund, 2021.

[ISO17] ISO - Internationale Organisation für Normung, ISO 7743: *Rubber, vulcanized or thermoplastic — Determination of compression stress-strain properties,* 2017.

[Kai13] KAISER, G. *DMA 242 E Artemis: die vielseitigste DMA auf dem Markt.* In: OnSet 11 (2013).

[KaL14] KANNAN, R., LARENCE, I. D. *Design and Analysis of Composite Drive Shaft for Automotive Application.* In: International Journal of Engineering Research & Technology 3 (2014), Nr. 11, S. 429–436.

[Kem13] KEMPKENS, W. *Dresdner Forscher setzen bei Antriebswellen auf Leichtbau,* 2013.

[Kil81] KILIAN, H.-G. *Equation of state of real networks.* In: Polymer 22 (1981), Nr. 2.

[Kle15] KLEIN, B. *FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau.* 10., verbesserte Auflage. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.

[KlG19] KLEIN, B., GÄNSICKE, T. *Leichtbau-Konstruktion: Dimensionierung, Strukturen, Werkstoffe und Gestaltung.* 11., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2019.

[Kle06] KLESCHINSKI, M. *Antriebswellen aus Faser-Kunststoff-Verbunden : Auslegung und Optimierung unter Berücksichtigung des ermüdungsbedingten Torsionsbeulens.* Dissertation. Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, 2006.

[KS+17] KRAUS, M. A., SCHUSTER, M., KUNTSCHE, J., et al. *Parameter identification methods for visco- and hyperelastic material models.* In: Glass Structures & Engineering 2 (2017), Nr. 2, S. 147–167.

[Lam93] LAMBERTZ, S. *Nichtlineares Materialgesetz für technische Gummiwerkstoffe mit deformationsabhängigen Eigenschaften und seine experimentelle Überprüfung an Gummifederelementen.* Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (RWTH), Aachen, 1993.

[MaS54] MARCO, S., STARKEY, W. L. *A Concept of Fatigue Damage.* In: Transactions of the American Society of Mechanical Engineers 76 (1954), Nr. 4, S. 627–632.

[MBB03] MARINES, I., BIN, X., BATHIAS, C. *An understanding of very high cycle fatigue of metals.* In: International Journal of Fatigue 25 (2003), 9-11, S. 1101–1107.

[Mar01] MARSH, G. *Composite ship shafts shape up.* In: Reinforced Plastics 45 (2001), Nr. 11, S. 32–36.

[McK15] MCKEEN, L. W. *The Effect of Creep and other Time Related Factors on Plastics and Elastomers.* 3. Aufl. Amsterdam, Niederlande : Elsevier, 2015.

[MiW89] MICHAELI, W., WEGENER, M. *Einführung in die Technologie der Faserverbundkunststoffe.* München : Carl Hanser Verlag, 1989.

[MHW95] MICHAELI, W., HYBRECHTS, D., WEGENER, M. *Dimensionieren von Faserverbundkunststoffen: Einführung und praktische Hilfen.* München : Hanser, 1995.

[Min45] MINER, M. A. *Cumulative Damage in Fatigue.* In: Journal of applied mechanics 12 (1945), Nr. 3, S. 159–164.

[Mis18] MISTLER, M. *Lebensdauerprognose für dynamisch beanspruchte Elastomerbauteile auf Basis der thermo-mechanischen Materialbeanspruchung.* Dissertation. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2018.

[Moh91] MOHR-MATUSCHEK, M. *Auslegung von Kunststoff- und Elastomerformteilen mittels Finite-Elemente-Simulation.* Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (RWTH), Aachen, 1991.

[Möl20] MÖLLER, M. *Bruchkurvenmodellierung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen bei mehrachsig nichtproportionaler Ermüdungsbeanspruchung.* Dissertation. Technische Universität Clausthal, Clausthal, 2020.

[Moo40] MOONEY, M. *A Theory of Large Elastic Deformation.* In: Journal of Applied Physics 11 (1940), S. 582–592.

[MoN13] MOREIRA, D. C., NUNES, L. C. S. *Comparion of simple and pure shear for an incompressible isotropic hyperelastic material under large deformation.* In: Polymer Testing 32 (2013), Nr. 2, S. 240–248.

[MuT65] MULLINS, L., TOBIN, R. *Stress Softening in Rubber Vulcanizates. Part I. Use of Strain Amplification Factor to Describe the Elastic Behavior of Filler-Reinforced Vulcanized Rubber.* In: Journal of Applied Polymer Science 9 (1965), S. 2993–3009.

[Mul69] MULLINS, L. *Softening of Rubber by Deformation.* In: Rubber Chemistry and Technology 42 (1969), Nr. 1, S. 339–362.

[Neh20] NEHLS, G. *Kraibon elastomer improves adhesion and composite material properties.* URL : https://www.compositesworld.com/products/kraibon-elastomer-improves-adhesion-and-composite-material-properties(2). – Aktualisierungsdatum: 09.04.2020 (Zugriff am 21.09.2023).

[Nie17] NIEDERWALD, M. *Zum Einfluss der viskoelastischen Eigenschaften des beschichteten Bewehrungsmaterials auf das Zugtragverhalten von carbonbewehrtem Beton.* Dissertation. Universität der Bundeswehr, München, 2017.

[Ogd72] OGDEN, R. W. *Large deformation isotropic elasticity – on the correlation of theory and experiment for incompressible rubberlike solids.* In: Proceedings of the Royal Society A 326 (1972), Nr. 1567, S. 565–584.

[Ols07] OLSSON, A. K. *Finite Element Procedures in Modelling the Dynamic Properties of Rubber.* Dissertation. Lund University, Lund, Schweden, 2007.

[PaM19] PAKDEL, H., MOHAMMADI, B. *Stiffness degradation of composite laminates due to matrix cracking and induced delamination during tension-tension fatigue.* In: Engineering Fracture Mechanics 216 (2019).

[Pay62] PAYNE, A. R. *The Dynamic Properties of Carbon Black-Loaded Natural Rubber Vulcanizates. Part I.* In: Journal of Applied Polymer Science 6 (1962), Nr. 19, S. 57–63.

[PVP19] PECKOLT, J., VILSMEIER, R., PÜTZ, J.: *Anordnung zur Übertragung von Torsionsmomenten, insbesondere als Torsionsfeder oder Antriebswelle aus Faserverbundwerkstoffen zur Erzielung einer hohen spezifischen Materialausnutzung.* NEMOS GmbH, Deutschland. Veröffentlichungsnr. DE 10 2018 114 583 A1.

[PL+15] PENG, T., LIU, Y., SAXENA, A., GOEBEL, K. *In-situ fatigue life prognosis for composite laminates based on stiffness degradation.* In: Composite Structures 132 (2015), S. 155–165.

[PeF91] PETROVIĆ, Z. S., FERGUSON, J. *Polyurethane elastomers.* In: Progress in Polymer Science 16 (1991), Nr. 5, S. 695–836.

[Pfl75] PFLÜGER, A. *Stabilitätsprobleme der Elastostatik.* 3. neu bearbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer, 1975.

[PIR06] PINHO, S. T., IANNUCCI, L., ROBINSON, P. *Physically-based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking: Part I: Development.* In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 37 (2006), Nr. 1, S. 63–73.

[PD+05] PINHO, T., DÁVILA, C., CAMANHO, P., et al. *Failure Models and Criteria for FRP Under In-Plane or Three-Dimensional Stress States Including Shear Non-Linearity,* 2005.

[PM+18] POISSON, J. L., MÉO, S., LACROIX, F., et al. *Comparison of Fatigue Criteria under Proportional and Non-Proportional Multiaxial Loading.* In: Rubber Chemistry and Technology 91 (2018), Nr. 2, S. 320–338.

[Pol99] POLLARD, A. *Polymer Matrix Composites in Driveline Applications.* In: 3rd International Conference on Materials for Lean weight Vehicles (1999).

[Pop17] POPOV, V. L. *Contact Mechanics and Friction: Physical Principles and Applications,* 2017.

[Puc96] PUCK, A. *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis.* München : Carl Hanser Verlag, 1996.

[PuS98] PUCK, A., SCHÜRMANN, H. *Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models.* In: Composites Science and Technology 58 (1998), Nr. 7, S. 1045–1067.

[RaV07] RADAJ, D., VORMWALD, M. *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure.* 3. neubearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer, 2007.

[RJ+22] RAPP, T., JACOBS, G., BERROTH, J., GUENTHER, J. *Determining Dynamic Properties of Elastomer-Dampers by Means of Impact Testing.* In: Experimental Mechanics 62 (2022), Nr. 5, S. 823–836.

[RJ+23] RAPP, T., JACOBS, G., BERROTH, J., et al. *Optimization workflow to parameterize elastomer material models based on arbitrary time-domain measurement data.* In: Journal of Applied Polymer Science 140 (2023), Nr. 25, e53974.

[RN+21] REIS, B. P., NOGUEIRA, L. M., CASTELLO, D. A., BORGES, L. A. *A visco-hyperelastic model with Mullins effect for polyurethane elastomers combining a phenomenological approach with macromolecular information.* In: Mechanics of Materials 161 (2021), S. 104023.

[Rin12] RINNBAUER, M. Elastomere Werkstoffeigenschaften. In: ELSNER, Peter; EYERER, Peter; HIRTH, Thomas (Hrsg.). *Kunststoffe : Eigenschaften und Anwendungen.* 8., neu bearbeitete und erweiterte Ausgabe : Springer, 2012, S. 1215–1221.

[Riv48a] RIVLIN, R. S. *Large Elastic Deformations of Isotropic Materials. I. Fundamental Concepts.* In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematicaland Physical Sciences 240 (1948), Nr. 822, S. 459–490.

[Riv48b] RIVLIN, R. S. *Large Elastic Deformations of Isotropic Materials. II. Some Uniqueness Theorems for Pure, Homogeneous Deformation.* In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematicaland Physical Sciences 240 (1948), Nr. 822, S. 491–508.

[Riv48c] RIVLIN, R. S. *Large Elastic Deformations of Isotropic Materials. III. Some Simple Problems in Cylindrical Polar Co-Ordinates.* In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematicaland Physical Sciences 240 (1948), Nr. 823, S. 509–525.

[Riv48d] RIVLIN, R. S. *Large Elastic Deformations of Isotropic Materials. IV. Further Developments of the General Theory.* In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematicaland Physical Sciences 241 (1948), Nr. 835, S. 379–397.

[RS+19] ROCKER, S., SCHIFFERS, R., PLUHNAU, R., NAGARAJAH, A. *Virtuelle Lebensdauerprognose für Elastomerbauteile basierend auf nichtlinearer Schadensakkumulation in Finite Elemente Simulationen.* In: Kupplungen und Kupplungssysteme in Antrieben 2019. VDI-Berichte Nr. 2341 (2019).

[RS+20] ROCKER, S., SCHIFFERS, R., PLUHNAU, R., NAGARAJAH, A. *Validation of the Virtual Lifetime Prediction Method for Elastomer Components.* In: Conference Proceedings of the 2020 SPE Annual Technical Conference (2020).

[RS+21] ROCKER, S., SCHIFFERS, R., GERDES, L., et al. *Lifetime Prediction of Continuous Fiber-reinforced Plastics based on Nonlinear Damage Accumulation and Finite Element Simulations.* In: Conference Proceedings of the 2021 SPE Annual Technical Conference (2021), S. 445–450.

[RoP81] Rose, P. G. *C-Fasern auf PAN-Basis, Einsatzformen und Eigenschaften im CFK-Verbund.* In: Verarbeiten und Anwenden kohlenstoffaserverstärkter Kunststoffe (1981), S. 5–39.

[San16] SANZENBACHER, S. *Reduzierung von Getriebegeräuschen durch Körperschallminderungsmaßnahmen.* Dissertation. Universität Stuttgart, Stuttgart, 2016.

[Sch89] SCHÄPER, S.: *Rohrförmiges, tordierbares Federelement.* AUDI AG, Deutschland. Veröffentlichungsnr. 0 351 723.

[SM+17] SCHIMMER, F., MOTSCH, N., HAUSMANN, J., et al. *Analysis on formed bolted joints for thirck-walled CFRP in wind power industry.* In: 21st International Conference on Composite Materials (2017).

[ScL03] SCHREIER, H., LICHTENBERGER, R. *Kombination von Stereoskopie und digitalen Korrelationsverfahren zur Messung von Kontur, Verformung und Dehnung.* In: 3D Tag Oldenburg (2003).

[SOS09] SCHREIER, H. ORTEU, J.-J. SUTTON, M. A. *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements : Basic Concepts,Theory and Applications. Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements : Basic Concepts,Theory and Applications.* Boston, MA : Springer-Verlag US, 2009.

[Sch07] SCHÜRMANN, H. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden.* 2., bearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2007.

[SeS14] SEIBERT, H., SCHEFFER, T. *Biaxial testing of elastomers - Experimental setup, measurement and experimental optimisation of specimen‘s shape.* In: Technische Mechanik 34 (2014), Nr. 2, S. 72–89.

[SeB68] SEITZ, J. T., BALAZS, C. F. *Application of time-temperature superposition principle to long term engineering properties of plastic materials.* In: Polymer Engineering & Science 8 (1968), Nr. 2, S. 151–160.

[SZ+15] SHANGGUAN, W.-B., ZHENG, G.-F., LIU, T.-K., et al. *Prediction of fatigue life of rubber mounts using stress-based damage indexes.* In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications 231 (2015), Nr. 8, S. 657–673.

[ShV10] SHIRAZI, A., VARVANI-FARAHANI, A. *A Stiffness Degradation Based Fatigue Damage Model for FRP Composites of (0/θ) Laminate Systems.* In: Applied Composite Materials 17 (2010), S. 137–150.

[Sie06] SIEMON, A. *Qualitative und quantitative Analysen der linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen unter Einbeziehung der statistischen Versuchsplanung.* Dissertation. Universität Kassel, Kassel, 2006.

[Sim67] SIMITSES, G. J. *Instability of Orthotropic Cylindrical Shells under Combined Torsion and Hydrostatic Pressure.* In: AIAA Journal 5 (1967), Nr. 8, S. 1463–1469.

[Son07] SONSINO, C. M. *Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety.* In: International Journal of Fatigue 29 (2007), Nr. 12, S. 2246–2258.

[Son08] SONSINO, C. M. *Betriebsfestigkeit — Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen.* In: Materials Testing 50 (2008), 1-2, S. 77–90.

[Spi19] SPITZER, S. *Zur werkstoffgerechten Gestaltung und Auslegung hybrider Antriebswellen in Metall/Faser-Kunststoff-Verbund-Bauweise.* Dissertation. Technische Universität Dresden, Dresden, 2019.

[Spi12] SPITZ, M. *Modellbasierte Lebensdauerprognose für dynamisch beanspruchte Elastomerbauteile.* Dissertation. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2012.

[SKK16] STELLDINGER, E., KÜHHORN, A., KOBER, M. *Experimental evaluation of the low- velocity impact damage resistance of CFRP tubes with integrated rubber layer.* In: Composite Structures 139 (2016), S. 30–35.

[Sto99] STOMMEL, M. *Beschreibung der viskoelastischen mechanischen Eigenschaften, der Betriebsfestigkeit und des Bruchverhaltens von Elastomerbauteilen mit der Finite-Elemente-Methode.* Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (RWTH), Aachen, 1999.

[SSK18] STOMMEL, M., STOJEK, M., KORTE, W. *FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen.* 2., neu bearbeitete und erweiterte Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 2018.

[TiK14] TICHELMANN, P., Kress S. *Carbonwellen lassen Stahl alt aussehen: CFK senkt das Gewicht von Antriebswellen – und auch die Kosten,* 2014.

[TiG85] TIMOSHENKO, S. P., GERE, J. M. *Theory of Elastic Stability.* New York (USA) : McGraw Hill, 1985.

[Tre75] TRELOAR, L. R. G. *The Physics of Rubber Elasticity.* 3. Aufl. Oxford (UK) : Clarendon Press, 1975.

[Var11] VARMIN REBSDORF, A.: *Flexible shaft wind turbine.* Envision Energy. Anmeldenr. EP 2 397 690 A1, EU. 21.12.2011.

[VDI93] VDI - Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2014 Blatt 2: *Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund,* 1993.

[VöH07] VÖHRINGER, M., HABERSTROH, E. *Methode zur Bestimmung der Materialparameter: Simulation komplexer Beanspruchungszustände von Elastomeren.* In: KGK - Kautschuk Gummi Kunststoffe (2007), S. 312–321.

[VUL19] VULKAN HACKFORTH HOLDING. *Integrated shaft coupling: Technical data,* 2019.

[WME21] WÄCHTER, M., MÜLLER, C., ESDERTS, A. *Angewandter Festigkeitsnachweis nach FKM-Richtlinie: Kurz und bündig.* Wiesbaden : Springer, 2021.

[WG+19] WARASITTHINON, N., GENIX, A.-C., SZTUCKI, M., et al. *The payneeffect:primarilypolymer-related or filler-related phenomenon?* In: Rubber Chemistry and Technology 92 (2019), Nr. 4, S. 599–611.

[WBB19] WEIBEL, D., BECK, T., BALLE, F. *Fatigue properties and damage of CF-PPS from high to very high cycles.* In: roceedings of the 22nd International Conference on Composite (2019), S. 1–7.

[WLF55] WILLIAMS, M. L., LANDEL, R. F., FERRY, J. D. *The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids.* In: Journal of the American Chemical Society 77 (1955), Nr. 14, S. 3701–3707.

[WJ+19] WITTEL, H., JANNSCH, D., VOßIEK, J., SPURA, C. *Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung.* 24., überarbeitete und erweiterte Auflage : Springer Vieweg, 2019.

[Yeo93] YEOH, O. H. *Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber.* In: Rubber Chemistry and Technology 66 (1993), Nr. 5, S. 754–771.

[ZPS10] ZAHN, J., PLENK, F., SCHAUBE, J.: *Verbundbauteile aus wärmehärtenden Harzen und Elastomeren.* Gummiwerk Kraiburg GmbH & Co. KG. 24.06.2015. Veröffentlichungsnr. EP 2 886 335 A1.

[ZeL92] ZENNER, L., LIU, J. *Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept.* In: Konstruktion 44 (1992), S. 9–17.

Eigene Veröffentlichungen

[a01] SCHIFFERS, R., JANßEN, M., RAYER, M., SCHULZ, L. *Numerische Simulationen in der Kunststofftechnik – Alles andere als Standard.* In: Jahresmagazin Kunststofftechnik 2021 2021, S. 32–37.

[a02] EMRICH, N., RAYER, M., SCHIFFERS, R. *Electrolyte Resistance of Amine Based Epoxy´s used for Lithium-Ion Battery Cell Housings.* In: Proceedings of the 36th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS-36) (2022).

[a03] RAYER, M., ROCKER, S., SCHIFFERS, R. Hybrid Materials for Powertrain Components – Elastomeric Interlayers in Fiber Reinforced Composites, Bd. 2884. In: AIP Conference Proceedings (Hrsg.). *Proceedings of the 37th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS-37) :* AIP Publishing, 2022, S. 150003.

[a04] ROCKER, S., RAYER, M., TERNES, S., SCHIFFERS, R. Substitution of Elastomer Components under Cyclic Loading by Thermoplastic Elastomers: Investigations of Static and Dynamic Properties, Bd. 2884. In: AIP Conference Proceedings (Hrsg.). *Proceedings of the 37th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS-37) :* AIP Publishing, 2022, S. 150002.

[a05] RAYER, M., SCHIFFERS, R. Performance Enhancement of Highly Stressed Fiber Composite Components by Elastomeric Strain Decoupling – Analysis of Component Failure using Digital Image Correlation. In: SPE - Society of Plastics Engineers (Hrsg.). *Proceedings of the Annual Technical Conference 2023,* 2023.

[a06] RAYER, M., WILKOWSKI, M., SCHIFFERS, R., STEPHAN, J. *Entwicklung von innovativen Faserverbundantriebswellen in Hybridbauweise: Funktionsintegration und Leichtbau über neuartige Materialkombinationen.* In: Forschung im Ingenieurwesen 87 (2023), Nr. 2, S. 581–591.

[a07] RAYER, M., WILKOWSKI, M., STEPHAN, J., SCHIFFERS, R. Entwicklung von innovativen Faserverbundantriebswellen in Hybridbauweise - Funktionsintegration und Leichtbau über neuartige Materialkombinationen. In: VDI - Verein Deutscher Ingenieure (Hrsg.). *Kupplungs- und Bremssysteme für mobile und stationäre Anwendungen.* Düsseldorf : VDI-Verlag, 2023, S. 217–230.

[a08] RAYER, M., SCHIFFERS, R. *Hybride Materialstrukturen zur Steigerung der Leistungsfähigkeit von Faserverbundbauteilen: Leichtbau und Funktionsintegration über neuartige Material- und Bauteilkonzepte.* In: VDI Wissensforum.

[a09] RAYER, M., WILKOWSKI, M., SCHIFFERS, R. Lifetime Prediction of Elastomeric Polyurethane Components based on Nonlinear Damage Accumulation and Finite Element Analysis. In: Polymer Processing Society (Hrsg.). *Proceedings of the 38th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS-38),* 2023.

[a10] RAYER, M., SCHLEDE, A., SCHIFFERS, R. Investigation of the Compression Creep Behavior of Elastomers and TPE in Accelerated Testig Procedures for Sustainable Product Development. In: SPE - Society of Plastics Engineers (Hrsg.). *Proceedings of the Annual Technical Conference 2024,* 2024.

[a11] WILKOWSKI, M., RAYER, M., SCHIFFERS, R. Simulation-based Failure Analysis of Torsionally Stressed Lightweight Structures in Fiber Composite-Elastomer Hybrid Design. In: SPE - Society of Plastics Engineers (Hrsg.). *Proceedings of the Annual Technical Conference 2024,* 2024.

[a12] SCHLEDE, A., RAYER, M., SCHIFFERS, R. Application-oriented Characterization of the Damage Behavior of Thermoplastic Elastomers (TPE) in dynamic-mechanical Short Time Tests. In: SPE - Society of Plastics Engineers (Hrsg.). *Proceedings of the Annual Technical Conference 2024,* 2024.

Vom Autor betreute, unveröffentlichte studentische Abschlussarbeiten

[b01] GREVEN, P. J. *Experimentelle Untersuchung endlosfaserverstärkter thermoplastischer Gewebelaminate anhand von quasistatischen und dynamischen Zugversuchen unter Einfluss des Herstellungsverfahrens und des Lasthorizontes*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2021.

[b02] QIAN, H. *Entwicklung eines Prüfstands zur experimentellen Untersuchung des Langzeitmaterialverhaltens von Elastomeren*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2021.

[b03] HÖPNER, F. *Austausch eines Metallkompensators durch einen Elastomerkompensator im Bereich der Einströmung einer Niederdruckturbine*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2021.

[b04] NAZARETH, L. *Experimental Analysis of thermoplastic elastomers for application in highly flexible couplings*. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b05] EHRENTRAUT, R. *Experimentelle Untersuchung des Schädigungsvehaltens von glasfaserverstärkten Epoxidharzen unter dynamischer Beanspruchung*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b06] MAY, T. *FEM-Simulation einer FKV-Antriebswelle in Hybrid-bauweise und Validierung mittels digitaler Bildkorrelation*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b07] ABDELWANIS, M. *Investigation of material models for the simulation of an elastomeric bearing using the finite element method*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b08] NÖRTERSHÄUSER, J. *Charakterisierung von Elastomeren und Rußen durch mechanische Anregung*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b09] WIRTZ, T. *Untersuchung von Simulationsmethoden eines Unterbodenschutzes in FKV-Sandwich-Bauweise von Hochvoltbatteriegehäusen in Elektrofahrzeugen*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b10] ZENO, M. *Entwicklung und Erprobung der Regelung eines elektromechanischen Mehrachs-Materialprüfstandes über TwinCAT und MATLAB / SIMULINK. Bachelorarbeit*. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2022.

[b11] EMARA, M. *Investigation of Surface Pretreatment Methods for Optimizing Composite Adhesion between Epoxy Resin-Based Fiber-Reinforced Plastics and Elastomeric Polyurethane*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2023.

[b12] WILKOWSKI, M. *Virtuelle Lebensdauerprognose für Antriebsstrangkomponenten in Elastomer-Faserverbundkunststoff-Hybridbauweise auf Grundlage der Finite Elemente Methode*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2023.

[b13] HEINTGES, L. *Entwicklung eines automatisierten Zuführ- und Verteilsystems für PTFE-Compound an einem Auftragskalander zur Optimierung von Kosten und Qualität der produzierten Gleitlager-Halbzeuge*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2023.

[b14] MAY, T. *Entwicklung eines standardisierten Auslegungsprozesses für Aktoren zur elektrischen Lenkradverstellung*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2023.

[b15] DIETZ, T. *Experimentelle Untersuchung zur Ableitung von Input-Parametern für die numerische Simulation des Schädigungsverhaltens von Bauteilen in Faserverbundkunststoff-Elastomer-Hybridbauweise*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2023.

[b16] FOUAD, Y. *Simulation des Schädigungsfortschritts in torsionsbeanspruchten Bauteilen in Faserverbundkunststoff-Elastomer-Hybridbauweise auf Basis der Finite Elemente Methode*. Bachelorarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2023.

[b17] TOP, F. *Product Lifecycle Management für torsionsbeanspruchte Leichtbaustrukturen in Faserverbundkunststoff-Elastomer-Hybridbauweise*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2024.

[b18] ZENO, M. *Simulation des Betriebsverhaltens von Antriebswellen in Faserverbundkunststoff-Elastomer-Hybridbauweise mittels Finite Elemente Methode*. Masterarbeit. Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2024.

Anhang

A.1 Ergänzende Versuchsrandbedingungen der Materialprüfungen

Tabelle A.1: Parameter und Versuchsrandbedingungen zur DMA-Messung des PUR-2

Bezeichnung	Parameter
Gerät	Netzsch DMA 242
Gas und Gasdurchfluss	N_2 | 50 ml/min
Material	PUR-2
Durchmesser und Höhe der Probe	Zylindrisch: Ø 4 mm | 1,15 mm
Probenhalter	Kompressionsstempel
Frequenzstufen	1 / 2 / 5 / 10 / 20 / 50 / 100 Hz
Temmperaturstufen	40 / 50 / 60 °C
Kraftregelung	Vorlast: 8 N | Amplitude: 4 N
Heizrate	1 K /min (10 min pro Stufenschritt)
Messzeit Isotherme Stufen	15 min (Aufnahme von 6 Messpunkten)

Tabelle A.2: Parameter und Versuchsrandbedingungen zur Ermittlung der Drucksteifigkeit in Anlehnung an ISO 7743

Bezeichnung	Parameter
Gerät	MTS Landmark Universalprüfmaschine
Probe	Zylindrisch: Ø 13 mm | 2 mm
Material	PUR-2
Probenhalter	Kompressionsstempel
Wegregelung	1 mm / min

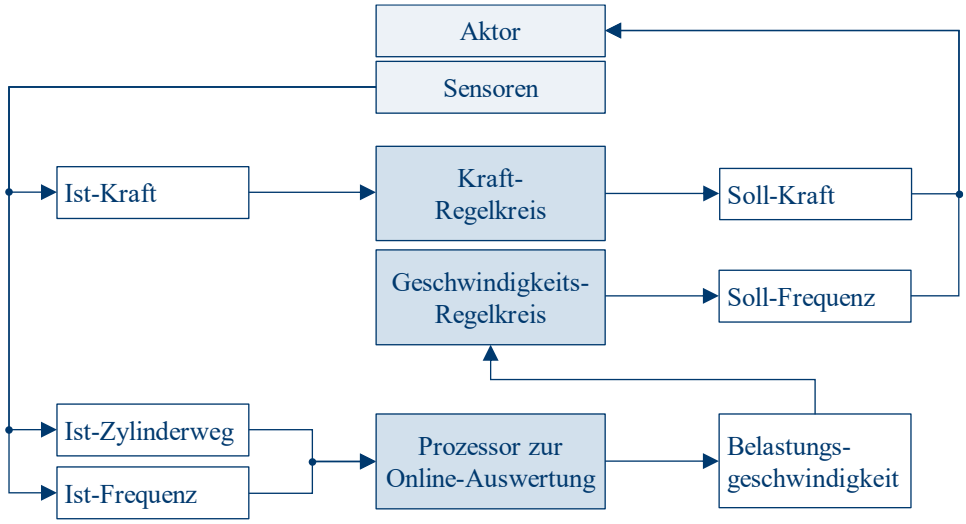

Abbildung A.1: Integration der zwei Regelkreise zur Regelung der Kraft und Belastungsgeschwindigkeit in der Prüfstandsteuerung

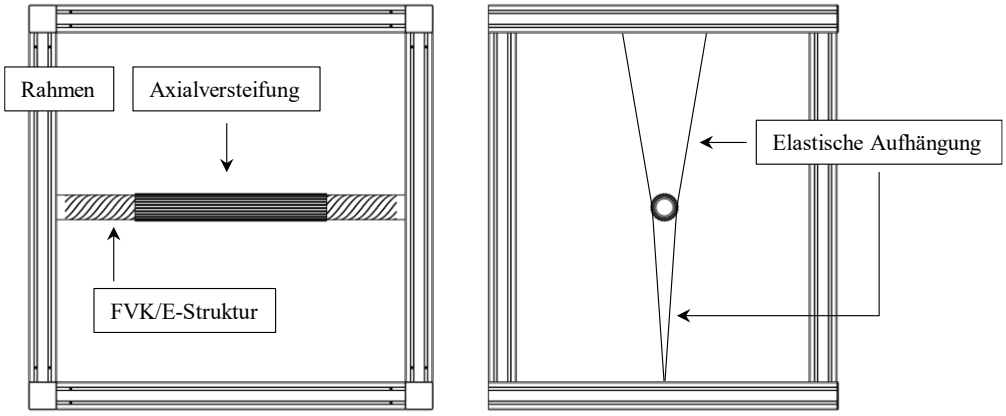

Abbildung A.2: Aufbau zur experimentellen Modalanalyse

A.2 Ergänzende Messergebnisse

A.2.1 Modellierung des viskoelastischen Materialverhaltens

Kraus et al. stellen in [KS+17] einen Ansatz zur Parameteridentifikation für viskoelastische und hyperelastische Materialmodelle vor. Basierend auf der Methodik wurde den Prony-Parameter zur Abbildung des viskoelastischen Verhaltens ermittelt. Das Ergebnis des Parameterfittings der 10. Ordnung ist in Tabelle A.3 dargestellt.

Basierend auf thermodynamischen Prinzipen gelten folgende Grundsätze für die Parameter:

$$0 \leq g_i < 1$$

$$\sum_{i=1}^{N} g_i \leq 1$$

$$G_0 > 0 \; und \; G_\infty = G_0(1 - \sum g_i)$$

Tabelle A.3: Prony-Parameter aus der Fitting-basierten Parameteridentifikation

$\boldsymbol{i}$	$\boldsymbol{g_i}$	$\boldsymbol{k_i}$	$\boldsymbol{\tau_i}$
1	0,03785	0	0,00799
2	0,00057	0	0,13448
3	0,11351	0	0,00445
4	0,07892	0	0,11821
5	0,04540	0	0,00526
6	0,02588	0	0,00328
7	0,07009	0	0,01002
8	0,01043	0	0,02713
9	0,06553	0	0,00764
10	0,00398	0	0,1037

A.2.2 Materialermüdungsversuche

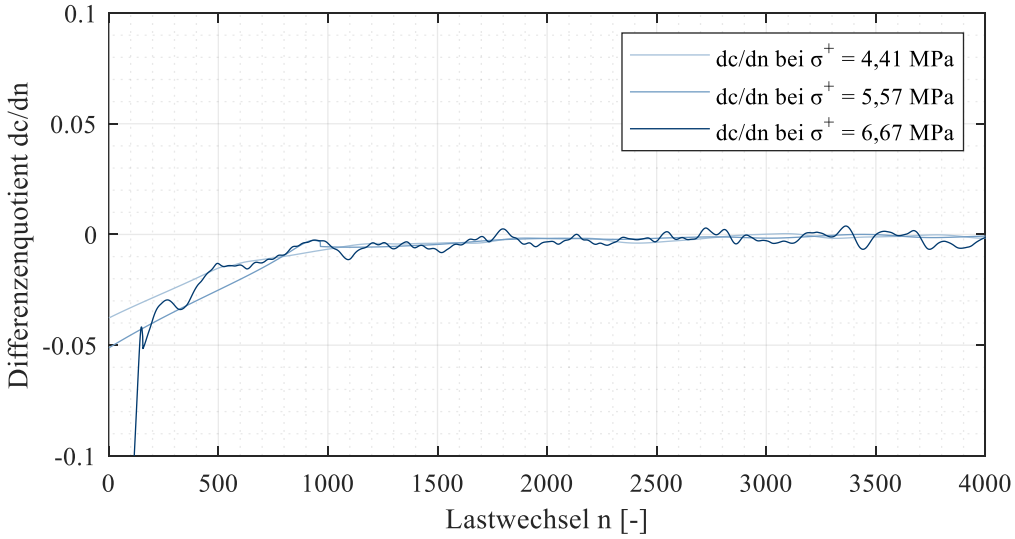

Abbildung A.3: Differenzenquotient zur Analyse der Änderungsrate der dynamischen Steifigkeit der Materialermüdungsversuche auf den drei untersuchten Lastniveaus

A.2.3 Bauteilprüfungen

Tabelle A.4: Ergebnisse der dynamisch-wechselnden Bauteilversuche

Amplitude [kNm]	R [-]	Temp. [°C]	Lastwechsel [-]	Ausfallursache
0,475	-1	40°C	5.189.000	Durchläufer
0,950	-1	40°C	75.940	Delamination Außenwicklung
0,950	-1	40°C	170.731	Delamination Außenwicklung
0,950	-1	40°C	150.538	Delamination Außenwicklung
0,950	-1	40°C	123.010	Delamination Außenwicklung
1,100	-1	40°C	4.387	Delamination Außenwicklung
1,425	-1	40°C	1.698	Delamination Außenwicklung

A.3 Ergänzende Simulationsergebnisse

Tabelle A.5: Wahl der Abaqus Einheitensystematik

Länge	Kraft	Masse	Zeit	Spannung	Energie	Dichte
mm	N	tonne	s	MPa	mJ	tonne/m^3

Tabelle A.6: Übersicht der verwendeten Hardware

Hardware	Information
Prozessor	AMD EPYC 7282 16-Core Prozessor, 2.800 MHz
Arbeitsspeicher	60 GB
Festplatte	650 GB
Grafikkarte	NVIDIA Quadro P400
Betriebssystem	Windows 10 Enterprise

Tabelle A.7: Einstellungen für die quasi-statische Simulationsmodelle

Einstellung	Paramtetrierte Steifigkeitsanalyse	Iterationsmodell zur Schädigungsprogression
Software	ANSYS Mechanical 2023	Abaqus CAE 2021
Materialsektion FVK	Hexaeder, Progammgesteuert Engineering Constants Elementgröße: 1 mm	C3D8R Engineering Constants Elementgröße: 1 mm
Werktstoffsektion Elastomer	Hexaeder, Programmgesteuert Yeoh Materialmodell Elementgröße: 1 mm	C3D20H Yeoh Materialmodell Elementgröße: 1 mm
Grenzfläche	Tie Constraint	Tie Constraint
Step	Static, General Large Deflection	Static, General Nlgeom

Tabelle A.8: Einstellungen für das Simulationsmodell zur Modalanalyse

Einstellung	Wert
Software	Abaqus CAE 2021
Materialsektion FVK	C3D8R Engineering Constants Elementgröße: 1 mm
Werktstoffsektion Elastomer	C3D20H Linear-elastisch (E-Modul) Elementgröße: 1 mm
Grenzfläche	Tie Constraint
Step	Static, General Linear pertubation / Frequency

Tabelle A.9: Einstellungen für die Netzstudie zur Konvergenzanalyse für ein Modell mit einem L/D-Verhältnis von 7,5

Simulation	Elementgröße	Elemente Außenwicklung	Elemente Innenwicklung	Elemente Zwischenlage
Simulation 1	5	2.800	2.064	2.520
Simulation 2	4	4.320	3.360	3.192
Simulation 3	3	10.368	8.400	7.200
Simulation 4	2	23.274	17.577	13.950
Simulation 5	1	98.382	69.972	45.900
Simulation 6	0,85	186.760	141.696	81.664
Simulation 7	0,70	256.256	210.408	116.416
Simulation 8	0,65	320.320	263.010	145.520

Für die Durchführung der Netzstudie wurde die von Mises Spannung in den Kreuzungsbereichen der Elastomerzwischenlage gemittelt und in Abhängigkeit der Elementanzahl aufgetragen. Weiterhin wurde die Vernetzung des Gesamtmodells in Abhängigkeit der Elementanzahl untersucht.

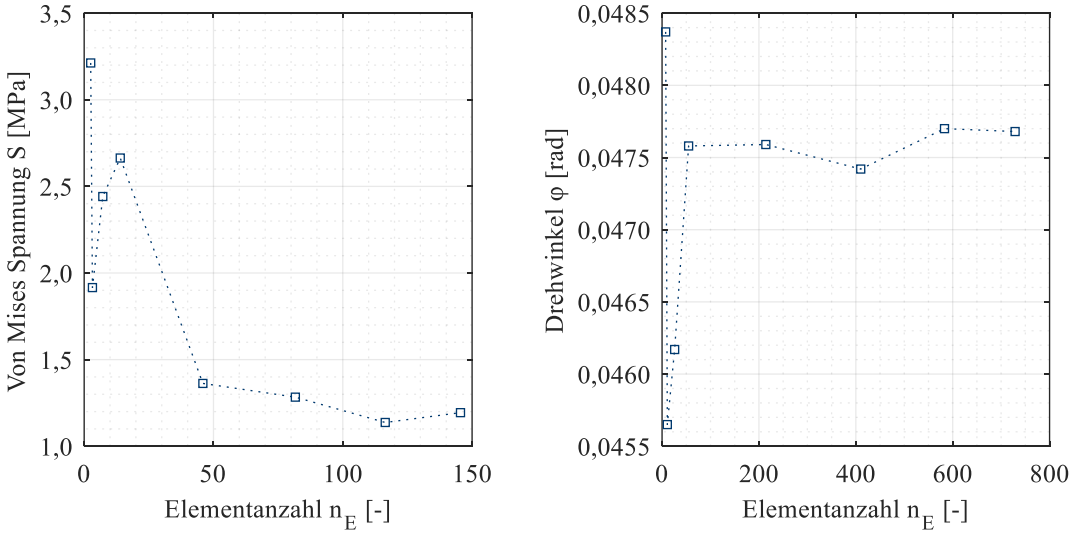

Abbildung A.4: Netzstudie zur Konvergenzanalyse der Vernetzungseinstellungen der Elastomerzwischenlage (links) und des Gesamtmodells mit L/D = 7,5 (rechts)

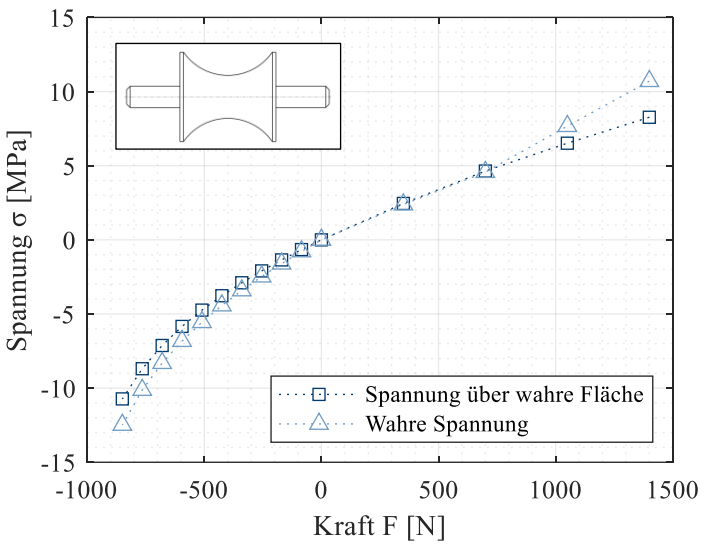

Abbildung A.5: Simulierter Zusammenhang zwischen Kraft und Spannung im kleinsten Querschnitt des Prüfkörpers

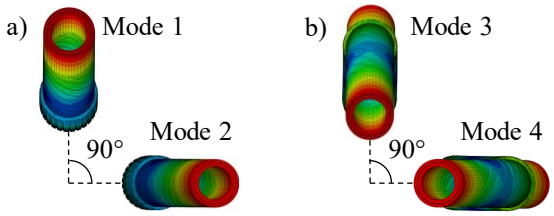

Abbildung A.6: Simulation der ersten (a) und zweiten (b) Biegeeigenfrequenz mit den senkrechten Moden

Lebenslauf

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten.