

Werkstoffbasierter Festigkeitsnachweis für elektrische Antriebskomponenten

Material-based strength assessment of electric drive components

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Genehmigte Dissertation von Daniel Loos, M.Sc. aus Nürnberg

Tag der Einreichung: 14. Oktober 2019, Tag der Prüfung: 10. Dezember 2019

Darmstadt 2019 — D 17

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz

Mitberichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Eckhard Kirchner



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT



in Kooperation mit:

BMW
GROUP



Werkstoffbasierter Festigkeitsnachweis für elektrische Antriebskomponenten
Material-based strength assessment of electric drive components

Genehmigte Dissertation von Daniel Loos, M.Sc. aus Nürnberg

Berichtersteller: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
Mitberichtersteller: Prof. Dr.-Ing. Eckhard Kirchner

Tag der Einreichung: 14. Oktober 2019
Tag der Prüfung: 10. Dezember 2019

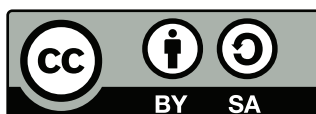
Darmstadt 2019 — D 17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: [urn:nbn:de:tuda-tuprints-115342](https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:tuda-tuprints-115342)

URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/11534>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,
E-Publishing-Service der TU Darmstadt
<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:
CC BY-SA 4.0 International: Namensnennung, Weitergabe zu gleichen Bedingungen
<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode.de>



Vorbemerkung und Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit im Bereich der Entwicklung elektrischer Antriebsmaschinen bei der BMW Group in München in Zusammenarbeit mit dem Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik SAM an der TU Darmstadt sowie dem Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF. Diese Arbeit wäre ohne die Unterstützung zahlreicher BMW Kollegen und Fraunhofer Mitarbeitern nicht möglich gewesen.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Tobias Melz für die Übernahme des Hauptreferats und das entgegengebrachte Vertrauen hinsichtlich der eigenständigen Ausgestaltung der Forschungsinhalte.

Bei Prof. Eckhard Kirchner vom Fachgebiet Produktentwicklung und Maschinenelemente der TU Darmstadt bedanke ich mich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Koreferats.

Ganz herzlich bedanke ich mich bei meinen Betreuern, Dr. Ing. Rainer Wagener und Dr. Ing. Endre Barti, für das entgegengebrachte Vertrauen, die fachlichen Diskussionen, wertvollen Anregungen und das große Interesse an dem Fortgang dieser Arbeit.

Dr. Hannah Weisbecker und Frank Eckstein sei für das Mitwirken bei dem Schaffen der Doktorandenstelle und die anfängliche Betreuung gedankt. Ebenso danke ich Paul Mögel, Roman Koller, Sabrina Reif, Daniel Ebnet und Pascal Schirmer, welche im Rahmen Ihrer studentischen Abschlussarbeiten oder Praxiseinsätze zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben.

Des Weiteren bin ich dem Bereich der Entwicklung elektrischer Antriebsmaschinen sowie allen Schnittstellenpartnern bei der BMW Group für die durchgängige Unterstützung meines Forschungsvorhabens zu großem Dank verpflichtet. Besonders erwähnen möchte ich dabei Dr. Holger Ulbrich, Manfred Siegling, Vlad Somesan, Dragoljub Duricic, Gunter Schröter, Stefan Griesing, Torsten Bannert, Markus Glaser, Dr. Ing. Andreas Huber, Dr. Ing. Thin Nguyen-Xuan, Andreas Buchner, Dr. Ing. Michael Schwarzer und Julian Blum.

Dem Bereich der Werkstoff- und Verfahrensanalytik für nichtmetallische Werkstoffe danke ich für die Möglichkeit einen Großteil der Versuche selbst durchführen zu dürfen. Ohne das zur Verfügungstellen der Prüfapparaturen und die Hilfestellungen wäre die experimentelle Basis der Arbeit deutlich geringer ausgefallen.

Weiterhin wäre die vorliegende Arbeit ohne das Mitwirken der Versuchsingenieure und Wissenschaftler des Fraunhofer-Instituts nicht möglich gewesen. Großer Dank gilt Dr.-Ing. Vladimir A. Kolupaev, Matthias Hell, Andreas Maciolek, Paul Becker und Dominik Spancken.

Darüber hinaus möchte ich der CADFEM GmbH und insbesondere Dr. Ing. Slav Dimitrov für die Unterstützung bei kontinuumsmechanischen Fragestellungen und deren Umsetzung in ANSYS meinen Dank aussprechen.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern, Cornelia und Rainer Loos, sowie meinem Bruder, Michael Loos, für ihre stete Aufmunterung und Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit.

Abschließend danke ich ganz besonders meiner Freundin Christina Stallhofer, die mir stets Mut zugesprochen, mich in meinem Vorhaben bestärkt und viel Rückhalt, Verständnis sowie Geduld aufgebracht hat.

München, Oktober 2019
Daniel Loos

Zusammenfassung

Bauraum-, kosten- und gewichtsoptimierte Konstruktionen elektrischer Traktionseinheiten erfordern eine valide sowie praktikable Auslegungsmethodik. Die vorliegende Dissertation nimmt sich dieser Aufgabe an und setzt sich das Aufzeigen eines werkstoffbasierten Festigkeitsnachweises für elektrische Antriebseinheiten zum Ziel. Dies beinhaltet die Identifikation auslegungsrelevanter Schädigungs- und Versagensmechanismen sowie das Entwickeln von Berechnungs- und Bewertungsmodellen.

Hierbei besteht die Herausforderung darin, für die elektrischen Maschinen spezifische Materialien zu charakterisieren, zu modellieren und Akzeptanzkriterien festzulegen. Dies betrifft zum einen Kupfer, das je nach Maschinentyp durch Ur- oder Umformen verarbeitet wird, und zum anderen das Blechpaket, das aus bis zu mehreren hundert übereinander gestapelten Elektroblechen besteht. In automobilen Anwendungen werden vorrangig Asynchronmaschinen, permanentmagneterregte oder stromerregte Synchronmaschinen eingesetzt. Letztere besitzen Kupferwicklungen zur Erzeugung des Rotormagnetfeldes. Diese setzen sich aus Kupferdrähten zusammen, die in eine Kunststoffmatrix eingebettet werden. Stromerregte Synchronmaschinen stellen aus strukturmechanischer Sicht die komplexeste Bauform dar, da zusätzlich zur Festigkeit der oben aufgelisteten Materialien auch die Verbundfestigkeit der Kupferwicklungen nachgewiesen werden muss. Daher wird anhand dieses Maschinentyps eine werkstoffbasierte Auslegungsmethodik aufgezeigt, die auf die anderen Bauformen übertragbar ist. Die entwickelte Vorgehensweise gliedert sich in drei Teile. Die Grundlage bilden Berechnungsmodelle, die das Werkstoffverhalten abbilden. Auf deren Basis wird anschließend der statische und zyklische Festigkeitsnachweis durchgeführt. Im Falle der Kupferwicklung werden zudem in den jeweiligen Abschnitten Vorgehensweisen zum numerischen Abschätzen der Verbundeigenschaften aufgezeigt. Diese ermöglichen es, Konzepte auf Basis der Einzelkomponenten in frühen Projektphasen bewerten zu können.

Zu Beginn wird das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten aller eingesetzten Materialien experimentell charakterisiert und mathematisch beschrieben. Hierbei ist eine mikromechanische Abbildung der heterogenen Struktur der Blechpakete und Kupferwicklungen aufgrund des hohen Ressourcenbedarfs nicht wirtschaftlich und zielführend. Klassischerweise werden homogenisierte Ersatzmaterialien verwendet, um die richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften zu beschreiben. Aus dem Schichtaufbau der Blechpakete resultieren transversal isotrope nichtlineare Eigenschaften, die von der mechanischen Vorspannung des Blechpakets in Stapelrichtung abhängig sind. Im Gegensatz zu den in der Literatur bekannten Modellierungsansätzen wird das vorspannungsabhängige Werkstoffverhalten umfänglich mithilfe von Feldvariablen und abschnittsweise definierter Funktionen beschrieben. In der Regel werden für die Modellierung der Kupferwicklungen transversal isotrope, linear elastische Ersatzsteifigkeiten verwendet. Dies ist jedoch für die Bewertung der Verbundfestigkeit nicht ausreichend. In der Dissertation werden die Zug-Druck-Asymmetrie der Kunststoffmatrix durch das DRUCKER-PRAGER Modell und die anisotrope Plastizität der Kupferwicklungen durch die HILL-Fließbedingung abgebildet. Die Modellparametrierungen und -validierungen erfolgen anhand konventioneller und eigens konzipierter Versuche.

Die zeitlichen Verläufe der Materialeigenschaften müssen bis zum Ende der Fahrzeuglebensdauer bekannt sein. Während des Betriebs können hohe mechanische Belastungen bei Temperaturen von über 200°C vorliegen, sodass Kriech- und Relaxationsvorgänge näher untersucht werden müssen. Deren herkömmliche experimentelle Charakterisierung ist zeit- und kostenintensiv. Demgegenüber werden Vorgehensweisen entwickelt, die es ermöglichen das Langzeitverhalten der Werkstoffe innerhalb weniger Stunden abzuschätzen. Anhand von dynamisch thermisch mechanischen Analysen wird im Falle

von niedrig legiertem Kupfer für Temperaturen ab 60°C eine Abhängigkeit der Elastizitätsparameter sowie Probekörperlänge von der vorliegenden Belastung, Temperatur und Frequenz identifiziert. Hierdurch können mithilfe der aufgezeigten Zeit-Temperatur Superposition und der inversen Laplace Transformation die Kriech- und Relaxationseigenschaften abgeschätzt werden.

Für den statischen Festigkeitsnachweis der isotropen Werkstoffe werden Versagensgrenzkurven ermittelt, die in Abhängigkeit der vorliegenden Spannungsmehrachsigkeit die ertragbare Dehnung beschreiben. Hierdurch werden Effekte wie Dehnungsbehinderung und Spannungsversprödung berücksichtigt. Die Validierung erfolgt anhand von Bauteilversuchen mit unterschiedlichen Spannungsmehrachsigkeitsgraden. Kupferwicklungen besitzen aufgrund ihrer Drahtorientierung einen zu unidirektional faserverstärkten Verbundwerkstoffen vergleichbaren Aufbau, unterscheiden sich jedoch von diesen aufgrund der duktilen und makroskopischen Drähte. Zahlreiche Publikationen behandeln Bruchkriterien für unidirektional faserverstärkte Verbundwerkstoffe. Deren Anwendbarkeit auf den Kupfer-Kunststoff-Verbund wird trotz des zu Glas- oder Kohlefasern grundlegend unterschiedlichen Werkstoffverhaltens der Kupferdrähte anhand von Versuchsreihen mit einachsiger sowie mehrachsiger Werkstoffbelastung aufgezeigt. Die Bruchkriterien nach TSAI-WU, PUCK und CUNTZE liefern hierbei die beste Übereinstimmung mit den Messdaten. Zusätzlich werden zwei numerische Bemessungskonzepte für Kupferwicklungen eingeführt, die es ermöglichen den statischen Festigkeitsnachweis auf Basis der Einzelkomponenten durchzuführen. Zum einen werden die Verbundfestigkeiten anhand repräsentativer Volumenelemente und der ermittelten Versagensgrenzkurven der isotropen Werkstoffe abgeschätzt. Zum anderen werden die Drähte und die Kunststoffmatrix in den kritischen Stellen des homogenen Ersatzmaterials mittels Submodelltechnik lokal aufgelöst, bevor deren Festigkeit evaluiert wird.

Für die Lebensdauerabschätzung der isotropen Materialien wird das örtliche Konzept herangezogen. Die Schädigungsparameterberechnung erfolgt jedoch in Anlehnung an den statischen Festigkeitsnachweis unter Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit. Die experimentelle Charakterisierung des Elektroblechs zeigt keinen signifikanten Einfluss der Mittelspannung sowie Probengröße auf die ertragbaren Schwingungsamplituden. Für die mathematische Beschreibung der Wöhlerlinien erweist sich der trilineare Ansatz als am zielführendsten. Zudem wird der definierte Schädigungsparameter anhand von Bauteilversuchen exemplarisch validiert. Des Weiteren werden die ertragbaren Schwingungszahlen der Kunststoffmatrix bei unterschiedlichen Spannungszuständen mit guter Näherung prognostiziert. Im Falle der Kupferwicklungen wird das zyklische Werkstoffverhalten anhand von drei Wöhlerlinien mit unterschiedlicher Drahtanordnung grundlegend untersucht. Zusätzlich wird die Parametrierung des TSAI-WU Kriterium für zyklische Belastung vorbereitet. Analog zum statischen Festigkeitsnachweis wird eine Vorgehensweise zur Abschätzung der zyklischen Verbundfestigkeiten auf Basis der Einzelkomponenten vorgestellt und bewertet.

Abstract

Installation space, cost and weight optimized designs of electric drive units require a valid and feasible dimensioning methodology. This dissertation takes on this task and aims to demonstrate a material-based strength assessment of electric drive units. This comprises the identification of design-relevant damage and failure mechanisms as well as the development of computational and valuation methods.

Here the challenge is to characterize and model the materials specific for electrical machines as well as to define acceptance criteria. This concerns on the one hand copper, which is manufactured by primary shaping or forming depending on the machine type, and on the other hand the lamination stack, which consists of up to several hundred electrical sheets stacked on top of each other. In automotive applications, asynchronous machines, permanent-magnet excited or current-excited synchronous machines are primarily used. The latter possesses copper windings to generate the rotor magnetic field. These are composed of copper wires embedded in a plastic matrix. From a structural mechanical point of view, current-excited synchronous machines represent the most sophisticated construction form because in addition to the strength of the materials listed above the composite strength of the copper windings also has to be proven. Therefore, this machine type is used to demonstrate a material-based strength assessment, which is also applicable to the other construction forms. The developed methodology is divided into three parts. Computational models which represent the material behavior provide the groundwork. On this basis, the static and cyclic strength assessments are conducted. As far as the copper winding is concerned, approaches for numerically estimating the composite properties are introduced in the respective sections. These enable to evaluate concepts based on the individual components in early stages of the project.

At the beginning, the nonlinear stress-strain behavior of all utilized materials is experimentally characterized and mathematically described. A micromechanical modeling of the heterogeneous structure of the lamination stacks and copper windings is not economical and expedient due to the high resource requirements. Usually, homogenized substitute materials are used to depict the anisotropic material properties. The layered structure of the lamination stacks results in transversal isotropic nonlinear properties which depend on the mechanical preloading of the lamination stack in stacking direction. In contrast to the modeling approaches known from literature, the preload-dependent material behavior is comprehensively described using field variables and piecewise defined functions. Generally, transversal isotropic linear elastic equivalent stiffnesses are used to model the copper windings. However, this is not sufficient for evaluating the composite strength. In the dissertation, the tension-compression asymmetry of the plastic matrix is represented by the DRUCKER-PRAGER model and the anisotropic plasticity of the copper windings by the HILL flow condition. The models are parameterized and validated with the help of conventional as well as specifically conceptualized experiments.

The chronological sequences of the material properties have to be known until the end of the vehicle's service life. During operation, high mechanical loads can occur at temperatures above 200°C, with the result that creep and relaxation have to be investigated closely. Their conventional experimental characterization is time-consuming and cost-intensive. In comparison, methodologies are developed which can be used to estimate the long-term behavior of the materials within a few hours. In case of low-alloy copper and temperatures above 60°C, a dependency of the elasticity parameters and specimen length on the existing load, temperature and frequency is identified with the help of dynamic

mechanical thermal analyses. Because of this, the creep and relaxation properties can be estimated by using the revealed time-temperature superposition and inverse Laplace transformation.

Failure limit curves which describe the bearable strain as a function of the existing stress multiaxiality are determined for the static strength assessment of the isotropic materials. Thus effects such as strain constraints and stress embrittlement are taken into account. The validation is carried out with the aid of components tests with different degrees of stress multiaxiality. Copper windings have a structure similar to that of unidirectional fiber-reinforced composites due to their wire orientation, but differ from these due to the ductile and macroscopic wires. Numerous publications deal with fracture criteria for unidirectional fiber-reinforced composites. Their applicability to the copper-plastic-composite despite the fundamentally different material behavior of the copper wires compared to glass or carbon fibres is demonstrated by means of test series with uniaxial and multiaxial material loading. The fracture criteria of T_{SAI-WU} , P_{UCK} and C_{UNTZE} provide the best accordance with the measured data. In addition, two numerical dimensioning concepts are introduced, which enable to evaluate the static strength based on the individual components. On the one hand, the composite strengths are estimated with the help of representative volume elements and the failure limit curves determined for the isotropic materials. On the other hand, the wires and plastic matrix are specifically modeled in the critical areas of the homogeneous substitute material by using the submodel technique before their strengths are evaluated.

The service life of the isotropic materials is estimated by using the local concept. However, the damage parameter calculation is done in reference to the static strength assessment and by taking the stress multiaxiality into account. The experimental characterization of the electrical sheets shows no significant influence of the mean stress and specimen size on the bearable cycle amplitudes. The S-N curves are mathematically best described by using the trilinear approach. Furthermore, the defined damage parameter is validated exemplarily by means of component tests. Moreover, the bearable numbers of cycles of the plastic matrix at different stress states are predicted with good approximation. In the case of copper windings, the cyclic material behavior is fundamentally investigated using three S-N curves with different wire orientations. In addition, the parameterization of the T_{SAI-WU} criterion for cyclic loading is prepared. Analogous to the static strength assessment, a method which enables to evaluate the cyclic composite strength based on the individual components is introduced and evaluated.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	XIII
Symbolverzeichnis	XV
1. Einleitung	1
1.1. Hintergrund und Motivation	1
1.2. Zielsetzung und Vorgehensweise	2
2. Berechnungsmodelle	5
2.1. Grundlagen der Kontinuumsmechanik	5
2.1.1. Kinematik des Kontinuums	5
2.1.2. Spannungen	8
2.1.3. Bilanzgleichungen	10
2.1.4. Werkstoffverhalten und Stoffgesetze	11
2.2. Blechpaket	16
2.2.1. Vorspannungsabhängige Materialeigenschaften	16
2.2.2. Modellierung der transversal isotropen vorspannungsabhängigen Materialeigenschaften	24
2.2.3. Parameteridentifikation und Modellvalidierung	26
2.3. Kupferwicklung	29
2.3.1. Materialeigenschaften der Einzelkomponenten	29
2.3.2. Numerische Homogenisierung	32
2.3.3. Experimentelle Charakterisierung und Validierung	37
2.4. Langzeitverhalten	42
2.4.1. Grundlagen der linearen und nichtlinearen Viskoelastizität	42
2.4.2. Abschätzen der Relaxationseigenschaften	46
2.4.3. Abschätzen der Krieeigenschaften	48
2.5. Zusammenfassung	50
3. Bewertungsmodelle für den statischen Festigkeitsnachweis	51
3.1. Grundlagen und Definition des Bemessungskonzepts für isotrope Werkstoffe unter statischer Last	51
3.1.1. Klassische Festigkeitshypothesen isotroper Werkstoffe	51
3.1.2. Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung und Spannungsversprödung	52
3.1.3. Kombinierte experimentelle und numerische Vorgehensweise	55
3.2. Statischer Festigkeitsnachweis - Elektroblech	56
3.2.1. Materialversuche	56
3.2.2. Generieren der Versagensgrenzkurve	58
3.2.3. Validierung anhand von Material- und Bauteilversuchen	59
3.3. Statischer Festigkeitsnachweis - Kupfer	64
3.3.1. Charakterisieren des Materialverhaltens und Festlegen der Versagenskriterien	64
3.3.2. Validierung anhand von Bauteilversuchen	65
3.4. Statischer Festigkeitsnachweis - Duroplast	66
3.4.1. Festlegen der Materialversuche und Generieren der Versagensgrenzkurve	66
3.4.2. Validierung anhand von Materialversuchen	67

3.5.	Homogenisierte Bruchkriterien für Kupferwicklungen	71
3.5.1.	Grundlagen der Bruchkriterien für transversal isotrope unidirektional verstärkte Faserverbundwerkstoffe	71
3.5.2.	Versuchstechniken und -umfang	80
3.5.3.	Validierung und Temperaturabhängigkeit der Basisfestigkeiten	82
3.6.	Numerische Bemessungskonzepte für Kupferwicklungen unter statischer Last auf Basis der Einzelkomponenten	85
3.6.1.	Numerisches Abschätzen der statischen Verbundfestigkeiten mithilfe repräsentativer Volumenelemente	85
3.6.2.	Durchführung des Festigkeitsnachweises mithilfe von Homogenisierungs- und Lokalisierungsmethoden	87
3.7.	Zusammenfassung	89
4.	Bewertungsmodelle für den zyklischen Festigkeitsnachweis	91
4.1.	Grundlagen der Schwingfestigkeitsanalyse isotroper Werkstoffe	91
4.1.1.	Theorie und Grundbegriffe der Schwingfestigkeit	91
4.1.2.	Experimentelle Vorgehensweisen	96
4.1.3.	Rechnerische Verfahren zur Lebensdauerabschätzung	98
4.2.	Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit im örtlichen Konzept zur Lebensdauerabschätzung isotroper Materialien	100
4.3.	Zyklischer Festigkeitsnachweis - Elektroblech	103
4.3.1.	Materialversuche und Festlegen des Versagenskriteriums	103
4.3.2.	Ableiten des zyklisches Werkstoffverhaltens und Bestimmung des Größeneffekts sowie der Mittelspannungsempfindlichkeit	104
4.3.3.	Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die ertragbaren Schwingspielzahlen	106
4.3.4.	Validierung des erweiterten örtlichen Konzepts anhand von Drehzahlwechseltests	107
4.4.	Zyklischer Festigkeitsnachweis - Duroplast	108
4.4.1.	Festlegen der Schwingfestigkeitsanalysen	108
4.4.2.	Ableiten des zyklischen Werkstoffverhaltens	109
4.4.3.	Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die ertragbaren Schwingspielzahlen	110
4.5.	Homogenisierte Bruchkriterien zur Durchführung des zyklischen Festigkeitsnachweises von Kupferwicklungen	111
4.5.1.	Grundlagen der Bemessungskonzepte für unidirektional verstärkte Faserverbundwerkstoffe	111
4.5.2.	Werkstoffcharakterisierung des Verbundes und Ableiten des zyklischen Werkstoffverhaltens	112
4.6.	Numerisches Abschätzen der zyklischen Verbundfestigkeiten der Kupferwicklung auf Basis der Einzelkomponenten	113
4.6.1.	Grundlegende Idee	113
4.6.2.	Charakterisierung der zyklischen Festigkeit von Kupfer und der Grenzschicht . .	114
4.6.3.	Validierung	115
4.7.	Zusammenfassung	117
5.	Zusammenfassung und Ausblick	119
5.1.	Zusammenfassung	119
5.2.	Ausblick	122
A.	Betreute studentische Arbeiten	XXIX
B.	Finite Elemente Methode	XXXI

C. Berechnungsmodelle: detailliertere Versuchsumfänge und -ergebnisse	XXXIII
C.1. Experimentelle Charakterisierung - Blechpaket	XXXIII
C.1.1. Probenabmessungen	XXXIII
C.1.2. Dynamisch Mechanisch Thermische Analysen	XXXV
C.1.3. Druckversuche	XXXVI
C.2. Experimentelle Charakterisierung - Kupferwicklung	XXXVII
C.2.1. Spannungs-Dehnungs-Diagramme der OAD	XXXVII
C.2.2. Druckscherversuch	XXXVIII
D. Langzeitverhalten und strukturdynamische Eigenschaften von Werkstoffen	XLI
D.1. Ersatzschaltbilder der Makromechanik	XLI
D.2. Deborah-Zahl	XLII
D.3. Frequenzabhängigkeit von Aluminium- und Kupferlegierungen	XLII
D.4. Abschätzen der Kriecheigenschaften	XLIII
E. Statische Festigkeitsnachweise: detailliertere Versuchsumfänge und -ergebnisse	XLVII
E.1. Statische Festigkeit - Elektroblech	XLVII
E.2. Statische Festigkeit - Duroplast	LII
E.3. Statische Festigkeit - Kupferwicklung	LIV
F. zyklische Festigkeitsnachweise: detailliertere Versuchsumfänge und -ergebnisse	LVII
F.1. Versuchsapparaturen	LVII
F.2. Probenformen	LX
F.3. Drehzahlwechseltest	LXI
Literaturverzeichnis	LXII



Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
3Zack	Dreizackprobekörper
BP	Blechkpaket
BZF	Betriebslastzeitfunktion
CFK	Kohlefaserverstärkter Kunststoff
Cu	Kupfer
CST	Druckscherversuch (<i>compression shear test</i>)
<i>det</i>	Determinante
DMA	Dynamisch Mechanisch Analyse
DMTA	Dynamisch Mechanisch Thermische Analyse
DoF	Freiheitsgrad (<i>degree of freedom</i>)
DP	Drucker-Prager
DSV	Doppelscherversuch
DTV	Druck-Torsionsversuch
DWT	Drehzahlwechseltest
<i>Eff</i>	Auslastungsgrad des Failure Mode Concepts
el.	elastisch
ETP	Electrolytic Tough-Pitch
Exp	Experiment
Fb	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FMC	Failure Mode Concept
FVK	Faser-Kunststoff-Verbund, Faserverbundwerkstoff
GEH	Gestaltänderungshypothese
gekZug	gekerbter Zug
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
<i>H</i>	Hypothese
HCF	Zeitfestigkeit (<i>high cycle fatigue</i>)
Hex	Hexagonale Drahtanordnung
IST	Incremental Step Test
LCF	Kurzzeitfestigkeit (<i>low cycle fatigue</i>)
LMP	Larson-Miller-Parameter
Mikro	Mikroprobe
NSH	Normalspannungshypothese
OAD	Off-Axis-Druckversuch
OAZ	Off-Axis-Zugversuch
OF	Oxygen-Free
PAI	Polyamidimid
PEI	Polyetherimid
pl.	plastisch
PMMA	Polymethylmethacrylat
Quad _a	Quadratische Drahtanordnung außen
Quad _i	Quadratische Drahtanordnung innen
Quad _{II}	Quadratische Drahtanordnung II

Abkürzung	Bedeutung
RT	Raumtemperatur
RVE	Repräsentatives Volumenelement
Rand _I	Zufällige Drahtanordnung I
Rand _{II}	Zufällige Drahtanordnung II
Sim	Simulation
SIM	Stepped Isothermal Method
SSH	Schubspannungshypothese
SSM	Stepped Isostress Method
taillZug	taillierter Zug
TF-Sweep	Temperatur-Frequenz-Sweep
TTS	Zeit-Temperatur-Superposition (<i>time-temperature-superposition</i>)
UD	unidirektional
VHCF	Langzeitfestigkeit, $N > 2 \cdot 10^6$ (<i>very high cycle fatigue</i>)
WLF	Williams-Landel-Ferry
WL	Wöhlerlinie
Zfb	Zwischenfaserbruch
zSDK	zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve
ZugScher	Zugscherprobe

Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben und Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
a	-	Tensor 0. Stufe (Skalar)
\vec{a}	-	Tensor 1. Stufe (Vektor)
\mathbf{A}	-	Tensor 2. Stufe (Matrix)
\mathbb{A}	-	Tensor 4. Stufe
a_T	-	Verschiebungsfaktor
A	J	Arbeit
A	m ²	Fläche
A	-	Materialparameter
B	-	Körper
b	-	Materialparameter
\mathbf{B}	-	linker Cauchy-Green-Deformationstensor
c, C	-	Materialparameter
C_5	-	Isolationslack
\mathbf{C}	-	rechter Cauchy-Green-Deformationstensor
\mathbb{C}	-	Elastizitäts- oder Steifigkeitstensor
d	-	Inkrement
d	mm	Durchmesser
da, dA	-	Flächenelemente
$d\vec{s}, d\vec{S}$	-	Linienelemente
dv, dV	-	Volumenelemente
D	-	Schädigung
e	mm	Einheitsverschiebung
E	MPa	Elastizitätsmodul, Steifigkeit
E^*	MPa	komplexe Modul
E'	MPa	Speichermodul
E''	MPa	Verlustmodul
E_A	eV	Aktivierungsenergie
E_R	MPa	Relaxationsmodul
\vec{e}	-	Orthonormalbasis
\mathbf{e}	-	Euler-Almansi-Verzerrungstensor
\mathbf{E}	-	Green-Lagrange-Verzerrungstensor
\mathbb{E}^3	-	euklidischen Raum
F	N	Kraft
F	-	Fließfläche
F_N	N	Kontaktkraft
F_{12}, F_{12}^*	-	werkstoffbezogener Interaktionsparameter
\mathbf{F}	-	Deformationsgradient
g	mm	Scherspalt
G	MPa	Schubmodul
h	mm	Höhe
h	-	Spannungsmehrachsigkeit
H	-	Lankford Koeffizienten
i, j	-	Hilfsvariablen
I	-	Invariante

I	m^4	Flächenträgheitsmoment
\vec{I}	$kg\ m^2\ s^{-1}$	Drehimpuls- oder Drallvektor
J	-	Jacobi-Determinante
J	-	deviatorische Invariante
J	$mm\ N^{-1}$	Nachgiebigkeit
J_K	MPa	Kriechmodul
k	-	werkstoffspezifischer Parameter
k, k^*	-	Steigung der Wöhlerlinie
K	J	kinetische Energie
K	MPa	Kompressionsmodul
K	-	Steifigkeitsmatrix
K	MPa \sqrt{m}	Spannungsintensitätsfaktor
K_E	-	Kriechfunktion
K'	MPa	zyklischer Festigkeitskoeffizient
\vec{k}	N	Volumenkräfte
l	mm	Länge
l_e	mm	Einbettlänge
L	mm	Länge
m	kg	Masse
M	-	Mittelspannungsempfindlichkeit
M_t	Nm	Torsionsmoment
n	-	Pilotknoten
n	-	Teilschwingenspielzahl
n	min^{-1}	Drehzahl
n'	-	zyklischer Verfestigungsexponent
\vec{n}	-	Flächennormaleneinheitsvektor
N	-	Schwingenspielzahl
p, P	-	Punkte im euklidischem Raum
p	-	Neigungsparameter
p	bar	Druck
P	W	Leistung
P	-	Schädigungsparameter
P_A	%	Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_{\bar{U}}$	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
Q	W	Wärmezufuhrleistung
r	mm	Radius
R	N	Reaktionskraft
R	MPa	Festigkeit
R	-	Spannungsverhältnis
R	$kg\ m^2/s^2\ mol\ K$	Gaskonstante
R_A	MPa	Widerstand der Bruchebene
R_e	-	Relaxationsfunktion
R_e	MPa	Streckgrenze
R_{eH}	MPa	obere Streckgrenze
R_{eL}	MPa	untere Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
\vec{p}	-	Impulsvektor
\mathbf{R}	-	Orthogonaler Tensor
s	m	Weg
S	-	Sicherheit
t	s	Zeit

T	°C	Temperatur
T	Nm	Drehmoment
T	-	Streumaß
\vec{t}	MPa	Spannungsvektor
\vec{t}	N	Oberflächenkräfte
u	mm	Verschiebung
U	J	innere Energie
\vec{u}	mm	Verschiebungsvektor
\mathbf{U}	-	Strecktensor
v	mm	Verschiebung
\vec{v}	m s^{-1}	Geschwindigkeitsverteilung
\mathbf{V}	-	Strecktensor
w	mm	Verschiebung
w	mm	Druckfaltenabstand
W	J	mechanische Energie
W_0	-	Orientierung in Walzrichtung
W_{90}	-	Orientierung quer zur Walzrichtung
\vec{x}, \vec{X}	-	Ortsvektoren
Z	-	Brücheinschnürring

Griechische Buchstaben und Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
α	-	Materialparameter
α	°	Winkel
α	K^{-1}	thermischer Ausdehnungskoeffizient
β	-	Materialparameter
∂B	-	Oberfläche des Körpers B
δ	-	Phasenversatz
Δ	-	Differenz
$\Delta\Lambda$	-	Lagrangescher Multiplikator
ε	-	Dehnung
ε'_f	-	Duktilitätskoeffizient
$\boldsymbol{\varepsilon}$	-	Verzerrungstensor
ϕ	°	Verdrehwinkel
ϕ	-	Fasergehalt, Füllgrad
γ	°	Scherwinkel
n	-	Flächennormale
ν	-	Poissonzahl
ω	s^{-1}	Winkelfrequenz
π -Ebene	-	Schnittebene senkrecht zur hydrostatischen Achse
ρ	kg m^{-3}	Dichte
σ	MPa	Cauchy-Spannung
σ_+	MPa	einachsige Zugfestigkeit
σ_-	MPa	einachsige Druckfestigkeit
σ'_f	MPa	Schwingfestigkeitskoeffizient
$\boldsymbol{\sigma}$	MPa	Cauchy-Spannungstensor
$\tan\delta$	-	Materialdämpfung
τ	s	Zeitkonstante
τ	MPa	Schubspannung

τ_{app}	MPa	scheinbare Scherfestigkeit
θ	°	Winkel zwischen Drahtachse und Belastungsrichtung

Indizes

Symbol	Beschreibung
+	Zug
–	Druck
⊥	senkrecht
	parallel
0	Anfangskonfiguration
1, 2, 3	Raumrichtungen
<i>I, II, III</i>	Hauptachsen
<i>a, A</i>	Amplitude
<i>a</i>	äußere
<i>A</i>	Anriss
α	Hilfsvariable
<i>b</i>	Schwingfestigkeitsexponent
<i>B</i>	Bruch
<i>c</i>	Duktilitätskoeffizient
<i>dev</i>	deviatorisch
<i>e</i>	elastisch
ε	Dehnung, Verzerrung
<i>f</i>	Faser
<i>g</i>	Gleichmaß
<i>g</i>	Glasübergang
γ	Scherung
<i>i, j</i>	Hilfsvariablen
<i>log</i>	logarithmisch
<i>NSH</i>	Normalspannungshypothese
<i>m</i>	materialbezpgener Exponent
<i>m</i>	mittlere
<i>max</i>	maximal
<i>N</i>	Schwingspielzahl
<i>o</i>	obere
<i>p</i>	plastisch
<i>pl</i>	plastisch
Ψ	Materialparameter
σ	Spannung
<i>st</i>	statisch
<i>SWT</i>	Smith, Watson und Topper
<i>t</i>	total
τ	Schubspannung
<i>u</i>	untere
<i>v</i>	Verbundwerkstoff
<i>v</i>	Vergleich
<i>v</i>	Vorspannung
<i>vM</i>	von Mises
<i>vol</i>	volumetrisch
<i>vor</i>	vorhanden

w logarithmisch, wahr, natürlich
x, y, z Raumrichtungen
zul zulässig



Abbildungsverzeichnis

1.1. Exemplarischer Aufbau elektrischer Traktionseinheiten.	1
1.2. Schematische Vorgehensweise zur Durchführung des Festigkeitsnachweises bei statischer und zyklischer Belastung.	3
2.1. Schematische Darstellung der Deformation eines Körpers nach [6, 7, 12].	6
2.2. Spannungsvektor nach [10].	8
2.3. Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines a) spröden Werkstoffes und im Falle eines duktilen Verhaltens b) ohne und c) mit ausgeprägter Streckgrenze nach [7, 10].	11
2.4. Plastizität: a) isotrope und b) kinematische Verfestigung nach [9, 20].	14
2.5. VON MISES (blau), DRUCKER-PRAGER (rot) und HILL (grün) Fließflächen im Hauptspannungsraum: a) 3D Ansicht, b) Deviatorschnitt (π -Ebene) nach [8].	16
2.6. Steifigkeit des Elektrolechs in Abhängigkeit der Walzrichtung: a) überhöhte Darstellung in Polarkoordinaten, b) Aufbau des Blechpakets.	17
2.7. Exemplarischer Spannungs-Dehnungs-Verlauf für eine Druckbelastung in Stapelrichtung nach [33].	18
2.8. a) Schematischer Aufbau der Prüfmaschine und b) σ - ε -Verlauf nach [40].	19
2.9. Abmessungen der a) Druck und b) DTMA Prüflinge, c) zugehörige Spannungs-Dehnungs-Diagramme für eine Druckbelastung in Stapelrichtung bei RT nach [33].	19
2.10. Spannungs-Dehnungs-Temperatur Kennfelder im Falle a) der losen Bleche und b) des Backlackprüflings nach [33].	20
2.11. Schematischer Prüfaufbau der Druck-Torsionsversuche nach [33].	21
2.12. a) Schematischer Prüfaufbau und b) Adapter der Doppelscherversuche.	21
2.13. Torsionssteifigkeit G_{12} in Abhängigkeit der: a) Blechpaketvorspannung bei RT und 180°C nach [33], b) Temperatur bei einer Blechpaketvorspannung von 7 MPa, c) Blechpaketvorspannung und Temperatur.	22
2.14. a) Prüfaufbau zur Bestimmung von ν_{12} und b) Messergebnisse in Abhängigkeit von σ_1 bei RT nach [33].	23
2.15. Modellierungsumfang: unterschiedliches Steifigkeitsverhalten in Blechebene und Stapelrichtung.	24
2.16. Implementierung des transversal isotropen vorspannungsabhängigen Material-modells.	26
2.17. Abgleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten in a) Blechebene und b) Stapelrichtung.	27
2.18. Abgleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten: Einfluss der Schrittweite.	27
2.19. Validierung der Blechpaketmodellierung am Beispiel der Herstellung eines Blechpakets.	28
2.20. a) Freigeschnittenes Simulationsmodell, VON MISES Vergleichsspannung im Zylinder im Falle einer b) isotropen und c) vorspannungsabhängigen transversal isotropen Modellierung.	29
2.21. a) Schnittbild quer zur Drahtachse, b) Spannungs-Dehnungs-Diagramme des Kupferdrahts, Cu-ETPs und Lacksystems.	30
2.22. Molekülstruktur der a) Thermoplaste, b) Duroplaste und c) Elastomere nach [44].	30
2.23. Spannungsdehnungsdiagramme bei RT in Abhängigkeit der Dehnrates für a) die untersuchte Kunststoffmatrix und b) Polymethylmethacrylat (PMMA) nach [48].	31
2.24. Kunststoffmatrix: gemessene und berechnete Spannungs-Dehnungs-Kurven für RT, -40°C und 180°C.	31
2.25. Schnittbild durch eine Kupferwicklung senkrecht zum Drahtverlauf [51].	32

2.26. Exemplarische RVE Randbedingungen zur Bestimmung a) der Elastizitätskonstanten nach [52] und b) des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs nach [66].	33
2.27. a) E_1 -, b) E_2 - und c) G_{12} -Kennfeld über Temperatur und Füllgrad nach [67].	35
2.28. Spannungs-Dehnungs-Kurven in Abhängigkeit der Drahtanordnung und des Füllgrads, a) $\phi = 0,30$ und b) $\phi = 0,55$	36
2.29. a) Prinzip der einaxialen erzwungenen Wärmedehnungsbehinderung nach [68] sowie b) dessen Anwenden auf RVEs nach [67].	37
2.30. Drahtanordnungen (links) und Speckle-Muster (Mitte) der Probekörper, optische Messtechnik (rechts) [51].	38
2.31. Kupferwicklung: Gemessene und berechnete Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Belastungen in (b,d) und quer (a,c) zur Drahrichtung.	38
2.32. Gegenüberstellung von Simulation und Messung: Verbundsteifigkeit $E(\theta)$	39
2.33. Prüfapparatur des Druckscherversuchs mit Specklemuster [51, 69].	40
2.34. a) Wahl der Systemgrenze und schematischer Aufbau des Simulationsmodells, b) Kraft-Weg-Kurven der Kupferwicklung mit Drahtachse in Richtung 1 und bei einer Druckfaltenbreiten von 4 mm nach [51, 69].	40
2.35. Berechnete ε_2 -Felder in der Kupferwicklung bei einer Drahtanordnung in Richtung 1: Vergleich von Messung und Simulation.	41
2.36. Numerisch und experimentell ermitteltes $E(\theta)$	41
2.37. Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Wärmedehnung der Kupferwicklung in und quer zur Drahrichtung nach [51].	42
2.38. Kriechen und Relaxation nach [76].	43
2.39. a) BOLTZMANN'SCHE Superpositionsprinzip nach [76], b) Modellvorstellung für die Viskoelastizität nach [80].	43
2.40. Prinzip der Zeit-Temperatur-Superposition nach [91]: a) Horizontale Verschiebung, b) Extrapolation des Langzeitverhaltens.	45
2.41. E' -Masterkurven der untersuchten Cu-Legierungen für 180°C im a) Frequenz- und b) Zeitbereich.	47
2.42. Irreversible Längenänderung in Abhängigkeit der vorliegenden Temperatur sowie a) Spannung und b) Frequenz.	48
2.43. Kupferlackdraht: Anhand von DMTA abgeschätzte Kriechkurven für eine Temperatur von 200°C und Spannungen von 90 bis 130 MPa.	49
3.1. Festigkeitsnachweis mehrachsiger beanspruchter Bauteile mithilfe einer Festigkeitshypothese nach [156].	51
3.2. Auf die Bruchdehnung des einaxialen Zugversuchs normierte Versagensgrenzkurven für 6005A-T6 [170] und AlSi7Mg [171].	53
3.3. a) Definition der Auslastungsgrade am Beispiel eines fiktiven Spannungs-Dehnungs-Diagramms nach [178], b) Verläufe der Auslastungsgrade in Abhängigkeit von Fliehkraftbelastung.	55
3.4. Zugversuch an Elektroblech mit a) taillierten und b) gekerbten Proben: Kraft-Weg-Diagramme und Deformation bei unterschiedlichen Lasthorizonten.	57
3.5. a) Übersicht der Schlifflagen, b) Detail der Einschnürung im Bruchbereich, c) Stereomikroskopaufnahme der Bruchbereiche, d) Detailaufnahme der Stereomikroskopaufnahme, e) Differentialinterferenzkontrastaufnahme, f) Hellfeldbeleuchtung der geätzten Probe.	58
3.6. Versagensgrenzkurve für das untersuchte Elektroblech bezogen auf a) die Hauptnormaldehnung und b) VON MISES Vergleichsdehnung.	59
3.7. Gemessene und berechnete Kraft-Weg-Diagramme sowie experimentell und numerisch ermittelte Versagenszeitpunkte, $a = 1$, am Beispiel der W0-Probekörper.	60

3.8. Aufbau der Rotoren zur Validierung des statischen Festigkeitsnachweises.	62
3.9. Kraft-Weg-Verläufe der a) taillierten und b) gekerbten Proben bei RT sowie 180°C. . . .	64
3.10. Taillierte Zugprobe - Cu OFE: Detailaufnahmen der Bruch einschnürung bei 180°C. . . .	65
3.11. a) Schematischer Versuchsaufbau der Schleuderprüfung, b) gemessene und berechnete Aufweitung des Kurzschlusskäfigs bei RT.	65
3.12. Versagensgrenzkurve für den untersuchten Duroplast bezogen auf die Hauptnormal- dehnung.	67
3.13. Duroplast: Kraft-Weg-Diagramme der Materialversuche zur Generierung und Validie- rung der Versagensgrenzkurve sowie prognostizierte Versagenszeitpunkte.	68
3.14. a) Spannungsoptische Untersuchung der Querbeanspruchung eines unidirektional ver- stärkten Kunststoffes nach [31], b) Schnittbild quer zur Drahtachse, c) Nomenklatur des räumlichen Spannungszustandes [31].	71
3.15. Exemplarische Transformation der Basisbeanspruchungen in ein auf eine potenzielle Bruchebene bezogenes Koordinatensystem [185].	77
3.16. Schematische Darstellung der Neigungsparameter $p_{\perp\parallel}^+$ und $p_{\perp\parallel}^-$ nach [31].	78
3.17. σ_2 - τ_{12} -Bruchkurve des wirkebenenbezogenen Bruchkriteriums nach PUCK in Anleh- nung an [185].	78
3.18. Vergleich der Bruchkriterien in der a) σ_2 - τ_{12} - und b) σ_2 - σ_3 -Ebene.	79
3.19. Quetschnutaufbau und Kraftereinleitung.	81
3.20. Spannungs-Dehnungs-Diagramme sowie Versagensarten der Kupferwicklungen bei Zug a) in und b) quer zur Drahtachse.	82
3.21. Bruchkriterienverläufe und Ergebnisse der OAD-Versuche in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.	84
3.22. Bruchkriterienverläufe und Ergebnisse der OAD-Versuche in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.	84
3.23. Vorgehensweise zur Abschätzung der Bruchkurven mittels numerischer RVEs.	85
3.24. Kraft-Weg-Verläufe der Einzeldraht-Auszugversuche bei -40°C, RT, 150°C und 180°C. . . .	86
3.25. a) Scheinbare Grenzflächenscherfestigkeiten der Einzeldraht- und Drahtbündelprobe- körper bei -40°C, RT, 150°C und 180°C, b) Schematisches Simulationsmodell sowie exemplarische Scherspannungsverteilung in der Grenzschicht bei RT.	86
3.26. Vergleich der numerisch und experimentell bestimmten Verläufe der Bruchkriterien in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.	87
3.27. CST - Kupferwicklung: Exemplarische Kraft-Weg-Diagramme und Rissinitiierung.	88
4.1. a) Schematisches Wechselverformungsverhalten sowie b) zyklische und zügige Spannungs-Dehnungs-Kurve nach [229].	92
4.2. a) Schematische Wöhlerkurven nach [233] und b) exemplarisches Haigh-Diagramm nach [71, 224].	93
4.3. Schematische Lebensdauerabschätzung und lineare Schadensakkumulation nach [4]	94
4.4. Veranschaulichung des Rainflow-Verfahrens nach [224]: a) BZF, b) Residuum der Klas- sierung, c) 2D-Rainflowmatrix, d) 3D-Rainflowmatrix nach [248].	95
4.5. Incremental Step Test: a) Lastfolge und b) abgeleitete zSDK nach [225].	98
4.6. Unterteilung klassischer Berechnungskonzepte nach [225].	98
4.7. Prinzipieller Ablauf der Lebensdauerabschätzung nach dem klassischen örtlichen Kon- zept nach [225, 260] sowie Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit.	100
4.8. Vergleich der Dehnungswöhlerlinien und zSDK von EN AW-6060 T4 ausgewertet nach tri-linearem sowie COFFIN, MANSON und BASQUIN Ansatz nach [238].	102
4.9. Schematisches Wechselverformungsverhalten eines entfestigenden Werkstoffes und Kriterium zur Anrissbestimmung nach [249].	104
4.10. Schwingfestigkeitsanalyse Elektroblech: zSDK ausgewertet nach tri-linearem sowie COFFIN, MANSON und BASQUIN Ansatz, Ergebnisse der IST.	105

4.11. Schwingfestigkeitsanalyse Elektroblech: Wöhlerlinien ausgewertet nach tri-linearem sowie COFFIN, MANSON und BASQUIN Ansatz.	105
4.12. Vergleich der skalierten Versagensgrenzkurven mit den Messergebnissen a) für $N_A = 10^6$ und b) im dreidimensionalen Raum.	106
4.13. Duroplast: a) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie Wöhlerlinien der b) ungebogenen Proben und c) Torsionsprüflinge.	109
4.14. Duroplast: Vergleich der numerisch abgeschätzten Versagenskriterien mit den Messergebnissen am Beispiel der Anrisschwingspielzahlen a) 10^4 und b) 10^6 sowie c) im 3D-Raum.	110
4.15. Zyklisches Werkstoffverhalten der untersuchten Kupferwicklungen: Vergleich der Erstbelastung mit den IST und Wöhlerversuchen im Falle einer Belastung a) in Drahrichtung sowie b) quer zu dieser, c) Wöhlerlinien für Drahtanordnungen von 0° , 45° sowie 90° , d) ermittelter Sektor der Bruchkurvenschar.	112
4.16. Vorgehensweise zur Abschätzung der Bruchkurvenschar mittels numerischer RVEs.	113
4.17. Zyklisches Werkstoffverhalten der untersuchten Kupferlegierung: a) zSDK - Vergleich der Erstbelastung mit den IST sowie Wöhlerversuchen, b) Wöhlerlinien für $R = 0$ und $R = -1$	114
4.18. Ertragbare Schwingspielzahlen der Einzeldraht- und Drahtbündelprobekörper.	115
4.19. Zyklisches Werkstoffverhalten der untersuchten Kupferwicklungen: Vergleich der experimentell ermittelten und numerisch abgeschätzten a,b) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie c) Wöhlerlinien (WL).	116
B.1. Elementenbibliothek der Finite Elemente Methode nach [300].	XXXI
B.2. Schritte bei der Anwendung der FEM [302].	XXXII
B.3. Übergeordnete Aspekte der Modellierung nach [299, 300].	XXXII
C.1. Blechpaket: Einzelteilzeichnungen der Druck-Torsionsprüflinge. a) Deckblech, b) Messblech und c) Einzelblech.	XXXIII
C.2. Blechpaket: Zusammenbauzeichnung der Druck-Torsionsprüflinge.	XXXIV
C.3. Elektroblech: Zugversuchprobenform.	XXXIV
C.4. Blechpaket: DMTA Druck in Stapelrichtung. a) Ausrichten der losen Bleche, b) Komprimieren des Stapels und c) Entfernen der Hilfsvorrichtung.	XXXV
C.5. Blechpaket: DMTA Doppelscherversuch. a) Komprimieren des Stapels mit anschließendem Fixieren der Querstreben und Entnahme der Vorrichtung aus der Prüfapparatur. b) Einbau des Adapters und Starten der Versuchsreihe.	XXXV
C.6. Blechpaket: Druckversuche an 0,2 und 0,3 mm dicken Elektroblech. a) hohe initiale Belastung und b) Sequenzprüfung.	XXXVI
C.7. Kupferwicklung: Vergleich der RVE Ergebnisse mit den OAD-Spannungs-Dehnungs-Diagramme.	XXXVII
C.8. Kupferwicklung: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten isotropen Werkstoffe. Vergleich zwischen Messung und Simulation sowie verschiedener Druckfaltenbreiten.	XXXVIII
C.9. Vergleich von Messung und Simulation: Berechnete Dehnungsfelder in der Kunststoffmatrix in Richtung 2.	XXXIX
C.10. Kupferwicklung: Ergänzende Druckscherversuche. Vergleich von Messung und Simulation.	XL
D.1. Ergebnisse der DMTA ausgewertet bei einer konstanten Frequenz von 1 Hz: a) Speichermodul, b) Verlustmodul und c) Materialdämpfung.	XLII
D.2. Ergebnisse der DMTA: Masterkurven des a,b) Speichermoduls und der c) Materialdämpfung.	XLIII

D.3. Abgeschätzte Kriechkurven Kupferlackdraht bei 200°C und einer Belastung von 90 MPa: Einfluss der Aufteilung der Belastung in statische und dynamische Anteile.	XLIV
D.4. Abgeschätzte Kriechkurven Kupferlackdraht bei 200°C und einer Belastung von 90 MPa: Einfluss der Temperaturschrittweite.	XLIV
D.5. Abgeschätzte Kriechkurven Kupferlackdraht bei 200°C, einer Temperaturschrittweite von 10 K und einer Belastung von 90 MPa: Einfluss des Frequenzspektrums.	XLV
D.6. Abgeschätzte Kriechkurven von CuNiSi und Cu-ETP HV53, Cu-ETP HV113 bei 180°C, einer Temperaturschrittweite von 10 K, Belastung von 80 MPa und ein Frequenzspektrum von 0,5 bis 5Hz.	XLV
E.1. Elektroblech: taillierte Zugprobe.	XLVII
E.2. Elektroblech: gekerbte Zugprobe.	XLVII
E.3. Elektroblech: Zugscherprobe.	XLVIII
E.4. Elektroblech: Raute.	XLVIII
E.5. Elektroblech: Dreizack.	XLVIII
E.6. Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 1.	XLIX
E.7. Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 2.	XLIX
E.8. Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 3.	L
E.9. Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 4.	L
E.10. Schematischer Aufbau des Schleuderprüfstands.	LI
E.11. Bilder eines geborstenen Rotors.	LI
E.12. Duroplast: taillierte Zugprobe.	LII
E.13. Duroplast: gekerbte Zugprobe.	LII
E.14. Duroplast: Torsion.	LIII
E.15. Duroplast: Raute.	LIII
E.16. Duroplast: Dreizack.	LIII
E.17. Druckscherversuch: Schematischer Prüfaufbau [70].	LIV
E.18. Drahtauszugsversuche: Versuchsvorbereitung und -durchführung.	LVI
F.1. Aufbau der Prüfmaschine mit Hochleistungspiezoaktuator [238].	LVII
F.2. Duroplast: Prüfaufbau Torsionsversuche.	LVII
F.3. Prüfaufbau dehnungsgeregelte Versuche.	LVIII
F.4. Prüfaufbau kraftgeregelte Versuche.	LVIII
F.5. Elektroblech: Dehnungskalibrierung - Mikroproben.	LIX
F.6. Kupfer-Kunststoff-Verbund: Versuchsaufbau der Auszugsversuche.	LIX
F.7. Elektroblech: Abmessungen der Mikroprobe.	LX
F.8. Kupfer: ungekerbte Probe.	LX
F.9. Drehzahlwechseltest: Versuchsaufbau (Maschine gegen Maschine) und versagter Prüfling.	LXI



Tabellenverzeichnis

2.1. Kenngrößenvergleich: Kupferdrähte vs. Kohle- bzw. Glasfaser	32
2.2. Sensitivitätsanalysen: Drahtanordnungen und Dimensionen der verwendeten RVE.	36
2.3. RVEs zur Simulation der Off-Axis Versuche.	39
2.4. WLF-Parameter und Aktivierungsenergien der untersuchten Kupferlegierungen.	48
3.1. Korrelation zwischen der Spannungsmehrachsigkeit und dem vorliegenden Spannungszustand sowie den zugehörigen konventionellen Versuchstechniken.	53
3.2. Statische Materialversuche an Elektroblech: Gewählte Probeformen und vorliegende Spannungsmehrachsigkeiten.	56
3.3. Validierung des statischen Festigkeitsnachweises für Elektroblech anhand der Materialversuche mit <i>W0</i> -Proben.	61
3.4. Elektroblech: Validierung des statischen Festigkeitsnachweises anhand von Bauteilversuchen. Veranschaulichen der Blechschnittkonturen, Spannungsmehrachsigkeiten, Auslastungsgrade sowie numerischen und experimentell ermittelten Berstdrehzahlen.	63
3.5. Kupfer: Validierung des statischen Festigkeitsnachweises anhand von Bauteilversuchen. Veranschaulichen der experimentell und numerisch ermittelten Versagensorte sowie Berstdrehzahlen.	66
3.6. Duroplast: numerisch und experimentell ermittelte Versagensorte im Falle der Rauteprobekörper.	69
3.7. Duroplast: numerisch und experimentell ermittelte Versagensorte im Falle der Dreizackprobekörper.	70
3.8. Faserverbundwerkstoffe: Basisfestigkeiten und Versagensarten nach [31].	72
3.9. Hypothesen zur Beschreibung des Bruchverhaltens von CFK und GFK unter dreidimensionaler quasistatischer Belastung nach [203].	79
3.10. Versuchsprogramm zur Bestimmung der Basisfestigkeit der Kupferwicklungen.	80
3.11. Gleichungssystem und materialbezogenes Koordinatensystem der Off-Axis-Proben.	81
3.12. Übersicht über die Mittelwerte der ermittelten Kenngrößen bei RT.	83
3.13. Übersicht über die identifizierten bzw. berechneten Parameter des <i>T_{SAI}-W_U</i> , <i>C_{UNTZE}</i> und <i>P_{UCK}</i> Kriteriums.	83
3.14. Festigkeitsnachweis mithilfe von Homogenisierungs- und Lokalisierungsmethoden: Visualisierung am Beispiel des Druckscherversuchs von Kupferwicklungen.	88
4.1. Eingruppierung der Schwingspiele nach [224].	91
4.2. Vergleich von Schwingfestigkeitsanalysen mit konstanter und variabler Amplitude: Gegenüberstellung der BZF, Kollektive und Lebensdauern nach [4].	97
4.3. Zyklische Versuche an Elektroblech: Gewählte Probeformen und Randbedingungen.	104
4.4. Elektroblech: Validierung des zyklischen Festigkeitsnachweises anhand von Bauteilversuchen. Veranschaulichen der Spannungsmehrachsigkeit sowie Bruchschwingspielzahlen.	107
4.5. Zyklische Versuche an Duroplast: Gewählte Probeformen und Randbedingungen.	108
A.1. Auflistung betreuter studentischer Arbeiten	XXIX
C.1. Blechpaket: Auswahl der Blechpaketkonfiguration und Festlegen der Randbedingungen.	XXXVI
D.1. Modellrheologie: Ersatzschaltbilder und Analogiemodelle.	XLI

E.1. Druckscherversuch: Kenngrößen zur Berechnung der Scherfestigkeit. LV

1 Einleitung

Die Ressourcenknappheit fossiler Brennstoffe, der steigende Mobilitätsbedarf in Schwellenländern und gesetzliche Regularien für den zulässigen Ausstoß von Treibhausgasen sowie Schadstoffen erfordern die Entwicklung neuer Antriebstopologien. Der Einsatz von konventionellen Verbrennungsmotoren als einzige Antriebseinheit wird mittel- bzw. langfristig die vorgeschriebenen und sich weiter verschärfenden Grenzwerte nicht erfüllen können. Vor diesem Hintergrund rücken elektrifizierte Kraftfahrzeuge zunehmend in den Fokus der Öffentlichkeit und Entwicklung.

1.1 Hintergrund und Motivation

Die großflächige Markteinführung von elektrifizierten Fahrzeugen bedingt eine gewichts-, bauraum-, und kostenoptimierte Konstruktion. In automobilen Anwendungen erfahren elektrische Traktionseinheiten hohe variable thermomechanische Belastungen, wodurch ein breites Spektrum an Betriebspunkten entsteht. Um den Anforderungen nach hoher Leistungsdichte und Effizienz bei möglichst geringen Kosten gerecht werden zu können, ist eine Auslegung nahe der Belastungsgrenze notwendig. Dies erfordert eine umfassende Kenntnis des Werkstoffverhaltens aller eingesetzten Materialien in allen Betriebspunkten sowie das Betrachten und Evaluieren verschiedener Materialvarianten während des Entwicklungsprozesses. Hierfür werden valide praktikable Berechnungs- und Bewertungsmodelle benötigt. Elektrische Maschinen beinhalten neben den konventionellen Konstruktionswerkstoffen des Maschinenbaus Materialien mit spezifischen elektromagnetischen Eigenschaften. Der prinzipielle Aufbau einer elektrischen Traktionsmaschine setzt sich aus dem im Gehäuse feststehenden Stator und dem sich drehenden Rotor zusammen und ist in Abbildung 1.1 dargestellt.

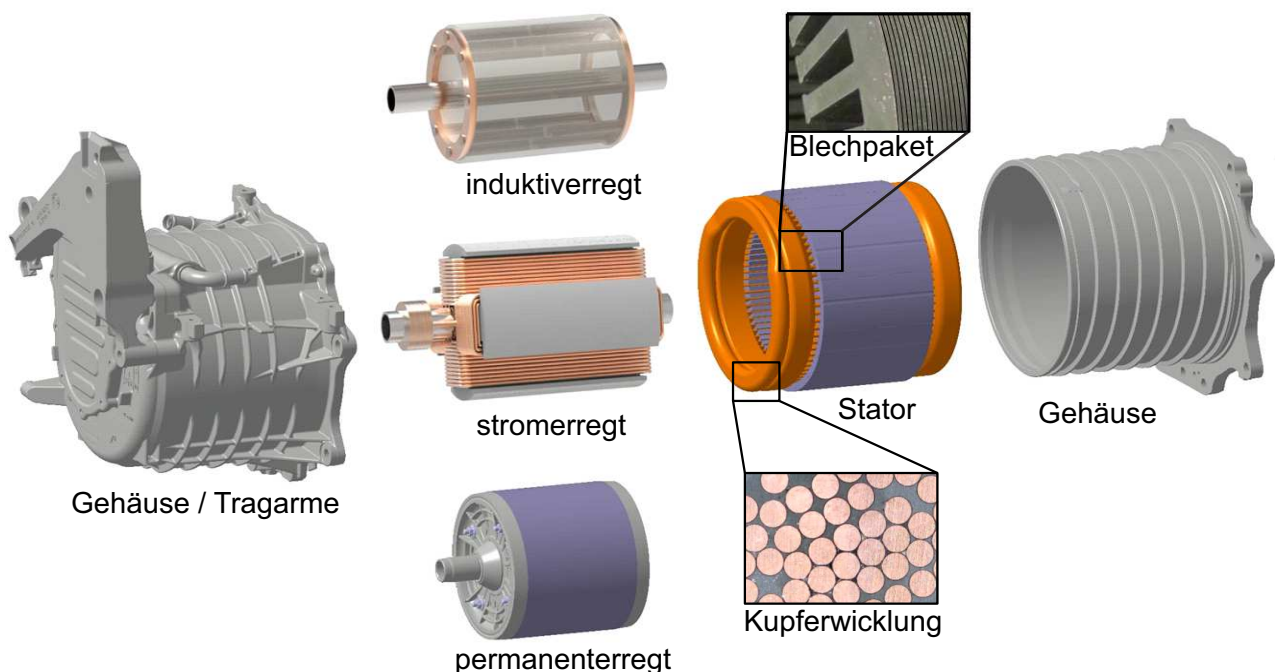


Abbildung 1.1.: Exemplarischer Aufbau elektrischer Traktionseinheiten.

Das Funktionsprinzip bzw. die elektromechanische Energiewandlung beruht auf einer Interaktion zwischen Stator- und Rotormagnetfeld und der daraus resultierenden magnetischen Kraftwirkung.

Das Stator magnetfeld wird auch Drehfeld genannt, durch dreiphasigen Wechselstrom induziert und zirkuliert um die Rotorachse. In automobilen Anwendungen werden vorrangig Synchron- und Asynchronmaschinen eingesetzt. Erstere besitzen ein Erregerfeld im Rotor, das entweder durch Permanentmagnete oder stromdurchflossene Leiter erzeugt wird. Im Gegensatz dazu wird bei Letzteren das Rotormagnetfeld durch das Stator magnetfeld induziert. Alle Maschinentypen haben gemein, dass der magnetische Fluss im Rotor sowie Stator durch Eisenkerne geführt und gebündelt wird [1]. Diese besitzen in der Regel weichmagnetische Eigenschaften sowie eine hohe magnetische Sättigungsflussdichte und Permeabilität, um einen möglichst hohen Wirkungsgrad erzielen und die auftretenden Verluste minimieren zu können [2]. Zusätzlich wird kein Vollmaterial, sondern mehrere hundert übereinander gestapelte Bleche, die wenige Zehntelmillimeter dick und mithilfe einer 2 bis 5 μm dicken Lackschicht [3] voneinander isoliert sind, verwendet, um die auftretenden Wirbelstromverluste zu minimieren. Dieser schichtweise Aufbau wird auch Blechpaket genannt. Des Weiteren wird in nahezu allen Maschinentypen Kupfer wegen dessen hoher elektrischer Leitfähigkeit für die Erzeugung der elektrischen Felder verwendet. Dieses liegt vorrangig in Form von Kupferlackdrähten, die zur mechanischen Fixierung, thermischen Anbindung sowie elektrischen Isolation in eine Kunststoffmatrix eingebettet werden, vor. Der hieraus resultierende Verbundwerkstoff wird auch als Kupferwicklung bezeichnet.

Bei der Auslegung elektrischer Maschinen liegt ein Zielkonflikt zwischen Elektromagnetik und Mechanik vor. Die Zielgrößen beider Disziplinen konkurrieren miteinander, was sich vor allem auf die Werkstoffauswahl und Dimensionierung der einzelnen Bauteile auswirkt. Folglich muss ein Optimum für ein vorgegebenes Anforderungsset gefunden werden. Zusätzlich bedingen verkürzte Entwicklungszeiten eine virtuelle Bauteilauslegung und -absicherung anhand schnell aussagekräftiger Modelle. Im Allgemeinen gilt es aus strukturmechanischer Sicht die folgenden Herausforderungen zu bewältigen. Das mechanische Verhalten sowie die Beanspruchbarkeit der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien sind für die oben aufgelisteten Anforderungen noch nicht vollumfänglich untersucht und beschrieben worden. Dies betrifft zum einen das Kupfer, Elektroblech und je nach Anwendungsfall sowie Materialzusammensetzung die Kunststoffmatrix und zum anderen die beiden Werkstoffverbunde, das Blechpaket und die Kupferwicklung. Bei der experimentellen Charakterisierung und Kennwertermittlung können aufgrund einer zum Teil eingeschränkten Probenherstellbarkeit sowie geometrischer Randbedingungen konventionelle Prüftechniken nicht angewendet werden. Im Falle der lose gestapelten Elektrobleche müssen daher beispielsweise neue Versuchstechniken konzeptioniert werden. Des Weiteren ist eine detaillierte Modellierung der einzelnen Kupferdrähte sowie Elektrobleche aufgrund des Größenunterschieds zwischen Einzelkomponenten und Bauteil, der Komponentenanzahl sowie Fertigungseinflüsse nicht zielführend. Die Lage der Drähte und Welligkeit der Elektrobleche können unter anderem herstellungs- und toleranzbedingt nicht reproduzierbar sichergestellt werden. Der Ressourcen- und Zeitbedarf eines hochaufgelösten Modells wäre zudem nicht wirtschaftlich sowie praktikabel. Demzufolge müssen die Eigenschaften der Verbundwerkstoffe durch geeignete Ersatzmodelle abgebildet werden.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die vorliegende Arbeit nimmt sich diesen Herausforderungen an und setzt sich einen werkstoffbasierten Festigkeitsnachweis für elektrische Antriebseinheiten zum Ziel. Dies beinhaltet das Validieren sowie Erweitern bestehender Modelle und Entwickeln neuer Methoden zur Bewertung der Betriebsfestigkeit. Diese umfasst nach SONSINO [4] Überlasten, Verschleiß, Kriech- und Schwingbelastungen. Nachfolgend werden Überlasten als einmalig statisch auftretende Beanspruchungen interpretiert. Strukturmechanische Aspekte der Betriebsfestigkeit und Materialschädigung infolge von Verschleiß werden im Rahmen der Arbeit nicht behandelt und sind der Literatur [5] zu entnehmen. Kriechbelastungen bezeichnen temperatur- und zeitabhängige irreversible Deformationen unter konstanter

Last. Zyklische Beanspruchungen mit konstanten und / oder variablen Amplituden werden zu den Schwingbelastungen gezählt. Für jede der aufgezählten Gruppierungen werden für die Durchführung des Festigkeitsnachweises Berechnungs- und Bewertungsmodelle benötigt. Anhand ersterer werden die im Bauteil vorliegenden Spannungen und Dehnungen abgebildet. Letztere beinhalten Kriterien zur Einordnung der Kritikalität eines Belastungszustandes und eine Versagensprognose. Der Festigkeitsnachweis ist erst vollständig erbracht, wenn alle vorherrschenden Belastungen berücksichtigt worden sind und die festgelegten Grenzwerte nicht überschreiten. Abbildung 1.2 veranschaulicht die grundlegende Vorgehensweise schematisch.

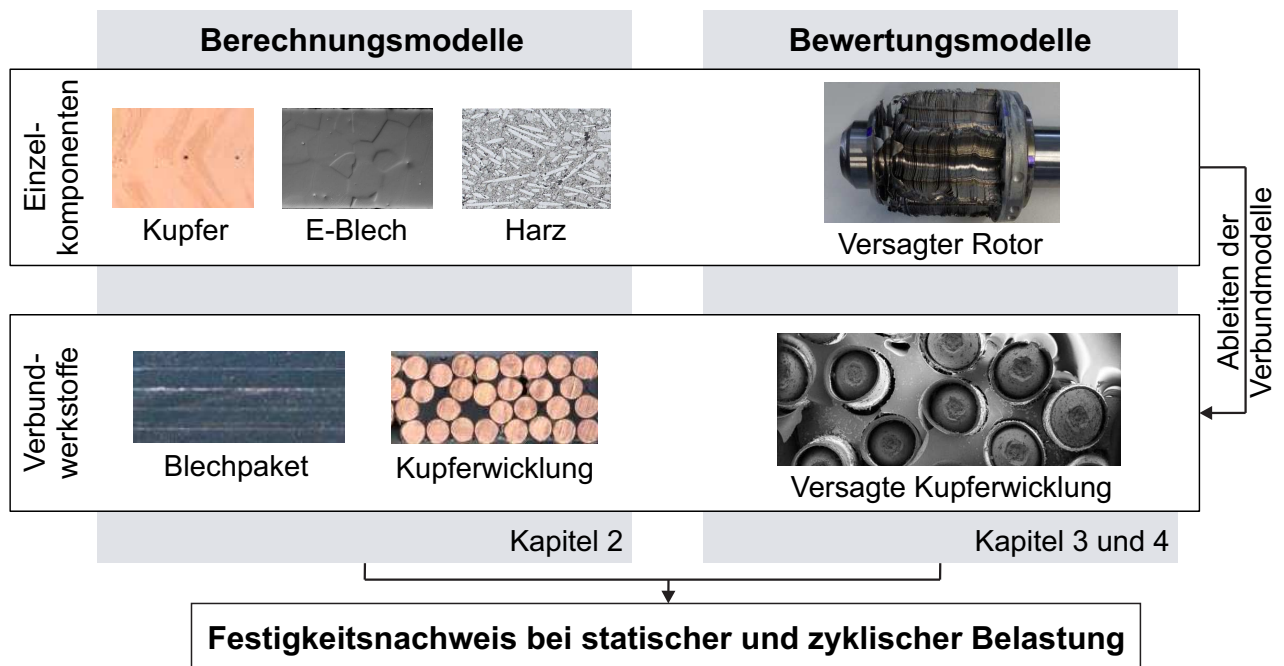


Abbildung 1.2.: Schematische Vorgehensweise zur Durchführung des Festigkeitsnachweises bei statischer und zyklischer Belastung.

Die Inhalte gliedern sich in drei Hauptkapitel. Im zweiten Kapitel werden die Grundlagen für die Durchführung der Festigkeitsnachweise geschaffen, indem das Werkstoffverhalten der betrachteten Materialien charakterisiert, mathematisch beschrieben und numerisch implementiert wird. Im Zuge dessen wird zudem das Langzeitverhalten der Kupferdrähte und somit die Kriechbelastung exemplarisch betrachtet. Kapitel drei und vier beschreiben die Bewertungsmodelle für den statischen sowie zyklischen Festigkeitsnachweis. Dies beinhaltet die Identifikation von Schadensmechanismen, Festlegung von Akzeptanzkriterien und Validierung anhand von Material- sowie Bauteilversuchen. In allen drei Hauptkapitel werden Vorgehensweisen zur Reduktion des notwendigen Versuchsumfangs betrachtet und bewertet. Zudem wird untersucht, ob die Verbundeigenschaften der Kupferwicklungen auf Basis der Einzelkomponenten abgeschätzt werden können. Der den einzelnen Modelle und Ansätze zugrunde liegende Stand der Technik wird in den jeweiligen Abschnitten einleitend dargestellt sowie diese mit dem Begriff Grundlagen gekennzeichnet.



2 Berechnungsmodelle

Grundlage für die Auswahl und Entwicklung geeigneter Modellierungsansätze ist eine umfassende Kenntnis über das bauteilgebundene Werkstoffverhalten der zu beschreibenden Materialien sowie den abzubildenden Detaillierungsgrad und -umfang. Daher werden im vorliegenden Kapitel die mechanischen Eigenschaften der Blechpakete, Kupferwicklungen sowie derer Einzelkomponenten charakterisiert, mathematisch beschrieben und numerisch in ANSYS implementiert. Im Falle der Verbundwerkstoffe werden geeignete Ersatzmodelle entwickelt, um den zukünftigen Ressourcenbedarf zu minimieren und schnell Aussagen treffen zu können. Des Weiteren wird das Langzeitverhalten der Materialien näher betrachtet und Vorgehensweisen, die es erlauben die Kriech- und Relaxationseigenschaften eines Werkstoffes innerhalb weniger Stunden abzuschätzen, eingeführt.

2.1 Grundlagen der Kontinuumsmechanik

Berechnungsmodelle basieren auf den Theorien und Annahmen der Kontinuumsmechanik, deren theoretischer Hintergrund im folgenden Abschnitt näher erläutert wird. Detailliertere Herleitungen sowie weitere Ausführungen sind unter anderem ALTENBACH [6], BETTEN [7], KOLUPAEV [8], LEMAITRE und CHABOCHE [9] sowie GROSS und SEELIG [10] zu entnehmen. Den mathematischen Zusammenhängen, die vom Ort und/oder der Zeit abhängen [6], liegt die Tensoranalysis zugrunde. In dieser existieren zwei gleichwertige Schreibweisen, die Symbol- und Indexnotation, sowie Betrachtungsweisen, die materielle (Lagrange'sche) und räumliche (Euler'sche) Beschreibung. Bei der Lagrange'schen Darstellung bewegt sich das Bezugssystem mit dem Körper mit, wohingegen im Euler'schen Fall das Koordinatensystem ortsfest ist. Detaillierte Erläuterungen zur Tensorrechnung können beispielsweise BETTEN [11] entnommen werden. In der vorliegenden Arbeit wird die folgende Notation für Tensoren verwendet.

a :	Tensor 0. Stufe (Skalar)	\vec{a} :	Tensor 1. Stufe (Vektor)
\mathbf{A} :	Tensor 2. Stufe (Matrix)	\mathbb{A} :	Tensor 4. Stufe

Die dargelegten Grundlagen sind mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM), die in Anhang B näher erläutert wird, in entsprechende Simulationsprogramme implementiert.

2.1.1 Kinematik des Kontinuums

Im unbelasteten Zustand liegt ein Körper in der Anfangs- bzw. Referenzkonfiguration vor, d.h. er nimmt eine bestimmte Position im Raum ein. Infolge einer Belastung erfahren die materiellen Punkte Verschiebungen und verändern ihre Lage im Raum. Dieser Zustand wird auch Momentankonfiguration genannt. Die Bewegung der materiellen Teilchen wird mithilfe der Ortsvektoren \vec{X} , \vec{x} beschrieben, Gleichung 2.1. Hierbei handelt es sich um eine zeitliche, stetige Aufeinanderfolge von Konfigurationen, die auch Bahnlinie oder -kurve genannt wird.

$$\vec{x} = \vec{x}(\vec{X}, t) \quad (2.1)$$

Abbildung 2.1 zeigt die Deformation eines Körpers B , der die Oberfläche ∂B besitzt, im euklidischen Raum \mathbb{E}^3 mit der Orthonormalbasis \vec{e}_1 , \vec{e}_2 und \vec{e}_3 . Der Verschiebungsvektor \vec{u} eines materiellen Punktes zwischen der Anfangs- und Momentankonfiguration berechnet sich nach Gleichung 2.2.

$$\vec{u} = \vec{x} - \vec{X} \quad (2.2)$$

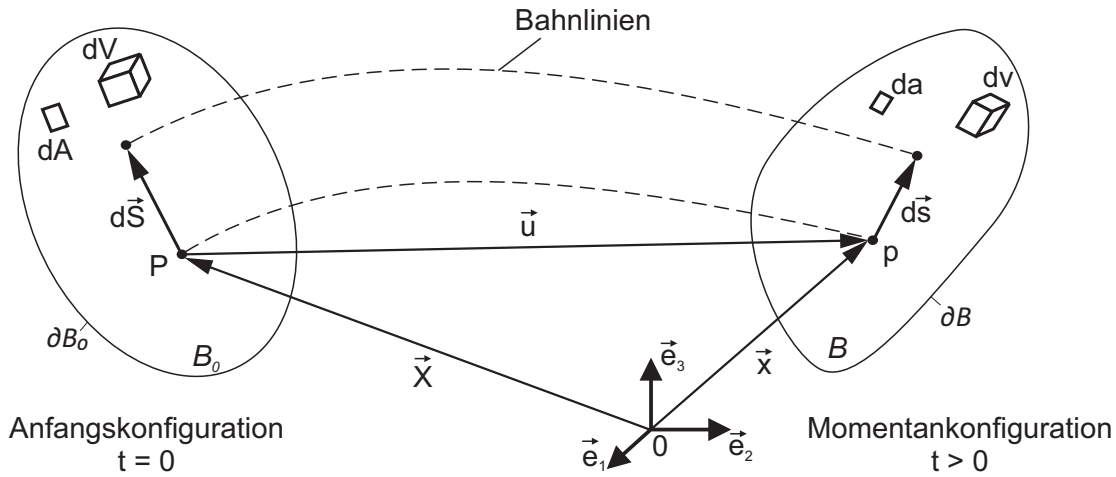


Abbildung 2.1.: Schematische Darstellung der Deformation eines Körpers nach [6, 7, 12].

Abbildung 2.1 verdeutlicht, dass Linienelemente $d\vec{S}$ während der Bewegung des Körpers eine Streckung oder Stauchung, Translation und Rotation erfahren. Dies wird mithilfe des Deformationsgradienten \mathbf{F} beschrieben. Dieser ist ein Tensor zweiter Stufe und im Allgemeinen nicht symmetrisch. Für die Rücktransformation des Linienelements wird dessen Inverse \mathbf{F}^{-1} herangezogen, Gleichung 2.3-2.5.

$$\mathbf{F} = \frac{\partial \vec{x}}{\partial \vec{X}} \quad (2.3)$$

$$d\vec{S} = \mathbf{F} d\vec{s} \quad (2.4)$$

$$d\vec{s} = \mathbf{F}^{-1} d\vec{S} \quad (2.5)$$

Folglich transformiert \mathbf{F} bzw. \mathbf{F}^{-1} auch Flächen- und Volumenelemente, dA und dV , in die Referenz- bzw. Momentankonfiguration, Gleichung 2.6-2.9. Hierbei werden die Anfangszustände mit dem Index 0 und die Determinante des Deformationsgradienten, die sogenannte Jacobi-Determinante, mit J gekennzeichnet.

$$dA = (\det \mathbf{F}) (\mathbf{F}^{-1})^T dA_0 \quad (2.6)$$

$$= J (\mathbf{F}^{-1})^T dA_0 \quad (2.7)$$

$$dV = |\det \mathbf{F}| dV_0 \quad (2.8)$$

$$= |J| dV_0 \quad (2.9)$$

Aus der angenommenen Stetigkeit folgt $J > 0$. Zudem gilt $J = 1$ für $t = t_0$. Die Definition von Werkstoffgesetzen erfolgt auf Basis der vorliegenden Verzerrungen. Da der Deformationsgradient die gesamte Bewegung inklusive Starrkörperanteile beinhaltet, müssen diese abgespalten werden. Daher wird \mathbf{F} mithilfe des polaren Zerlegungssatzes für Tensoren [11] in einen eigentlich orthogonalen Tensor \mathbf{R} und einen symmetrisch positiv definiten Strecktensor \mathbf{U} bzw. \mathbf{V} zerlegt, Gleichung 2.10-2.12.

$$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{V} \cdot \mathbf{R} \quad (2.10)$$

$$\mathbf{U} = (\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F})^{1/2} \quad (2.11)$$

$$\mathbf{V} = (\mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^T)^{1/2} \quad (2.12)$$

Im Allgemeinen werden die Strecktensoren aufgrund der Wurzeloperationen nicht als Formänderungsmaße verwendet [6]. Stattdessen werden deren Quadrate herangezogen und in der Referenzkonfiguration der rechte Cauchy-Green-Deformationstensor \mathbf{C} sowie in der Momentankonfiguration der linke Cauchy-Green-Deformationstensor \mathbf{B} definiert, Gleichung 2.13.

$$\mathbf{C} = \mathbf{U}^2 = \mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}, \quad \mathbf{B} = \mathbf{V}^2 = \mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^T \quad (2.13)$$

Auf deren Basis werden für die beiden Betrachtungsweisen die Verzerrungstensoren, der Green-Lagrange-Verzerrungstensor \mathbf{E} und Euler-Almansi-Verzerrungstensor \mathbf{e} , berechnet, Gleichung 2.14.

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2}(\mathbf{C} - \mathbf{1}), \quad \mathbf{e} = \frac{1}{2}(\mathbf{1} - \mathbf{B}^{-1}) \quad (2.14)$$

Das ortsfeste Bezugssystem im Falle der Euler'schen Betrachtungsweise ist für die Beschreibung der Deformation von Festkörpern weniger geeignet [13]. Daher wird für weitere Ausführungen auf MALVERN [14] sowie MASE [15] verwiesen und sich im Folgenden auf die Lagrange'schen Betrachtungsweise beschränkt. Der Green-Lagrange-Verzerrungstensor kann auch auf Basis der Verschiebungen definiert werden, Gleichung 2.15.

$$\mathbf{E}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} + \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \frac{\partial u_k}{\partial X_j} \right) \quad (2.15)$$

Unter der Annahme kleiner Verzerrungen kann Gleichung 2.15 linearisiert werden, sodass sich der aus der linearen Elastizitätstheorie bekannte technische, symmetrische Verzerrungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}$ mit $i, j = 1$ bis 3 ergibt, Gleichung 2.16.

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} \right) = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{pmatrix} \underbrace{\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \boldsymbol{\varepsilon}_{ji}} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{12} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{13} & \varepsilon_{23} & \varepsilon_{33} \end{pmatrix} \quad (2.16)$$

Im Nachfolgenden werden die Elemente der Hauptdiagonalen als Dehnungen und die Nebendiagonalelemente als Scherungen bezeichnet. Letztere stehen mit dem Scherwinkel γ_{ij} ($i \neq j$) wie folgt in Zusammenhang, Gleichung 2.17.

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\gamma_{ij}}{2}, \text{ mit } i \neq j \quad (2.17)$$

Neben dem technischen Verzerrungstensor spielt das logarithmische Verzerrungsmaß $\boldsymbol{\varepsilon}_w$, das auch als wahre, natürliche oder Hencky-Verzerrung bezeichnet wird, eine wichtige Rolle, Gleichung 2.18.

$$\boldsymbol{\varepsilon}_w = \ln \left[(\mathbf{F}^T \mathbf{F})^{1/2} \right], \quad \text{1D Betrachtung: } \varepsilon_w = \ln(\varepsilon + 1) \quad (2.18)$$

Im Gegensatz zur technischen Dehnung bezieht sich die wahre Dehnung nicht auf die Ausgangslänge l_0 , sondern auf die aktuelle Länge l des Körpers oder Elements. Im Rahmen der Werkstoffmodellentwicklung wird der Verzerrungstensor üblicherweise in einen hydrostatischen und deviatorischen Anteil zerlegt, Gleichung 2.19. Ersterer wird auch volumetrischer Anteil $\boldsymbol{\varepsilon}^{vol}$ genannt und gibt Auskunft über die Volumenänderung des Körpers. Letzterer beschreibt die Gestaltänderung und wird mit $\boldsymbol{\varepsilon}^{dev}$ gekennzeichnet. Beide Anteile sind voneinander entkoppelt, sodass das Volumen bei einer Änderung der Gestalt konstant bleibt und umgekehrt.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^{vol} + \boldsymbol{\varepsilon}^{dev} = \frac{1}{3} \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{1} + \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \frac{1}{3} \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{1} \right) \quad (2.19)$$

Die Definition der Modellgleichungen erfolgt vorrangig auf Basis der Invarianten des Verzerrungstensors I^ε , da diese unabhängig vom Koordinatensystem sind. Die ersten drei Invarianten sind in Gleichung 2.20-2.22 aufgelistet.

$$I_1^\varepsilon = \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) \quad (2.20)$$

$$I_2^\varepsilon = \frac{1}{2} (\text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\varepsilon}) + \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon})^2) \quad (2.21)$$

$$I_3^\varepsilon = \det(\boldsymbol{\varepsilon}) \quad (2.22)$$

Ein besonderes Augenmerk gilt es zudem auf das Hauptachsensystem zu richten. Dieses ist derart orientiert, sodass in Schnitten senkrecht zu den Achsen lediglich Dehnungen, die sogenannten Hauptnormaldehnungen (ε_I , ε_{II} und ε_{III}) und keine Scherungen auftreten. Erstere sind orthogonal zu einander und beinhalten die maximale und minimale Dehnung, wobei folgende Nomenklatur gilt, Gleichung 2.23.

$$\varepsilon_I \geq \varepsilon_{II} \geq \varepsilon_{III} \quad (2.23)$$

Eine detaillierte Herleitung des Hauptachsensystem wird im folgenden Abschnitt näher erläutert.

2.1.2 Spannungen

Wirken auf einen Körper äußere Punkt-, Linien-, Flächen-, oder Volumenlasten, so resultieren hieraus innere Kräfte bzw. Spannungen. Hierbei können die Lasten unter anderem mechanischen, thermischen oder elektromagnetischen Ursprungs sein. Nach dem Euler-Cauchy Spannungsprinzip [6] existiert auf Schnittflächen zwischen Teilkörpern oder äußeren Begrenzungsflächen mit einem Flächennormaleneinheitsvektor $\vec{n}(\vec{x}, t)$ ein Vektorfeld von Spannungsvektoren $\vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t)$, Abbildung 2.2a. Ein Spannungsvektor beinhaltet den Quotient aus wirkender Kraft dF und Flächeninhalt der Schnittfläche dA . Die Komponente von \vec{t} in Richtung der Flächennormalen wird Normalspannung σ genannt. Die zum Flächenelement tangentialen Anteile werden als Schubspannung τ bezeichnet. Abbildung 2.2b veranschaulicht die beiden Spannungsarten.

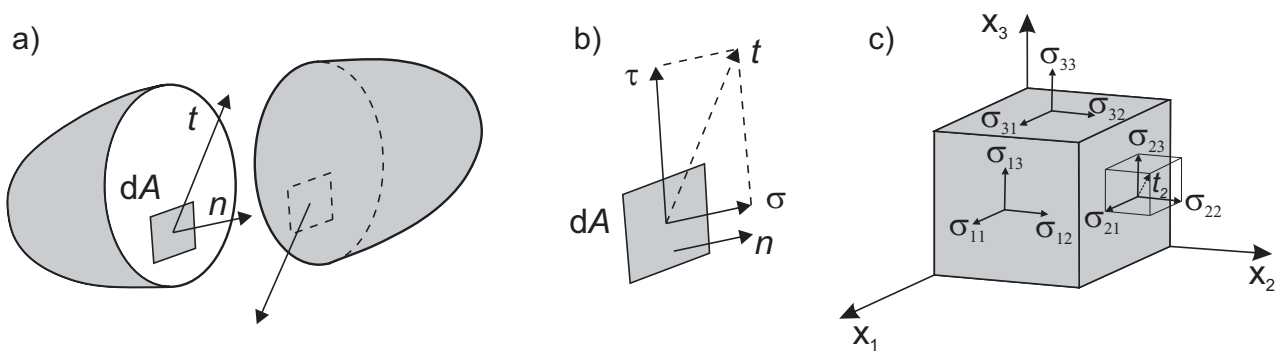


Abbildung 2.2.: Spannungsvektor nach [10].

Generell wird zwischen zwei Definitionen unterschieden. Technische Spannungen beziehen sich auf die Schnittfläche in der Anfangskonfiguration, wohingegen wahren Spannungen der in der Momentankonfiguration vorliegenden Flächeninhalt zugrunde gelegt wird. Im Allgemeinen gilt die folgende Nomenklatur für die beiden Spannungsarten σ_{ij} und τ_{ij} mit $i, j = 1$ bis 3. Der erste Index beinhaltet die Richtung der Flächennormalen und der zweite Index die Wirkrichtung der Spannung, Abbildung 2.2c. Nach dem Cauchyschen Fundamentaltheorem (A.L. Cauchy, 1789-1857) ist der

Spannungszustand in \vec{x} durch 9 Tensorkomponenten eindeutig bestimmt [10]. Gleichung 2.24 stellt den symmetrischen Cauchy-Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ in Matrixform dar.

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{12} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{13} & \tau_{23} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad (2.24)$$

Analog zum Verzerrungstensor kann der Spannungstensor in einen volumetrischen Anteil $\boldsymbol{\sigma}^{vol}$ und Gestaltänderungsanteil $\boldsymbol{\sigma}^{dev}$ aufgeteilt werden.

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}^{vol} + \boldsymbol{\sigma}^{dev} = \frac{1}{3} \text{Spur}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} + \left(\boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{Spur}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} \right) \quad (2.25)$$

Voraussetzung für die Hauptachsentransformation ist, dass der Spannungsvektor und die Flächennormalen kollinear sind, sodass keine Schubspannung wirksam ist. Hieraus resultiert die in Gleichung 2.26 aufgeführte Bedingung. Diese hat für die Hauptrichtungen \vec{n}_α mit $\alpha = I, II, III$ aufgrund der Cramerschen Regel [7] nur dann eine nichttriviale Lösung, falls die Koeffizientendeterminante Null ist, Gleichung 2.27. Dies führt zur charakteristischen Gleichung 2.28 mit den Invarianten des Spannungstensors I^σ .

$$(\boldsymbol{\sigma} - \sigma \mathbf{1}) \cdot \vec{n} = 0 \quad (2.26)$$

$$\det(\boldsymbol{\sigma} - \sigma \mathbf{1}) = 0 \quad (2.27)$$

$$\sigma^3 - I_1^\sigma \sigma^2 - I_2^\sigma \sigma - I_3^\sigma = 0 \quad (2.28)$$

$$I_1^\sigma(\boldsymbol{\sigma}) = \text{Spur}(\boldsymbol{\sigma}) \quad (2.29)$$

$$I_2^\sigma(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{2} \left[I_1^\sigma(\boldsymbol{\sigma}^2) - (I_1^\sigma(\boldsymbol{\sigma}))^2 \right] \quad (2.30)$$

$$I_3^\sigma(\boldsymbol{\sigma}) = \det(\boldsymbol{\sigma}) \quad (2.31)$$

Die Lösungen der charakteristischen Gleichungen sind die Hauptnormalspannungen, wobei analog zu den Hauptnormaldehnungen Gleichung 2.32 gilt.

$$\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III} \quad (2.32)$$

Des Weiteren berechnen sich die dazugehörigen Hauptschubspannungen nach Gleichung 2.33.

$$\tau_I = \pm \frac{\sigma_{II} - \sigma_{III}}{2}, \quad \tau_{II} = \pm \frac{\sigma_{III} - \sigma_I}{2}, \quad \tau_{III} = \pm \frac{\sigma_I - \sigma_{II}}{2} \quad (2.33)$$

Analog zu den Invarianten des Cauchy-Spannungstensor, Gleichung 2.29-2.31, können für den deviatorischen Anteil auch drei Invarianten J^σ ermittelt werden [8], Gleichung 2.34 - 2.36.

$$J_1^\sigma = \text{Spur}(\boldsymbol{\sigma}^{dev}) = 0 \quad (2.34)$$

$$J_2^\sigma = \frac{1}{6} \left[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2 \right] \quad (2.35)$$

$$J_3^\sigma = \left(\sigma_I - \frac{1}{3} I_1^\sigma \right) \left(\sigma_{II} - \frac{1}{3} I_1^\sigma \right) \left(\sigma_{III} - \frac{1}{3} I_1^\sigma \right) \quad (2.36)$$

2.1.3 Bilanzgleichungen

Für die Beschreibung der in einem Kontinuum durch äußere Lasten hervorgerufenen Spannungen müssen die thermodynamischen Zustandsgrößen mit den Bewegungsgrößen der Kinematik gekoppelt werden. Diese allgemeingültigen Prinzipien sind unabhängig von den Materialmodellen und werden auch Bilanzgleichungen genannt.

Massenbilanz

Die Masse m eines Körper berechnet sich anhand des Volumenintegrals über die Dichteverteilung $\rho(\vec{x}, t)$ und ist für alle Zeiten bzw. Momentankonfigurationen konstant, Gleichung 2.37.

$$\frac{Dm}{Dt} = \frac{D}{Dt} \int_V \rho(\vec{x}, t) dV = \frac{\partial m}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \int_{V_0} \rho_0(\vec{X}) dV_0 = 0 \quad (2.37)$$

Impuls- und Drehimpulsbilanz

Der kinematische Zustand eines Körpers wird durch den Impulsvektor \vec{p} und Drehimpuls- oder Drallvektor \vec{I} beschrieben. Ersterer beinhaltet das Volumenintegral über die Dichte- und Geschwindigkeitsverteilung $\vec{v}(\vec{x}, t)$. Hierbei entspricht die zeitliche Änderungsgeschwindigkeit von \vec{p} der akkumulierten auf den Körper wirkenden Oberflächenkräfte $\vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t)$ und Volumenkräfte $\vec{k}(\vec{x}, t)$, Gleichung 2.38.

$$\frac{D}{Dt} \int_V \vec{v}(\vec{x}, t) \rho(\vec{x}, t) dV = \int_A \vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t) dA + \int_V \vec{k}(\vec{x}, t) \rho(\vec{x}, t) dV \quad (2.38)$$

Die Drehimpulsbilanz bezieht sich auf einen ausgewählten Punkt O und besagt, dass die materielle Zeitableitung von $\vec{I}_O(\vec{x}, t)$ dem Gesamtmoment aller auf den Körper wirkenden Oberflächen- und Volumenkräfte in Bezug auf den ausgewählten Punkt O entspricht, Gleichung 2.39 und 2.40.

$$\vec{I}_O(\vec{x}, t) = \int_V \vec{x} \times \rho(\vec{x}, t) dV \quad (2.39)$$

$$\frac{D}{Dt} \vec{I}_O = \int_V [\vec{x} \times \rho(\vec{x}, t)] dV + \int_A [\vec{x} \times \vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t)] dA \quad (2.40)$$

Energiebilanz

Infolge der Oberflächen- und Volumenkräfte wird der Körper deformiert und Arbeit P_a geleistet. Hierbei wird ein Teil der mechanischen Energie W für die Deformation in Form von kinetischer Energie K verbraucht. Der restliche Anteil wird auch innere Energie U genannt und entspricht bei Festkörpern der Verzerrungsenergie. Die dazugehörigen Formelzusammenhänge sind in Gleichung 2.41 aufgeführt.

$$P_a = \int_A \vec{t} \cdot \vec{v} dA + \int_V \vec{k} \cdot \vec{v} \rho dV, \quad K = \frac{1}{2} \int_V \vec{v} \cdot \vec{v} \rho dV \quad (2.41)$$

$$U = \int_V u \rho dV \quad (2.42)$$

Die zeitliche Änderung eines Systems setzt sich aus der ausgetauschten Arbeit und Wärme zusammen. Die Summe aus der Leistung aller auf den Körper wirkenden äußeren Kräfte sowie der Wärmezufuhrleistung Q entspricht der materiellen Zeitableitung der Gesamtenergie, Gleichung 2.43.

$$P_a + Q = \frac{D}{Dt} W = \frac{D}{Dt} (K + U) \quad (2.43)$$

2.1.4 Werkstoffverhalten und Stoffgesetze

Die in den vorangegangenen Abschnitten eingeführten Beziehungen der Kontinuumsmechanik sowie Bilanzgleichungen gelten für alle Kontinua gleichermaßen und sind unabhängig von der Materialbeschaffenheit. Dennoch liegt die Anzahl der definierten Gleichungen unterhalb der für die Beschreibung des Kontinuums benötigten Unbekannten. Folglich sind zusätzliche materialabhängige Gleichungen, sogenannte konstitutive Gleichungen, zu definieren. Diese beschreiben Beziehungen zwischen den im Körper vorliegenden Spannungen sowie Deformationen und werden im Folgenden für eine zeitunabhängige Betrachtung näher erläutert. Das Langzeitverhalten der Materialien und das zyklische Werkstoffverhalten werden gesondert in Kapitel 2.4 bzw. 4.1 behandelt.

Grundbegriffe und Arten des Werkstoffverhaltens

Im Allgemeinen wird zwischen sprödem und duktilem Werkstoffverhalten unterschieden. Dies wird nachfolgend am Beispiel des einachsigen Zugversuchs näher erläutert. Im Allgemeinen beinhaltet der lineare Anstieg der Kurve den elastischen Anteil und lässt sich mithilfe des Elastizitätsmodul E beschreiben. Im Falle eines spröden Verhaltens treten bis zum Versagen des Werkstoffes, d.h. bis zum Erreichen der Bruchspannung σ_B bzw. Totaldehnung ε_t , keine irreversiblen plastischen Deformationen auf, Abbildung 2.3a.

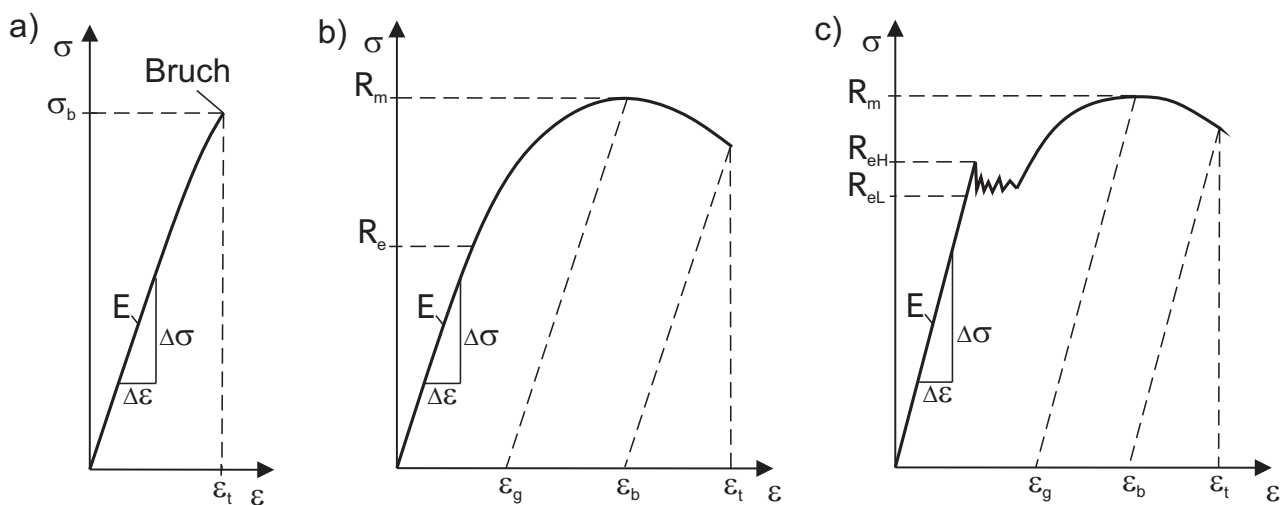


Abbildung 2.3.: Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines a) spröden Werkstoffes und im Falle eines duktilen Verhaltens b) ohne und c) mit ausgeprägter Streckgrenze nach [7, 10].

Im Gegensatz dazu verformen sich duktile Materialien plastisch, bevor diese brechen. Die Bruchdehnung ε_b , berechnet sich durch Subtraktion der elastischen von der totalen Dehnung, Abbildung 2.3b,c. Überschreitet die vorliegende Spannung die Streckgrenze R_e , so beginnt der Werkstoff zu fließen. Dies hat zur Folge, dass nach einem anschließenden Überführen in den spannungslosen Zustand eine bleibende Deformation zurück bleibt. Bei erneuter Belastung und Überschreitung des bisherigen Spannungsmaximums folgt der Kurvenverlauf der zügigen Spannungs-Dehnungs-Kurve. Es kann eine ausgeprägte oder kontinuierliche Fließgrenze vorliegen. Erstere kann infolge von Fremdatomwolken, auch Cottrellwolken genannt, auftreten [16]. Hierbei werden bei Überschreiten der oberen Streckgrenze R_{eH} Versetzungen losgerissen, wobei die Nennspannung auf das Niveau der unteren Streckgrenze R_{eL} abfällt und die plastische Dehnung ansteigt. Falls die technische Spannung während der plastischen Phase ansteigt, wird dies als Verfestigung bezeichnet, Abbildung 2.3. Fällt diese hingegen ab, wird dies Entfestigung genannt. Die Zugfestigkeit R_m beinhaltet die maximal ertragbare technische Zugspannung. Die zugehörige Dehnung wird als Gleichmaßdehnung ε_g bezeichnet. Das Werkstoffverhalten kann entweder isotrop (richtungsunabhängig) oder anisotrop (richtungsabhängig) sein.

Lineare Elastizitätstheorie

Das elastische Materialverhalten ist dadurch charakterisiert, dass alle durch äußere Last hervorgerufenen Verzerrungen nach Entlasten des Körpers wieder vollständig zurückgehen. Der Spannungstensor berechnet sich durch doppelte Verjüngung des Elastizitäts- oder Steifigkeitstensor \mathbb{C} mit dem elastischen Verzerrungstensor ε^e , der sich aus der Differenz aus der gesamthaften Verzerrung ε und dem plastischen Anteil ε^p ergibt. Gleichung 2.44 ist allgemein gültig für homogene anisotrope Werkstoffe. Diese besitzen keinerlei Symmetrie und werden auch als triklinisch bezeichnet [17]. Detaillierte Ausführungen zur Darstellung und Berücksichtigung der Materialsymmetrien nach dem Curie-Neumann'schen Prinzip aus dem Bereich der Kristallphysik sind unter anderem [18, 19] zu entnehmen.

$$\sigma = \mathbb{C} \varepsilon^e = \mathbb{C} (\varepsilon - \varepsilon^p) \quad (2.44)$$

Der vierstufige Tensor \mathbb{C} kann mithilfe der Voigt'schen Notation in Matrixform geschrieben werden, Gleichung 2.45. Folglich werden für die Beschreibung des Materialverhaltens 21 linear unabhängige Konstanten benötigt.

$$\mathbb{C}_{anisotrop} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ & sym. & & & C_{55} & C_{56} \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \quad (2.45)$$

Falls das Material drei zueinander orthogonale Symmetrieebenen besitzt, reduziert sich die Anzahl der zu bestimmenden Unbekannten auf neun, Gleichung 2.46.

$$\mathbb{C}_{orthotrop} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & sym. & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \quad (2.46)$$

Weist ein Material lediglich eine Vorzugsrichtung und richtungsunabhängige Eigenschaften senkrecht zu dieser auf, so wird dessen Verhalten als transversal isotrop bezeichnet. Hierdurch sind fünf unabhängige Komponenten zu ermitteln. Gleichung 2.47 beinhaltet für eine Vorzugsrichtung in 1-Richtung die resultierenden Matrixeinträge.

$$\mathbb{C}_{\text{transversal-isotrop}} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & 1/2 (C_{22} - C_{23}) & 0 & 0 \\ & \text{sym.} & & & C_{66} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \quad (2.47)$$

Im Falle eines isotropen Materials werden aufgrund der fehlenden Richtungsabhängigkeit zwei Konstanten zur Lösung des Gleichungssystems benötigt, Gleichung 2.48.

$$\mathbb{C}_{\text{isotrop}} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ & & & 1/2 (C_{11} - C_{12}) & 0 & 0 \\ & \text{sym.} & & & 1/2 (C_{11} - C_{12}) & 0 \\ & & & & & 1/2 (C_{11} - C_{12}) \end{bmatrix} \quad (2.48)$$

Die Berechnung der Koeffizienten C_{ij} mit $i, j = 1$ bis 3 in den Gleichungen 2.45 - 2.48 erfolgt durch Invertierung der Steifigkeitsmatrix und auf Basis der folgenden Kenngrößen.

- **Elastizitätsmodul E**

Das Elastizitätsmodul E_i beinhaltet die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve im Falle einer Belastung in i -Richtung.

$$E_i = \frac{\Delta \sigma_{ii}}{\Delta \varepsilon_{ii}} \quad (2.49)$$

- **Schubmodul G**

Im Falle einer Scherung des Materials wird die linear elastische Verformung mithilfe des Schubmoduls G_{ij} beschrieben.

$$G_{ij} = \frac{\tau_{ij}}{\tan \gamma_{ij}} \approx \frac{\tau_{ij}}{\gamma_{ij}} \quad (2.50)$$

- **Poissonzahl ν**

Die Querdehnung bzw. Querkontraktion eines Werkstoffes senkrecht zur Belastungsrichtung errechnet sich anhand der Poissonzahl ν_{ij} .

$$\nu_{ij} = -\frac{\varepsilon_{jj}}{\varepsilon_{ii}} \quad (2.51)$$

- **Kompressionsmodul K**

Das Kompressionsmodul K spezifiziert die für eine elastische Volumenänderung bzw. Verdichtung des Materials notwendige Druckänderung.

$$K = -\frac{\Delta p}{\Delta V/V} > 0 \quad (2.52)$$

Die für den jeweiligen Anwendungsfall relevanten mathematischen Zusammenhänge werden in den entsprechenden Abschnitten der Modellentwicklung und -parametrierung näher erläutert.

Plastizität

Im Gegensatz zur Elastizität ist das plastische Materialverhalten von der Belastungshistorie abhängig. Die für den einachsigen Zugversuch eingeführte Streckgrenze kann für einen dreidimensionalen Spannungszustand zu einer Fließfläche F verallgemeinert werden, sodass sich die in Gleichung 2.53 aufgeführte Fließbedingung ergibt.

$$F = F(\sigma_{ij}) = F(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}) = 0 \quad (2.53)$$

Würde der vorliegende Spannungszustand die Fläche überschreiten, wird dieser auf die Fläche projiziert und der Körper plastisch deformiert. Hierbei wird das Kontinuum solange irreversibel verformt, bis der Spannungszustand wieder innerhalb der Fläche liegt. Je nach Werkstoffbeschaffenheit kann die Fließfläche ihre Gestalt und Lage in Abhängigkeit der Belastungshistorie ändern. Abbildung 2.4 veranschaulicht zwei gängige Verfestigungsmechanismen, die isotrope und kinematische Verfestigung.

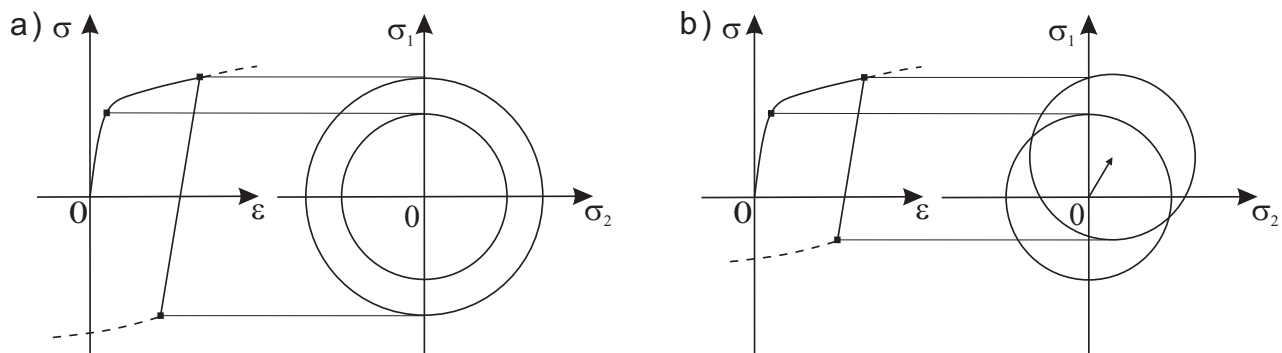


Abbildung 2.4.: Plastizität: a) isotrope und b) kinematische Verfestigung nach [9, 20].

Bei Ersterer wird angenommen, dass die im Falle einer Zug- oder Druckbelastung durchlaufene Verfestigung im jeweils entgegengesetzten Bereich überwunden werden muss, bevor der Werkstoff erneut zu fließen beginnt. Hierdurch vergrößert sich die Fließfläche sukzessive. Einer kinematischen Verfestigung wird zugrunde gelegt, dass bei einer Umkehr der Belastungsrichtung die Fließfläche derart verschoben wird, sodass ein erneutes Fließen nach dem Erreichen der zweifachen Fließgrenze bezogen auf das bisherige Spannungsmaximum bzw. -minimum auftritt.

Für die Beschreibung des Stoffgesetzes wird neben der Fließbedingung eine Fließregel, Gleichung 2.55, benötigt. Diese definiert die Einträge des plastischen Verzerrungstensor ϵ^p und ergibt sich durch Extremwertbildung für die dissipative plastische Arbeit dA^p . Hierfür wird die Lagrangesche Mul-

tiplikatorenmethode angewendet, wobei die Fließbedingung, Gleichung 2.53, als Nebenbedingung gesetzt wird.

$$dA^p = \boldsymbol{\sigma} d\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (2.54)$$

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p = \Delta\Lambda \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (2.55)$$

Darin beinhaltet $\Delta\Lambda$ einen Lagrangeschen Multiplikator. Ausführlichere Details zum mathematischen Verfahren sind in BETTEN [7] aufgeführt.

Fließbedingung nach von Mises

VON MISES [21] postulierte eine Fließbedingung für isotrope Werkstoffe und setzte die zweite Invariante des deviatorischen Spannungstensors J_2^σ in Korrelation zu einem werkstoffspezifischen und empirisch zu ermittelnden Parameter k , Gleichung 2.56 und 2.57.

$$F = \sqrt{3 J_2^\sigma} - k \quad (2.56)$$

$$= \sqrt{0,5 [(\sigma_{33} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{11})^2 + 6(\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)]} - k = 0 \quad (2.57)$$

Hierbei wird Inkompressibilität und ein von der Belastungsart unabhängiges Verhalten, d.h. die Zug- und Druckfließspannungen sind identisch, vorausgesetzt. Die plastische Deformation des Kontinuums ist daher unabhängig vom hydrostatischen Anteil, bei dem alle Hauptspannungen gleich sind.

Fließbedingung nach Drucker-Prager

Im Gegensatz dazu berücksichtigt das DRUCKER-PRAGER (DP) Fließmodell [22] eine Zug-Druck-Asymmetrie der Fließbedingung, indem diese in Abhängigkeit von I_1^σ und J_2^σ definiert wird, Gleichung 2.58 und 2.59.

$$F = \alpha I_1^\sigma + \sqrt{J_2^\sigma} - k = \quad (2.58)$$

$$= \sqrt{3J_2^\sigma} + \frac{1}{3}I_1^\sigma \tan \beta - c = 0 \quad (2.59)$$

Bei α , k , β und c handelt es sich um positive Materialparameter, wobei β den Winkel zwischen der hydrostatischen Achse ($\sigma_I = \sigma_{II} = \sigma_{III}$) und der Fließfläche beschreibt. Das von DRUCKER und PRAGER [22] entwickelte Modell basiert auf einem isotropen Materialverhalten und wurde unter anderem von [23–25] erweitert. In der vorliegenden Arbeit wird das in ANSYS implementierte *Extended Drucker-Prager Model* verwendet.

Fließbedingung nach Hill

Den bisher aufgelisteten Plastizitätsmodellen liegt Isotropie zugrunde. Im Falle einer Richtungsabhängigkeit müssen zusätzliche Anisotropiekoeffizienten sowie -bedingungen definiert werden. Eine orthotrope Plastizität lässt sich mittels sechs linear unabhängiger Materialparameter beschreiben [26]. Diese werden auch als Lankford Koeffizienten [27] bezeichnet und im Folgenden mit H_1, H_2, H_3, H_4, H_5 und H_6 gekennzeichnet. Die von HILL in 1948 [28] vorgestellte quadratische Fließbedingung charakterisiert einen inkompressiblen Werkstoff mit identischen Zug- und Druckfließspannungen und ist in Gleichung 2.60 dargestellt.

$$F = H_1 (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + H_2 (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H_3 (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2H_4 \tau_{12}^2 + 2H_5 \tau_{23}^2 + 2H_6 \tau_{13}^2 - 1 = 0 \quad (2.60)$$

Abbildung 2.5 veranschaulicht die einzelnen Fließflächen im Hauptspannungsraum in einer 3D Ansicht sowie in der π -Ebene, einer Schnittebene senkrecht zur hydrostatischen Achse. Letztere wird auch Deviatorschnitt genannt.

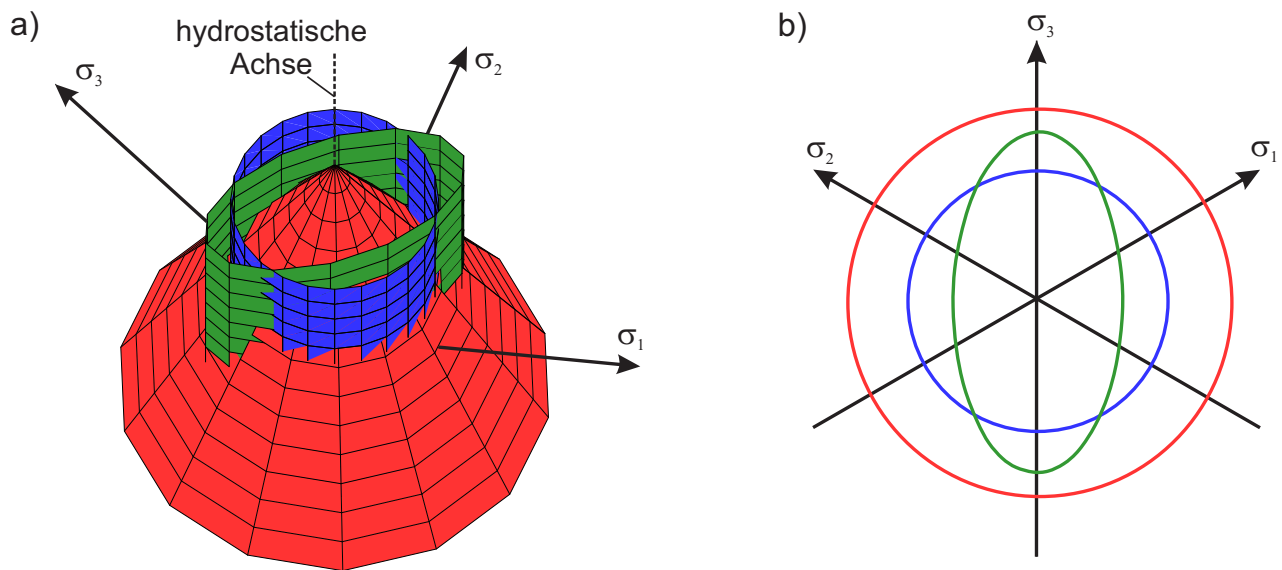


Abbildung 2.5.: VON MISES (blau), DRUCKER-PRAGER (rot) und HILL (grün) Fließflächen im Hauptspannungsraum: a) 3D Ansicht, b) Deviatorschnitt (π -Ebene) nach [8].

In der dreidimensionalen Betrachtung und im Bezug auf die hydrostatische Achse stellt die VON MISES Bedingung einen Kreiszyylinder, das DRUCKER-PRAGER Modell einen Kegel und das HILL Kriterium einen allgemeinen Zylinder dar. Durch den Deviatorschnitt ergeben sich bei der VON MISES und DRUCKER-PRAGER Bedingung Kreise und beim HILL Kriterium eine ebene Kurve. Hierbei ist zu beachten, dass die Lage der Schnittebene den Radius im Falle des DP-Modells maßgeblich beeinflusst, wohingegen die anderen Konturen unverändert bleiben.

Nachdem die für die Entwicklung von Berechnungsmodellen notwendigen kontinuumsmechanischen Grundlagen erläutert wurden, werden die für den Elektromotorenbau spezifischen Materialien experimentell charakterisiert sowie geeignete Modelle entwickelt.

2.2 Blechpaket

Aus dem schichtweisen Aufbau der Blechpakete resultieren richtungsabhängige Materialeigenschaften mit einer Vorzugsrichtung in Stapelrichtung. Zudem haben bisherige Untersuchungen gezeigt, dass die Steifigkeit normal zum Einzelblech in Relation zur Kompression des Blechpakets steht [3, 29]. Im Folgenden werden Messtechniken zur Ermittlung der Ersatzkennwerte und Charakterisierung der Temperatur- sowie Vorspannungseinflüsse aufgezeigt. Auf Basis dessen wird der Modellierungsumfang festgelegt und ein Ersatzmodell entwickelt, das anhand von Messdaten validiert wird.

2.2.1 Vorspannungsabhängige Materialeigenschaften

Die Blechschnittgeometrie der Einzelbleche wird im Zuge der elektromagnetischen sowie thermomechanischen Auslegung festgelegt und aus gewalztem Elektroband ausgestanzt, erodiert, wasserstrahl-

oder laserstrahlgeschnitten [30]. Infolge des Walzprozesses liegen richtungsabhängige Materialeigenschaften vor, wobei die Einzelblechsteifigkeit in Abhängigkeit der Winkelabweichung von der Walzrichtung nach Gleichung 2.61 [31] berechnet wird.

$$E(\alpha) = \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} \cos^4 \alpha + \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} \sin^4 \alpha + \frac{1}{2} \left(\frac{\nu_{\perp\parallel} E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} + 2G_{\parallel\perp} \right) \sin^2 2\alpha \quad (2.61)$$

Hierbei werden die Walzrichtung und deren Senkrechte mit den Indizes \parallel bzw. \perp gekennzeichnet. Um den Einfluss des Walzprozesses zu minimieren und ein möglichst isotropes Materialverhalten senkrecht zur Stapelrichtung zu erhalten, werden die Bleche während des Paketierungsprozesses regelmäßig zueinander verdreht. Die aus einer Verdrehung der Bleche um 60° resultierende Steifigkeit der ersten drei Bleche sowie der Aufbau des Blechpakets sind in Abbildung 2.6 exemplarisch dargestellt.

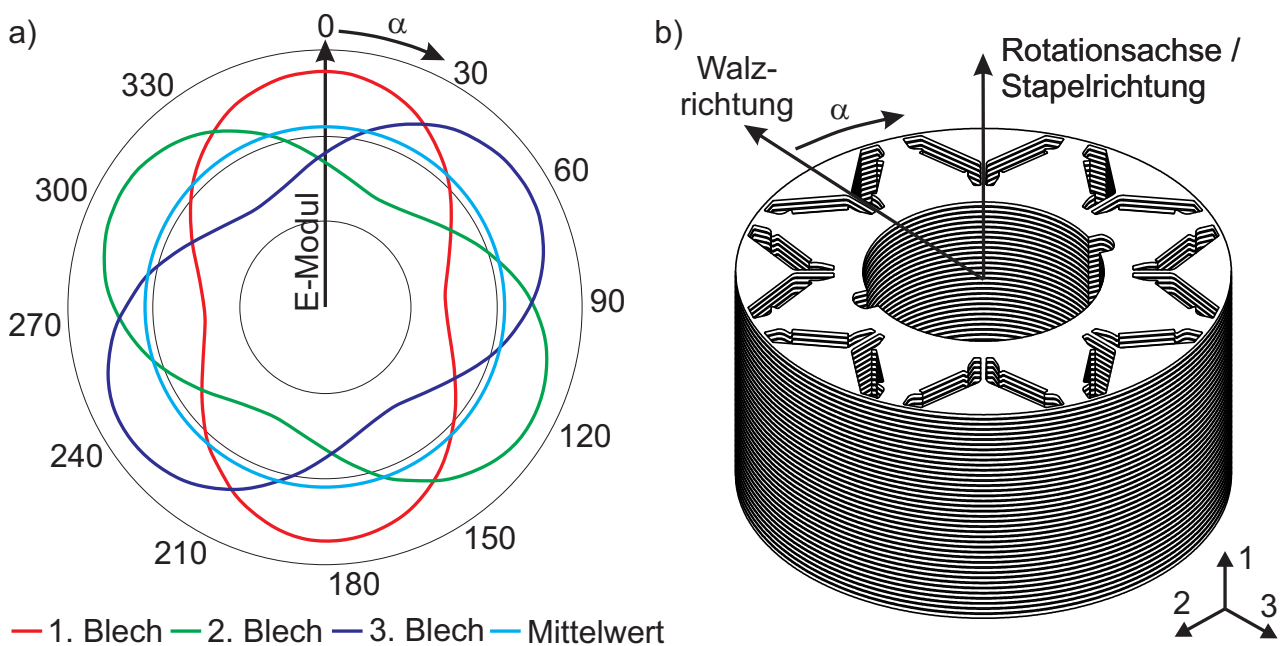


Abbildung 2.6.: Steifigkeit des Elektroblechs in Abhängigkeit der Walzrichtung: a) überhöhte Darstellung in Polarkoordinaten, b) Aufbau des Blechpakets.

Die Steifigkeit in Blechebene bezogen auf die gesamte Pakethöhe ergibt sich aufgrund des Fertigungsprozesses aus dem Mittelwert der Einzelblechkennwerte, sodass ein transversal isotropes Materialverhalten angenommen werden kann. Die Einträge des Steifigkeitstensors, Gleichung 2.48, können durch Invertierung von \mathbb{C} und mithilfe der in den Gleichungen 2.49 -2.52 eingeführten Kenngrößen beschrieben werden. Hieraus resultiert das in Gleichung 2.62 aufgeführte und zu lösende Gleichungssystem [6, 32]. Dieses beinhaltet fünf Materialparameter, die empirisch bestimmt werden müssen.

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_2 & -\nu_{12}/E_2 & & & \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{23}/E_2 & & & \\ -\nu_{12}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_2 & & & \\ & & & 2(1+\nu_{23})/E_2 & & \\ & & & & 1/G_{12} & \\ & & & & & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \\ \tau_{23} \end{pmatrix} \quad (2.62)$$

Die Steifigkeit E_2 und Querkontraktionszahl ν_{23} in Blechebene werden anhand von Versuchen auf Einzelblechebene bestimmt. Blechpakete weisen unter Druck aufgrund der Blechwelligkeit und -rauigkeit einen progressiven Spannungs-Dehnungs-Verlauf auf [3]. Dieser hängt von der Belastungshistorie ab und ist exemplarisch in Abbildung 2.7 dargestellt. Falls die Druckspannung ihr bisheriges Maximum überschreitet, folgt das Werkstoffverhalten dem Verlauf einer kontinuierlichen Belastung. Nach einem Entlasten des Prüflings verbleibt eine irreversible Stauchung, die auf eine plastische Deformation im Kontaktbereich zurückgeführt werden kann [3]. Im Falle einer wiederkehrenden Belastung mit der gleichen Amplitude entstehen Hysteresen. Im vorliegenden Anwendungsfall wird das Paket während des Herstellprozesses einer höheren Kompression als im Betrieb ausgesetzt, sodass sich der abzubildende

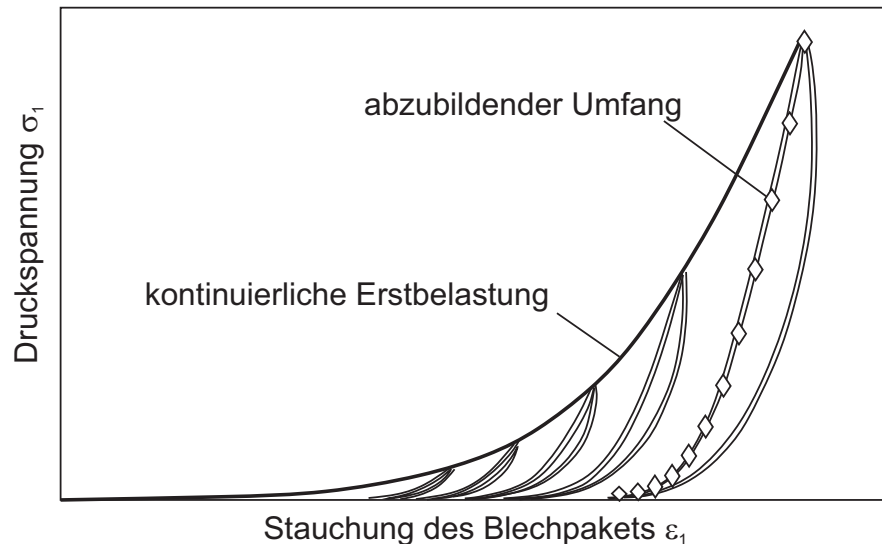


Abbildung 2.7.: Exemplarischer Spannungs-Dehnungs-Verlauf für eine Druckbelastung in Stapelrichtung nach [33].

Umfang auf den in Abbildung 2.7 mit Rauten markierten Bereich reduziert. Die vorspannungsabhängige Steifigkeit in Stapelrichtung E_1 beinhaltet die Steigung des Graphen und wird durch Ableiten des Spannungs-Dehnungs-Zusammenhangs berechnet. Nachfolgend wird zusätzlich der Temperatureinfluss näher untersucht und eine Vorgehensweise zur Ermittlung der Vorspannungs-Temperatur-Charakteristik von E_1 anhand einer Probe vorgestellt. Des Weiteren werden die Torsionssteifigkeit G_{12} und Poissonzahl ν_{12} in Abhängigkeit der Kompression des Blechpakets bestimmt. Die entwickelten Prüfmethode werden exemplarisch auf 0,3 mm dickes nichtkornorientiertes Elektroblech angewendet. Dieses ist beidseitig mit Typ C5 Lack beschichtet. Zudem wird der Einfluss von zusätzlichem Backlack auf das mechanische Verhalten untersucht.

Steifigkeit in Stapelrichtung E_1

Bisherige Blechpaketcharakterisierungen greifen unter anderem auf quasistatische Druckversuche [29, 34, 35] oder ultra-sonic measurements [36] zurück. LUCHSCHEIDER [3] konnte keinen Temperatureinfluss auf die mechanischen Eigenschaften von mit Aceton gereinigten Elektroblechen feststellen. Dieser hängt jedoch maßgeblich von der Beschichtung der Bleche ab. Abweichend zum bisherigen Vorgehen zur Charakterisierung des mechanischen Verhaltens der Blechpakete werden im Folgenden Temperatur-Spannung-Dehnungs-Kennfelder mithilfe dynamisch mechanischer thermischer Analysen (DMTA) ermittelt. Diese werden vorrangig im Bereich der Polymere eingesetzt und setzen die mechanischen Kennwerte in Relation zu Spannung, Dehnung, Temperatur, Zeit und Frequenz [37]. Hierfür werden statische und sinusförmige dynamische Lasten mit einer Winkelfrequenz ω gemäß ISO 6721-1 [38] oder ASTM D 4092 [39] aufgebracht und die Materialantwort aufgezeichnet, Abbildung 2.8b. Der Phasenversatz zwischen Erregung und Antwort wird mit δ gekennzeichnet. Abbildung 2.8a zeigt den schematischen Aufbau der Prüfmaschine. Zu Beginn einer Prüfung wird die statische Last aufgebracht und im Anschluss der dynamische Anteil überlagert. Zwischen den einzelnen Messpunkten wird die Probe entlastet und auf eine vorgegebene Kontaktkraft F_N geregelt.

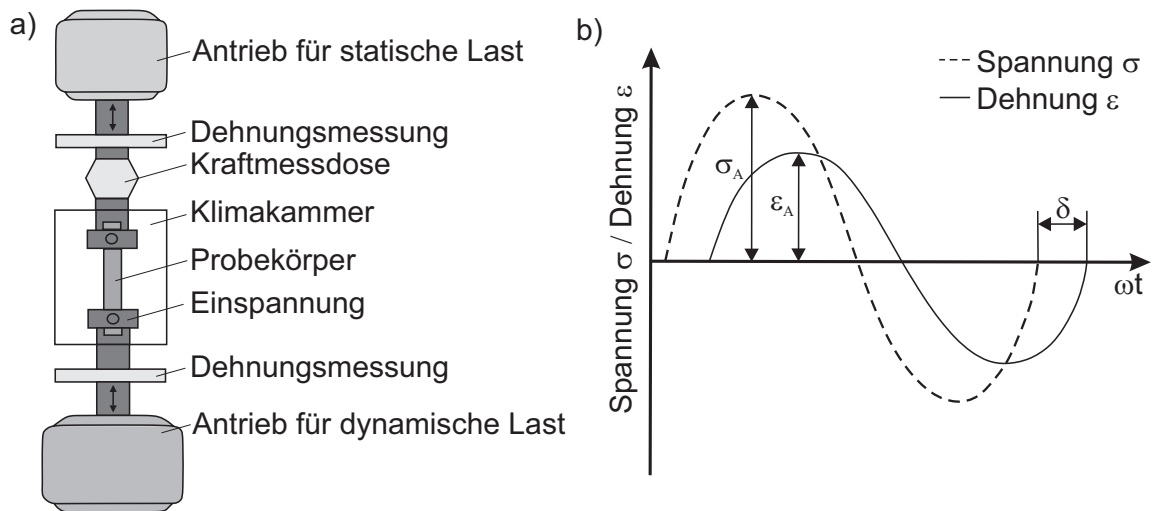


Abbildung 2.8.: a) Schematischer Aufbau der Prüfmaschine und b) σ - ϵ -Verlauf nach [40].

Für die Bestimmung der Steifigkeit in Stapelrichtung werden Messungen in Temperaturschritten von 2 K mit einer konstanten Frequenz von 5 Hz durchgeführt und die statischen sowie dynamischen Dehnungen bzw. Spannungen ausgewertet. Diese Vorgehensweise wird auch Temperatur-Sweep genannt. Die Proben werden mit einer Heizrate von 2 K/min auf bis zu 180°C erwärmt und während eines Durchgangs konstanten Belastungsamplituden ausgesetzt. Die Druckspannung wird iterativ auf bis zu 19 MPa erhöht. Hierbei ist zu beachten, dass die maximale Kraft der Prüfmaschine auf 500 N limitiert ist, sodass Miniaturproben anstelle von Maschinenkomponenten herangezogen werden müssen. Die Gestalt sowie der Querschnitt der Prüflinge müssen unter Berücksichtigung der Probekörperausrichtung sowie Knickstabilität festgelegt werden. Hierfür wird die Sicherheit S gegen Ausknicken mithilfe der Euler Formel [41] in Kombination mit der Ableitung der Spannungs-Dehnungs-Kurve aus Abbildung 2.7 abgeschätzt, Gleichung 2.63.

$$S(\sigma_{11}) = \frac{\pi^2 E_1(\sigma_{11}) I}{(0,5 L)^2 A} = \frac{\pi^2 \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \epsilon_{11}} I}{(0,5 L)^2 A} \geq 9,5 \quad (2.63)$$

Der Flächeninhalt des Querschnitts wird mit A und dessen Flächenträgheitsmoment mit I bezeichnet. Die Abmessungen der verwendeten Prüflinge sind in Abbildung 2.9a aufgeführt.

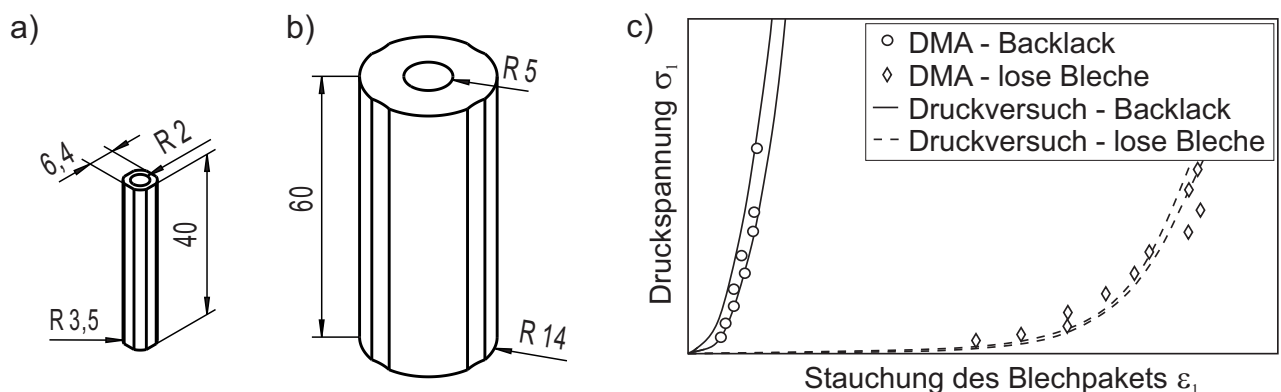


Abbildung 2.9.: Abmessungen der a) Druck und b) DTMA Prüflinge, c) zugehörige Spannungs-Dehnungs-Diagramme für eine Druckbelastung in Stapelrichtung bei RT nach [33].

Im Falle der losen Bleche werden diese mithilfe einer Hilfsvorrichtung gestapelt und ausgerichtet. Diese wird nach Aufbringen einer initialen Belastung, die höher ist als die maximale Kraft des jeweiligen Testdurchlaufs, entfernt, Anhang C.1.2. Um den Größeneinfluss und Fehler durch das Prüfen von Miniaturproben bewerten zu können, werden die Ergebnisse der DMTA bei Raumtemperatur Spannungs-Dehnungs-Diagrammen, die anhand größerer Prüflinge, Abbildung 2.9b, und Druckversuchen ermittelt wurden, gegenüber gestellt. Die Messwerte beider Prüfverfahren sind in Abbildung 2.9c veranschaulicht und stimmen sehr gut überein, sodass kein Größeneinfluss identifiziert werden kann und die kontinuierlichen Kurven mithilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate auf Basis der DMTA Ergebnisse abgeschätzt werden können.

Die anhand der Temperatur-Sweeps abgeleiteten dreidimensionalen Kennfelder sind in Abbildung 2.10 dargestellt und zeigen im Falle der losen Bleche keine signifikante Temperaturabhängigkeit. Im Gegensatz dazu fällt die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve beim Backlackprüfling oberhalb 100°C, der Glasübergangstemperatur des Lacks, ab. Des Weiteren erhöht die zusätzliche Beschichtung die Steifigkeit in Stapelrichtung über den gesamten Temperaturbereich, da der Lack unterhalb des T_g die Blechwelligkeit ausgleicht und oberhalb des T_g inkompressibel wird.

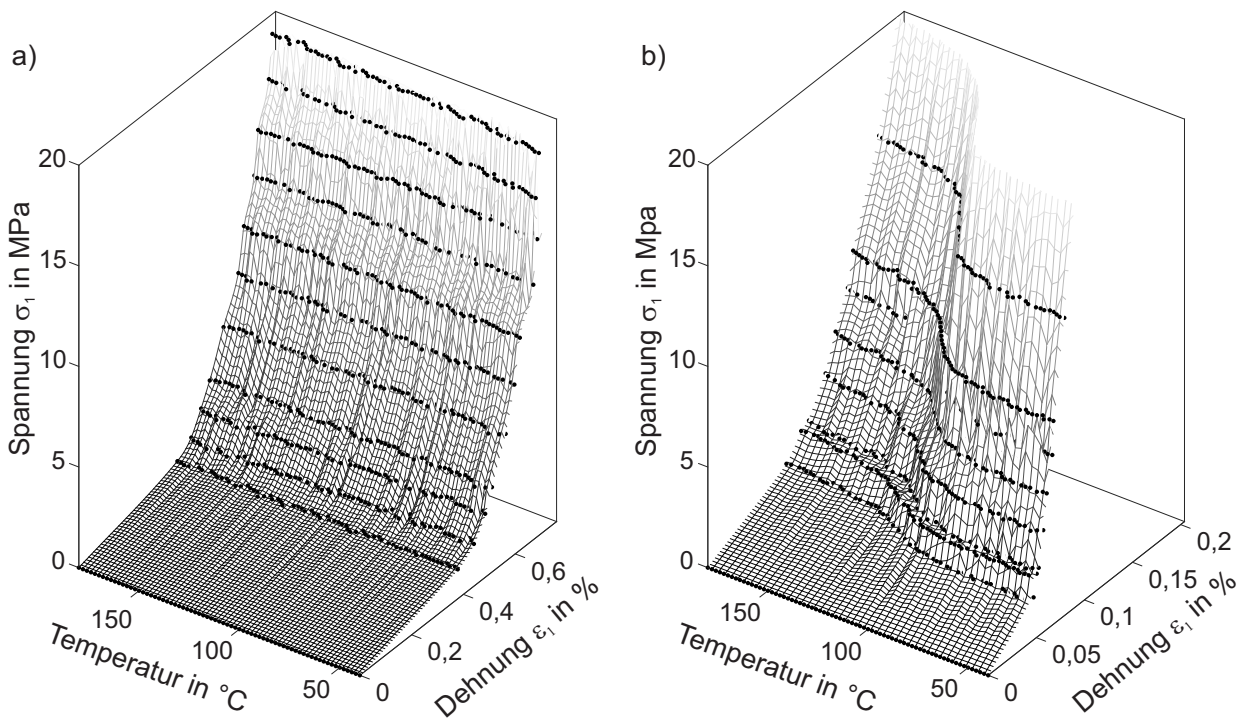


Abbildung 2.10.: Spannungs-Dehnungs-Temperatur Kennfelder im Falle a) der losen Bleche und b) des Backlackprüflings nach [33].

Torsionssteifigkeit G_{12}

Die Torsionssteifigkeit der verpressten Blechpakete wird anhand von Druck-Torsionsversuchen (DTV) und Doppelscherversuchen (DSV) ermittelt. Bei Ersteren werden Initialdrücke von 1 MPa bis 21 MPa verwendet, wohingegen bei Letzteren exemplarisch die Auswirkung einer Vorspannung von 7 MPa untersucht wird. Im Falle der DTV wird eine servo-hydraulische Prüfmaschine und Lasertriangulation eingesetzt. Die Prüflinge werden initial in Stapelrichtung komprimiert und anschließend tordiert. Die Verdrehung des Stapels wird mit zwei Lasertriangulationssensoren detektiert, wobei die Kompressionskraft F und das Drehmoment T auf die jeweilige Sollvorgabe geregelt wird. Abbildung 2.11 zeigt

den Versuchsaufbau sowie das für die Berechnung des Verdrehwinkels ϕ abstrahierte System.

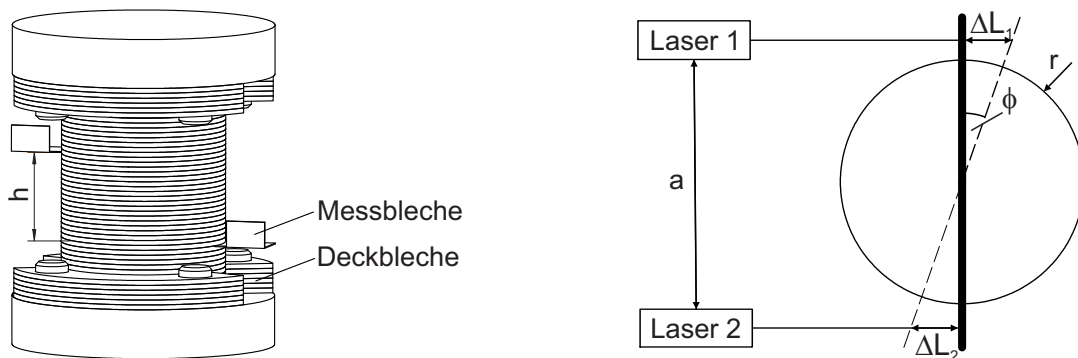


Abbildung 2.11.: Schematischer Prüfaufbau der Druck-Torsionsversuche nach [33].

Die Kraftübertragung zwischen den einzelnen Blechen erfolgt über Reibschluss. Um ein Rutschen des Prüflings in der Vorrichtung außerhalb des Messbereichs zu vermeiden, wird die Schnittstelle zur Prüfmaschine zusätzlich mit Deckblechen und Bolzen gesichert. Zwei Messbleche werden in das Blechpaket für die Laserwegmessung integriert. Der Verdrehwinkel wird nachfolgend mit Gleichung 2.64 berechnet.

$$\phi = \arctan\left(\frac{\Delta L_1 + \Delta L_2}{a}\right) \quad (2.64)$$

Die Bestimmung der Torsionssteifigkeit G_{12} erfolgt mithilfe der Gleichung 2.65 und unter der Annahme, dass sich der Probenquerschnitt, Radius r und die Höhe h während der Messung nicht verändern.

$$G_{12} = \frac{T h}{\phi I_p} = \frac{2 T h}{\phi r^4 \pi} \quad (2.65)$$

Die in Abbildung 2.8 veranschaulichte Prüfmaschine wird für die Durchführung der DSV verwendet, wobei eine neue Prüfprozedur und Prüflingsaufnahme konzeptioniert werden musste, um den Einfluss der Vorspannung σ_{11} charakterisieren zu können. Für diesen Zweck wurde der in Abbildung 2.12 dargestellte Prüfadapter entwickelt.

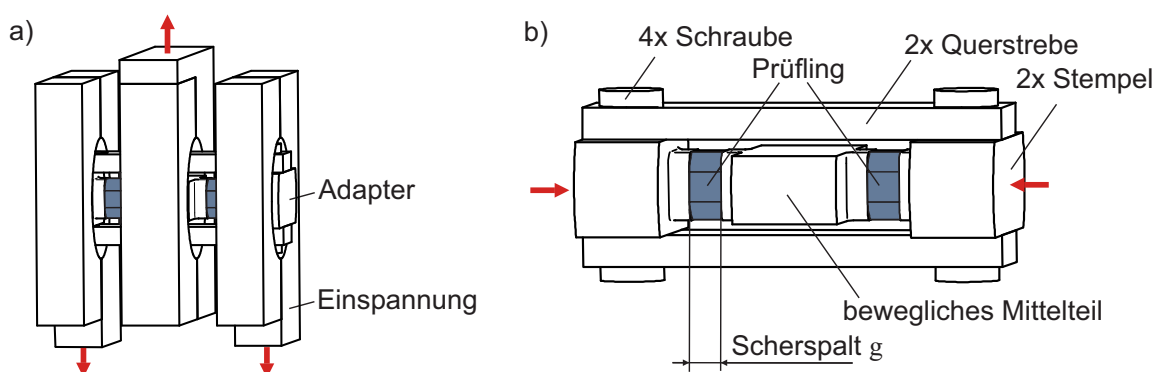


Abbildung 2.12.: a) Schematischer Prüfaufbau und b) Adapter der Doppelscherversuche.

Aufgrund der Kraft- sowie Bauraumbegrenzung der Prüfmaschine werden erneut die Miniaturproben, Abbildung 2.9a, herangezogen. Diese werden initial mit 500 N Druckkraft beaufschlagt, im Anschluss einer Vorspannung von 7 MPa ausgesetzt und mithilfe der Querstreben sowie Verschraubungen fixiert. Anschließend wird die Vorrichtung umgebaut und Temperatursweeps mit einer Frequenz von 5 Hz analog zum vorangegangenen Abschnitt durchgeführt. Für die Berechnung der Torsionssteifigkeit

werden die dynamischen Kenngrößen und der in Gleichung 2.66 aufgeführte Formelzusammenhang herangezogen [42]. Hierbei beinhaltet τ_a die Scherspannungsamplitude, γ_a die Scherungsamplitude, F_a den dynamischen Kraftanteil, s_a die dazugehörige Auslenkung des Mittelteils, g den Scherspalt und A_0 den Flächeninhalt des Probenquerschnitts.

$$G(@ 5 \text{ Hz}) = \frac{\tau_a}{\gamma_a} = \frac{F_a g}{s_a 2 A_0} \quad (2.66)$$

Die Ergebnisse der Druck-Torsionsversuche zeigen, bis die Probe zu rutschen beginnt, einen linearen Zusammenhang zwischen Verdrehwinkel und Torsionsmoment. Folglich entspricht G_{12} der Steigung der $T-\phi$ -Kurve und kann unabhängig vom Verdrehwinkel bestimmt werden. Abbildung 2.13a stellt die anhand der Messdaten bei Raumtemperatur und 180°C abgeleiteten Torsionssteifigkeiten der losen Bleche sowie Backlackprüflinge dar. Alle Konfigurationen verhalten sich progressiv und zeigen eine Vorspannungsabhängigkeit von G_{12} . Der Einsatz von zusätzlichem Backlack hat keinen Einfluss auf die Torsionssteifigkeit bei Raumtemperatur. Da die Bleche untereinander reibungsschlüssig verbunden sind und das Losreismoment nicht näher betrachtet wird, erhöht ein zusätzliches Verkleben der Bleche die Kraftübertragung nicht. Höhere Temperaturen verringern die Torsionssteifigkeit aufgrund der thermomechanischen Eigenschaften der Beschichtungen, wobei die Backlackprüflinge die niedrigsten Werte aufweisen. Dies begründet sich damit, dass die Typ C5 Beschichtung temperaturbeständiger als der Backlack ist, der eine Glasübergangstemperatur von ca. 100°C aufweist. Abbildung 2.13b zeigt die Steifigkeiten der Backlackprüflinge, die mithilfe der DTV und DSV für $\sigma_{11} = 7 \text{ MPa}$ ermittelt wurden.

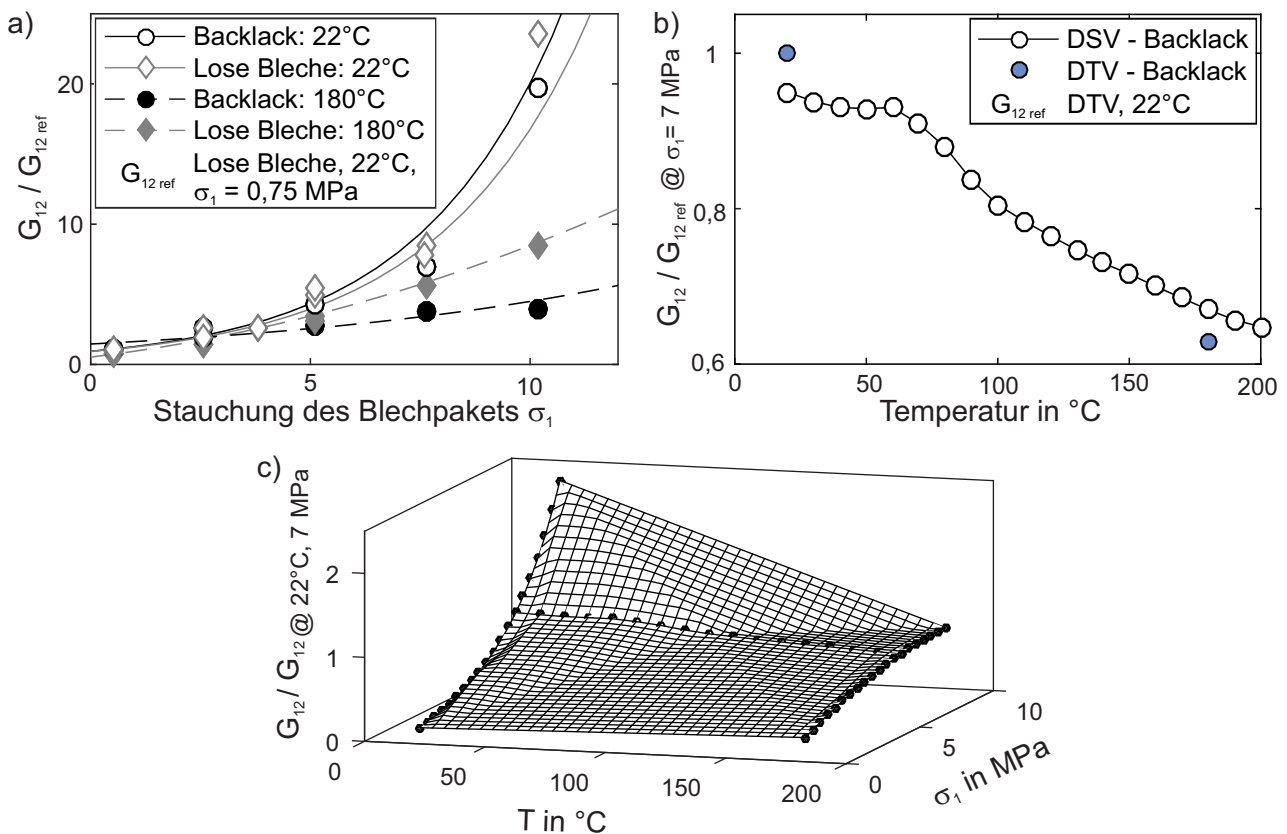


Abbildung 2.13.: Torsionssteifigkeit G_{12} in Abhängigkeit der: a) Blechpaketvorspannung bei RT und 180°C nach [33], b) Temperatur bei einer Blechpaketvorspannung von 7 MPa, c) Blechpaketvorspannung und Temperatur.

Die Ergebnisse der beiden grundlegend unterschiedlichen Messverfahren weichen lediglich um ca.

5% voneinander ab. Daher kann auf Basis der in Abbildung 2.13a,b gewonnenen Stützstellen ein Kennfeld aus Temperatur, Vorspannung und Torsionssteifigkeit abgeschätzt werden, Abbildung 2.13c. Ab einer Vorspannung von 3 MPa treten größere Wechselwirkungen zwischen T und σ_{11} auf. G_{12} steigt für Temperaturen unterhalb der Backlack- T_g progressiv an und stagniert im anderen Fall.

Querkontraktionszahl ν_{12}

Neben den Steifigkeiten muss die Querdehnung in Blechebene in Abhängigkeit der Kompression in Stapelrichtung untersucht werden, um das transversal isotrope Werkstoffverhalten vollständig beschreiben zu können. Hierfür wird das Blechpaket mit einer Druckspannung von bis zu 100 MPa belastet und die laterale Ausdehnung mithilfe hochauflösender taktiler Messtechnik erfasst. Die Vorspannung des Blechpakets wird durch eine M10 Schraube mit einer Festigkeitsklasse von 14.9 aufgebracht und von einer Kraftmessdose überwacht. Abbildung 2.14 zeigt den verwendeten Versuchsaufbau sowie die Messstellen. Die Probengeometrie entspricht der in Abbildung 2.9b aufgeführten Spezifikation.

Für die Bestimmung der Poissonzahl ν_{12} wird ein digitaler Zwilling des Versuchsaufbaus erzeugt und die Materialparameter der vorangegangenen Abschnitte implementiert. Die Messwerte werden nach der Gausschen Methode der kleinsten Fehlerquadrate aufbereitet und ν_{12} mittels *model updating* iterativ ermittelt. Die für die beiden untersuchten Konfigurationen abgeleiteten Korrelationen zwischen Poissonzahl und Blechpaketvorspannung sind in Abbildung 2.14 dargestellt.

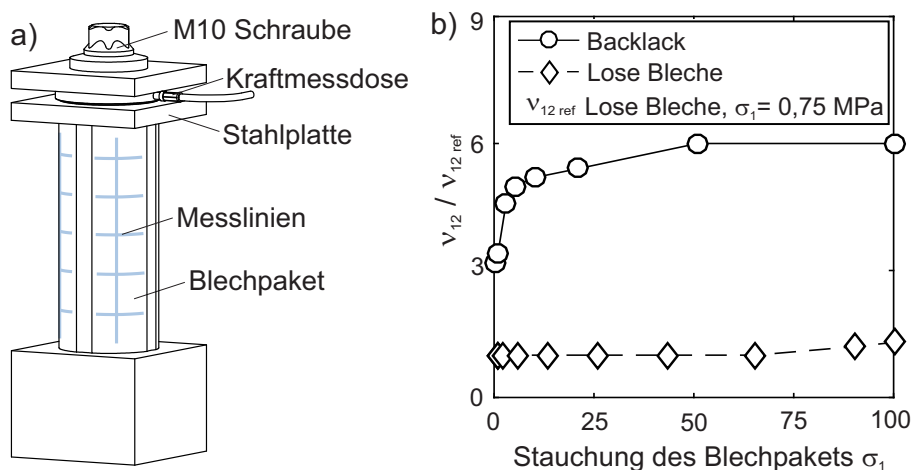


Abbildung 2.14.: a) Prüfaufbau zur Bestimmung von ν_{12} und b) Messergebnisse in Abhängigkeit von σ_1 bei RT nach [33].

Obwohl sich die radiale Aufweitung des Blechpakets nahe der Messgenauigkeit befindet, können plausible Werte und Zusammenhänge identifiziert werden. Nichtsdestotrotz sollte der Probenquerschnitt für zukünftige Untersuchungen und andere Blechpaketkonfigurationen vergrößert werden. Im Falle der losen Bleche ist keine signifikante Interaktion zwischen ν_{12} und σ_{11} zu erkennen. Durch den zusätzlichen Backlack verdreifacht sich der Initialwert. Zudem nimmt dieser mit steigender Verpressung zu und konvergiert gegen die Poissonzahl des Blechs bzw. des Lacks.

Fazit

Die experimentelle Charakterisierung der Blechpakete zeigte, dass neben der Steifigkeit in Stapelrichtung auch die Torsionssteifigkeit von der Kompression des Pakets abhängt. Dies trifft auch auf die Poissonzahl zu, falls die Bleche zusätzlich mit Backlack miteinander verklebt sind. In diesem Fall interagiert E_1 auch mit der Temperatur. Da das Materialverhalten maßgeblich von der Blechdicke, Anhang C.1.3, und Beschichtung bestimmt wird, wurden Prüftechniken eingeführt, die es ermöglichen die Kennwerte sowie Wirkzusammenhänge einer gewünschten Blechpaketkonfiguration zu ermitteln. Im vorliegenden Anwendungsfall werden die Blechpakete während der Herstellung stärker verpresst

als im Betrieb, wodurch sich der Modellierungsumfang auf den Spannungs-Dehnungs-Verlauf nach dem Erreichen des maximalen Lastniveaus reduziert. Hierbei werden die bei der Be- und Entlastung entstehenden Hystheresen durch eine Regressionsfunktion approximiert, sodass sich der in Abbildung 2.15 dargestellte und zu modellierende Umfang ergibt.

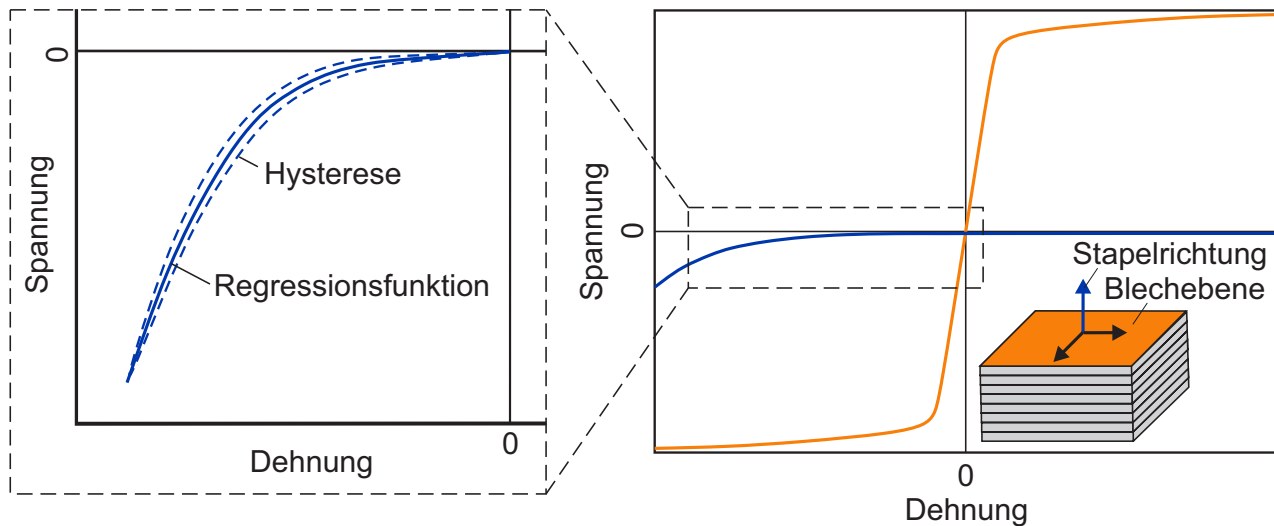


Abbildung 2.15.: Modellierungsumfang: unterschiedliches Steifigkeitsverhalten in Blechebene und Stapelrichtung.

2.2.2 Modellierung der transversal isotropen vorspannungsabhängigen Materialeigenschaften

Nachdem das abzubildende Werkstoffverhalten festgelegt wurde, werden geeignete Modellierungsansätze entwickelt und diese numerisch in ANSYS implementiert. Anstelle der detaillierten Auflösung der einzelnen Bleche werden homogene Ersatzmaterialien, die das Werkstoffverhalten der heterogenen Struktur abbilden, verwendet, um in frühen Projektphasen Aussagen treffen und Konzepte bewerten zu können. Hierbei besteht die Herausforderung in der Berücksichtigung der vorspannungsabhängigen Materialparameter sowie unterschiedlichen Größenordnungen der Steifigkeiten in Blechebene und Stapelrichtung, Abbildung 2.15. Dies bildet eine herkömmliche isotrope Modellierung auf Basis der Einzelblechkennwerte nicht ab.

Modellierungsansatz

Im Gegensatz zur konventionellen isotropen Modellierung wird ein transversal isotropes Materialgesetz, dessen Materialkonstanten in Vorzugsrichtung mithilfe von Feldvariablen sowie abschnittsweise definierter Funktionen modelliert werden, vor. Die Eigenschaften eines jeden Elements werden am Ende jeder Iteration in Abhängigkeit der jeweils vorliegenden Kompression in Stapelrichtung aktualisiert. Die lineare Elastizitätstheorie für orthotrope Materialien [43] bildet die Grundlage für die entwickelten Modellierungs- und Implementierungsansätze. Der in Gleichung 2.46 eingeführte Elastizitätstensor kann anhand der Elastizitätsmoduln E_i , Schubmoduln G_{ij} und Querkontraktionszahlen ν_{ij} mit $i, j = 1$ bis 3 berechnet werden, Gleichung 2.67-2.73.

Die im vorherigen Abschnitt entwickelten mathematischen Beschreibungen werden in ANSYS Mechanical implementiert. Hierfür werden Feldvariablen definiert und eine Subroutine programmiert, die nach dem folgenden Ablaufdiagramm, Abbildung 2.16, aufgebaut ist. Am Ende eines jeden Substeps, d.h. einer jeden Berechnungsiteration, werden die Materialeigenschaften elementweise auf Basis der jeweils vorliegenden Verzerrung aktualisiert. Hierfür werden die logarithmischen Dehnungen ausgelesen, die Feldvariablen berechnet und neuen Materialkenngrößen zugewiesen.

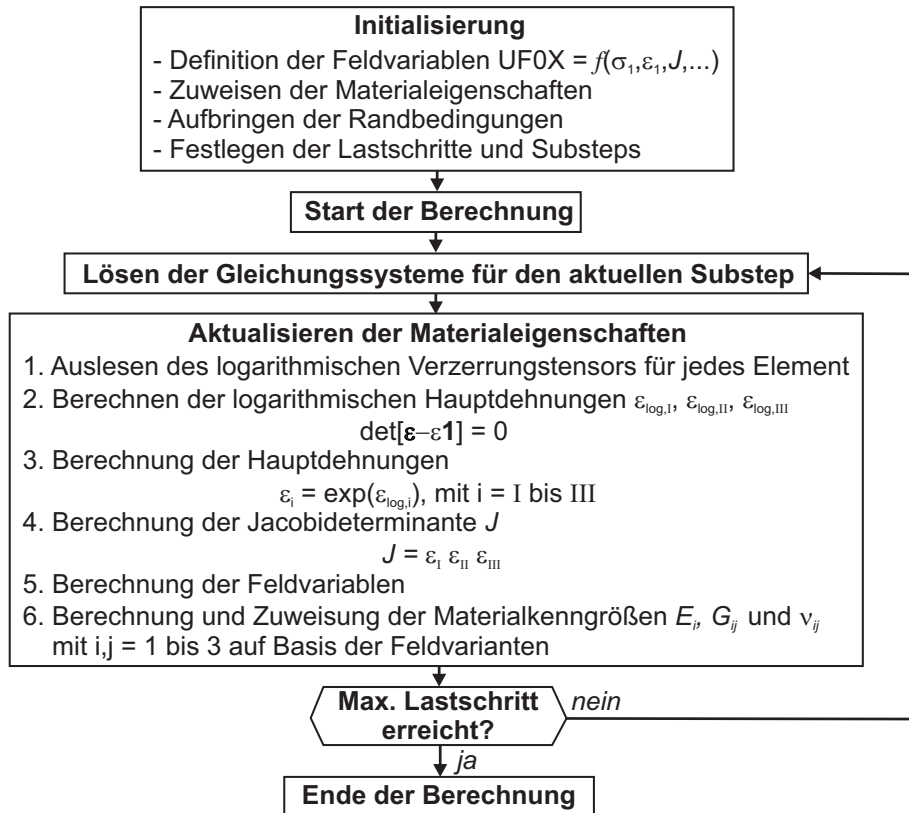


Abbildung 2.16.: Implementierung des transversal isotropen vorspannungsabhängigen Materialmodells.

2.2.3 Parameteridentifikation und Modellvalidierung

Nachdem mathematische Gleichungen zur Beschreibung des vorspannungsabhängigen Materialverhaltens entwickelt und numerisch implementiert wurden, müssen diese parametrisiert und validiert werden. Daher werden die Simulationsergebnisse des in Kapitel 2.2.1 aufgeführten Modellierungsumfangs mit den Messdaten abgeglichen. Zudem wird der Herstellprozess eines Statorblechpakets in der Simulation abgebildet und anhand von experimentell bestimmten Deformationen validiert.

Validierung der Simulationsergebnisse

Abbildung 2.17 veranschaulicht das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des entwickelten Modells und stellt dieses den Ergebnissen einer isotropen Modellierung sowie den Messungen gegenüber.

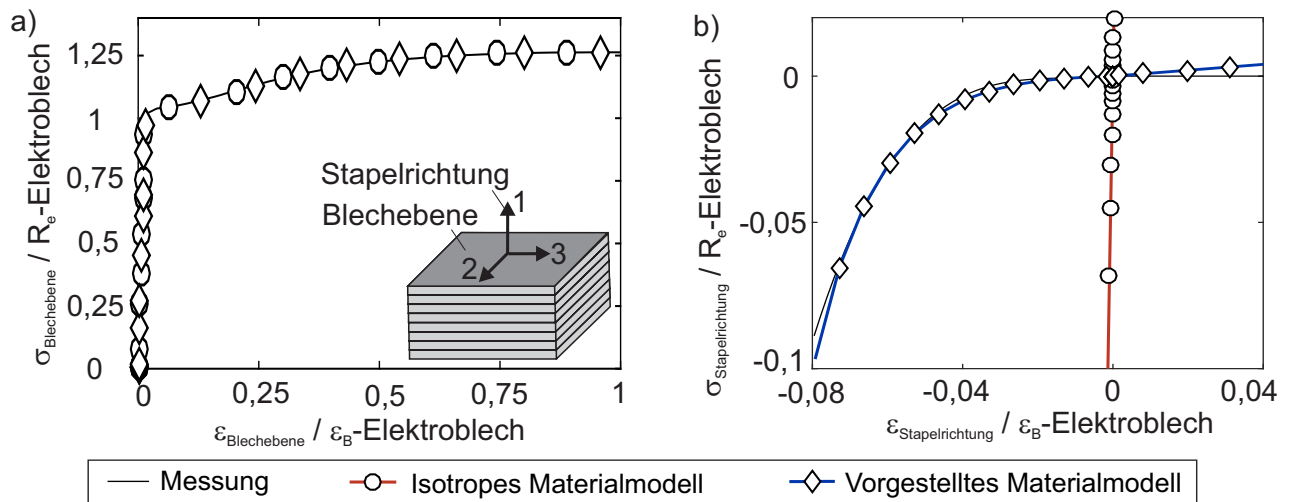


Abbildung 2.17.: Abgleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten in a) Blechebene und b) Stapelrichtung.

Beide Ansätze beschreiben das Werkstoffverhalten in der Blechebene sehr gut, Abbildung 2.17a. Der nichtlineare Verlauf in Stapelrichtung wird jedoch nur von der Modellierung mithilfe von Feldvariablen und abschnittsweise definierter Funktionen zufriedenstellend abgebildet. Es existieren lediglich kleine Abweichungen im Druck- und Zugbereich, Abbildung 2.17b. Erstere befinden sich im Bereich der Hysteresen aus Abbildung 2.15a und sind somit tolerierbar. Letztere könnten durch eine weitere Fallunterscheidung verringert werden, spielen jedoch bei der Auslegung von elektrischen Maschinen eine untergeordnete Rolle.

Einfluss der Schrittweite einer Iteration

Da die numerische Implementierung auf einer Aktualisierung der Materialkenngrößen am Ende eines jeden Substeps basiert, entsteht eine Abhängigkeit der Simulationsergebnisse vom vorliegenden Abstand zwischen zwei Berechnungsiterationen, der sogenannten Schrittweite. Abbildung 2.18 zeigt den Einfluss verschiedener Schrittweiten auf die berechneten Spannungs-Dehnungsverläufe bzw. Steifigkeiten in Stapelrichtung. Die im vorherigen Abschnitt gewählte Schrittweite dient hierbei als Ausgangspunkt. Je größer die Inkremente gewählt werden, desto stärker weichen die simulativ ermittelten Kurven von den Messdaten ab. Daher muss beim Parametrieren und Anwenden des Modells darauf geachtet werden, dass in beiden Fällen eine ähnliche Schrittweite vorliegt. Diese ist zudem so groß wie möglich und klein wie nötig zu wählen, um Ressourcen zu sparen und die Rechenzeit zu minimieren.

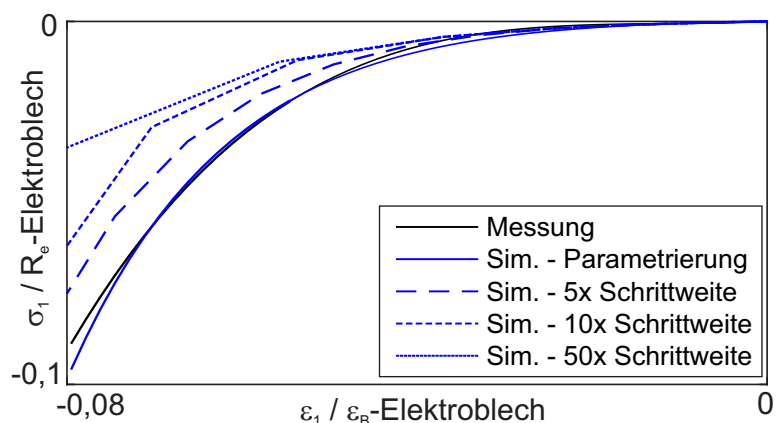


Abbildung 2.18.: Abgleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten: Einfluss der Schrittweite.

Übertragbarkeit auf ein ein Statorblechpaket

Die Übertragbarkeit der Modelle wird am Beispiel eines Stators untersucht. Während dessen Fertigung werden die einzelnen Bleche übereinander gestapelt, mit 200 kN verpresst und anschließend unter einer Vorspannung von 1 MPa an sechs Stellen verschweißt. Hierdurch verformt sich die Stirnfläche des Blechpakets inhomogen. Um die aus der Herstellung resultierende Deformation quantifizieren zu können, werden die Stirnflächen mithilfe einer Koordinatenmessmaschine wie in Abbildung 2.19 dargestellt vermessen. Bei der Datenaufbereitung werden die Schweißnähte als Referenz gewählt, da sich diese nach dem abschließenden Entlasten des Prüflings nicht signifikant längen. Im Zuge der Auswertung wird die Bauteilsymmetrie ausgenutzt und über die beiden Stirnflächen sowie die einzelnen Segmente gemittelt, sodass dem Ergebnis 24 Einzelmessungen zugrunde liegen.

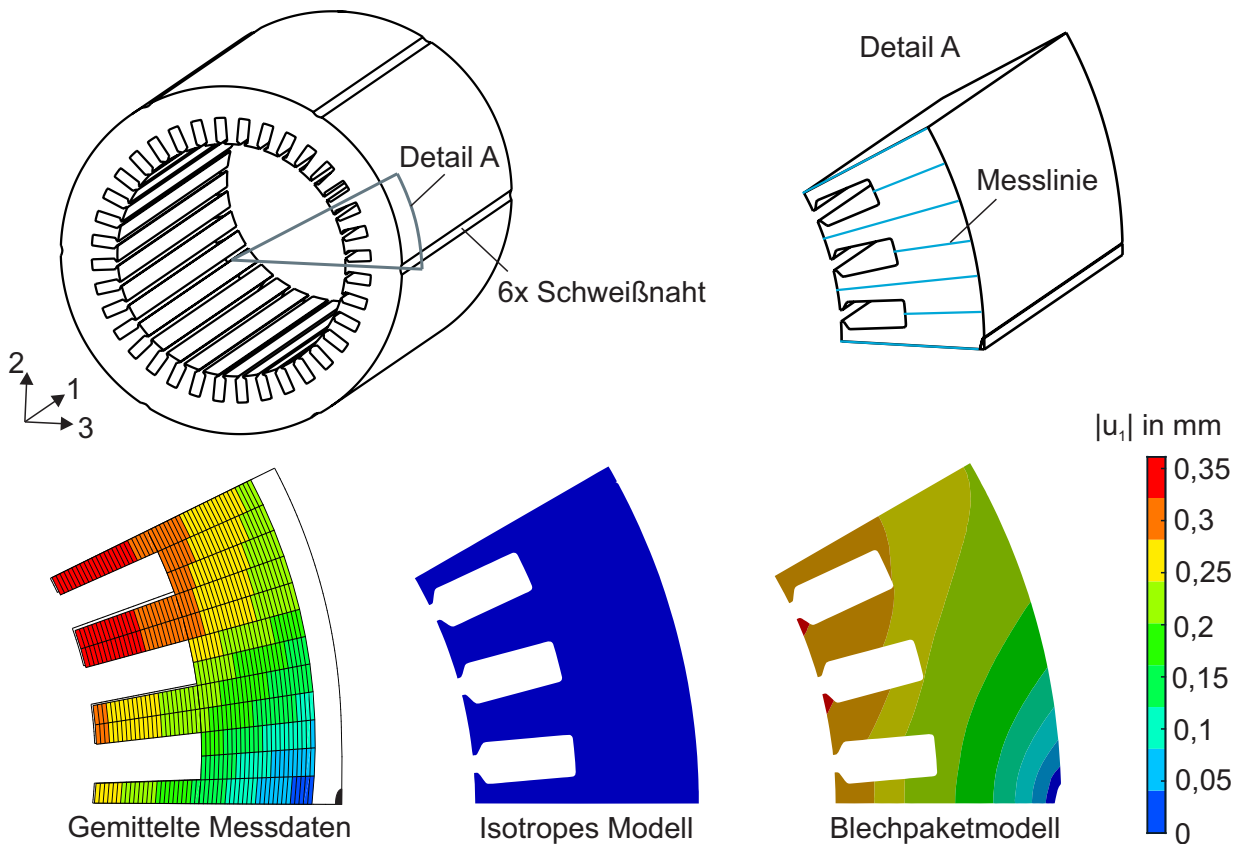


Abbildung 2.19.: Validierung der Blechpaketmodellierung am Beispiel der Herstellung eines Blechpakets.

Die experimentell ermittelte Verschiebung der Stirnfläche in Stapelrichtung u_1 wird den Simulationsergebnissen einer isotropen und vorspannungsabhängigen transversal isotropen Modellierung gegenüber gestellt. Der isotrope Ansatz bildet die Deformation aufgrund der fehlenden Nachgiebigkeit in Stapelrichtung nicht ab. Im Gegensatz dazu stimmen die berechneten Verschiebungsfelder im Falle der entwickelten Materialbeschreibung sehr gut überein, sodass eine gute Modellgüte erreicht werden kann.

Auswirkung der vorspannungsabhängigen Kenngrößen auf die angrenzenden Bauteile

Nachdem die Gültigkeit des vorgestellten Modells auf Blechpaketebene aufgezeigt wurde, soll dessen Einfluss auf die Spannungsverteilung in den angrenzenden Komponenten anhand eines fiktiven Mi-

nimalbeispiels näher untersucht werden. Hierfür wird die Statormontage in das Gehäuse, das durch einen Aluminiumzylinder abstrahiert wird, herangezogen. Im Allgemeinen muss das durch elektromechanische Energiewandlung erzeugte Moment vom Gehäuse abgestützt werden. Im vorliegenden Beispiel soll dies durch eine Presspassung zwischen Stator und Gehäuse realisiert werden. Diese wird durch einen reibungsbehafteten Kontakt mit geometrischen Versatz umgesetzt. Hierbei beträgt das geometrische Übermaß $150\ \mu\text{m}$ und die Vorspannung des Bleckpakets vor dem Fügen $1\ \text{MPa}$. Um die Auswirkung des Modellierungsansatzes auf die in den umliegenden Komponenten vorliegenden Belastungen bewerten zu können, werden die Spannungen im Zylinder ausgewertet, wobei die Rotations-symmetrie bei der Modellierung ausgenutzt wird. Abbildung 2.20 zeigt das freigeschnittene Simulationsmodell sowie die im Aluminiumzylinder infolge des Statorfügens vorliegenden VON MISES Vergleichsspannung. Die Darstellung der Deformation ist hierbei 14-fach überhöht.

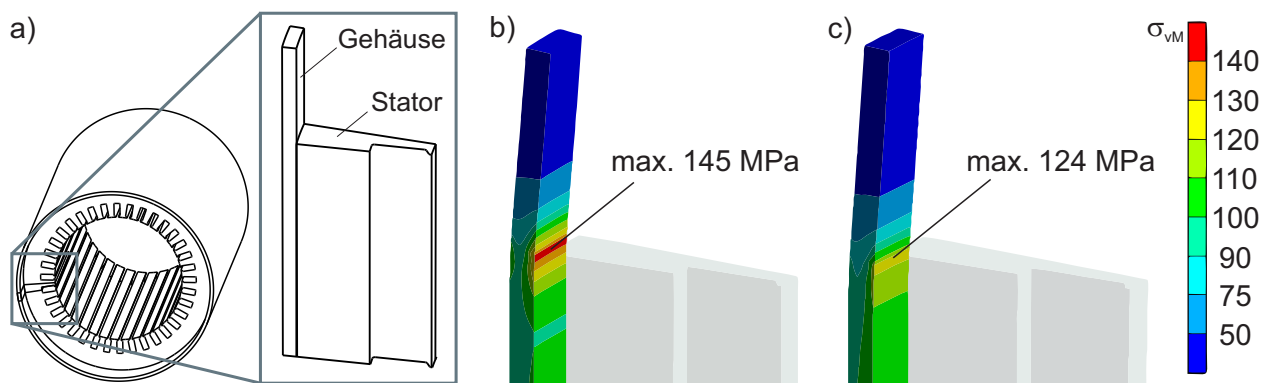


Abbildung 2.20.: a) Freigeschnittenes Simulationsmodell, VON MISES Vergleichsspannung im Zylinder im Falle einer b) isotropen und c) vorspannungsabhängigen transversal isotropen Modellierung.

Falls die vorspannungsabhängigen Kenngrößen sowie die transversale Isotropie nicht berücksichtigt werden und ein isotropes Verhalten zugrunde gelegt wird, entsteht eine Spannungskonzentration im Zylinder im Bereich der Bleckpaketstirnfläche. Hierdurch liegen im Aluminiumzylinder zudem höhere VON MISES Vergleichsspannungen vor. Hieraus resultiert das Risiko einer Überdimensionierung der angrenzenden Komponenten. Die nichtlinearen Werkstoffeigenschaften in Stapelrichtung beeinflussen die Festigkeit der angrenzenden Komponenten maßgeblich. Folglich ermöglicht das entwickelte und validierte Materialmodell eine optimale E-Maschinenauslegung.

2.3 Kupferwicklung

Neben den Bleckpaketeigenschaften spielt das Werkstoffverhalten der Kupferwicklungen bei der Auslegung elektrischer Maschinen eine zentrale Rolle. Daher wird dieses im folgenden Kapitel experimentell und numerisch auf Basis der Einzelkomponenten sowie als Verbund charakterisiert. Des Weiteren werden geeignete Berechnungsmodelle ausgewählt, parametrisiert, implementiert und validiert.

2.3.1 Materialeigenschaften der Einzelkomponenten

Bevor die Kupferwicklung näher untersucht wird, werden die Eigenschaften der einzelnen Bestandteile des Verbundwerkstoffes aufgezeigt sowie modelliert.

Kupferlackdraht

Kupferlackdrähte bestehen in der Regel aus gezogenem Kupfer mit einem Cu-Masseanteil von min. 99,9%, das mit je nach Anwendungsfall und Anforderung mit verschiedenen Lacksystemen elektrisch isoliert ist. Die Beschichtung wird hierbei in mehreren Schichten aufgebracht und eingebrannt. Für das Versuchsprogramm wird Cu-ETP Draht herangezogen, der mit einem Polyetherimid (PEI) Basecoat und Polyamidimid (PAI) Topcoat ummantelt ist. Die einzelnen Lackschichten werden für die Modellierung als homogene Schicht mit gemeinsamen integralen Eigenschaften betrachtet. Die Spannungs-Dehnungs-Diagramme des eingesetzten Lackdrahts, Lacksystems und Cu-ETPs sowie ein Schnittbild quer zur Drahtachse sind in Abbildung 2.21 dargestellt.

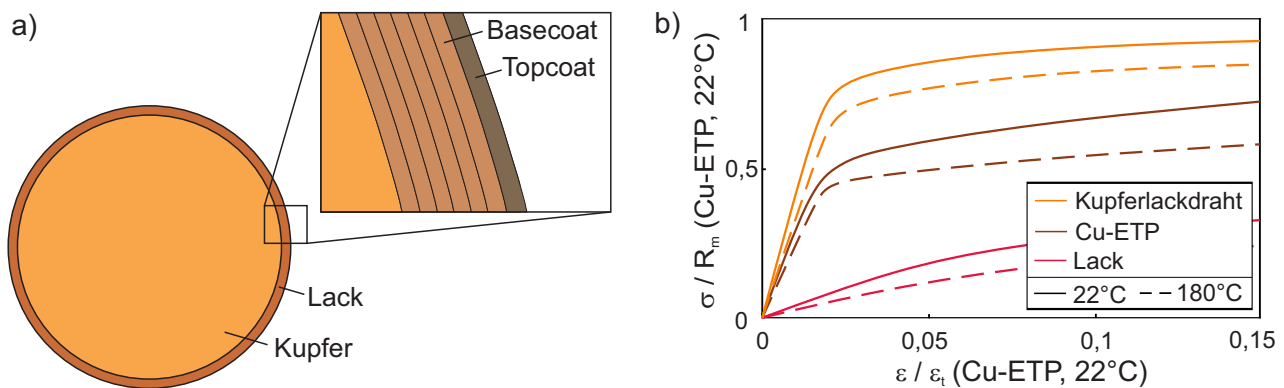


Abbildung 2.21.: a) Schnittbild quer zur Drahtachse, b) Spannungs-Dehnungs-Diagramme des Kupferdrahts, Cu-ETPs und Lacksystems.

Die Eigenschaften der homogenisierten Beschichtung wurden hierbei durch *revers engineering* ermittelt. Alle Materialien besitzen bei 180°C höhere Bruchdehnungen, jedoch niedrigere Streckgrenzen und Elastizitätsmodule im Vergleich zu den Werten bei Raumtemperatur. Die dargestellten Werkstoffverhalten werden nachfolgend elastisch plastisch mithilfe einer isotropen Verfestigung und Fließbedingung nach VON MISES abgebildet. Analog zum Elektroblech wäre aus der in Kapitel 2.2.2 aufgelisteten Begründung auch eine kinematische Verfestigung denkbar.

Kunststoffmatrix

Bei der verwendeten Kunststoffmatrix handelt es sich um eine mit anorganischen Harzträgern gefüllte Epoxidharz-Formmasse, die mit kurzen Glasfasern und -perlen verstärkt ist. Nachfolgend wird aufgrund der wenige Mikrometer großen Füllstoffe ein isotropes Werkstoffverhalten angenommen. Der zu den Duroplasten gehörige Werkstoff weist im Gegensatz zu Thermoplasten und Elastomeren engmaschig vernetzte Molekülketten, die nur irreversibel gelöst werden können [45], auf, Abbildung 2.22. Hieraus resultieren eine hohe Wärmeform-, Chemikalien- und Alterungsbeständigkeit [46]. Des Weiteren besitzt die Kunststoffmatrix hohe Steifigkeiten und thermische Leitfähigkeiten sowie einen geringen Schwund [47].

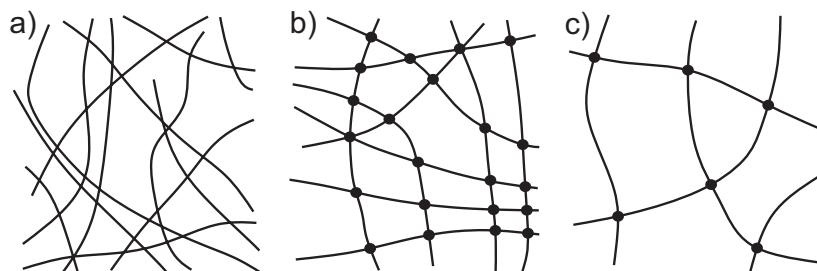


Abbildung 2.22.: Molekülstruktur der a) Thermoplaste, b) Duroplaste und c) Elastomere nach [44].

Kunststoffe zeigen im Allgemeinen ein von der Verformungsgeschwindigkeit abhängiges Werkstoffverhalten, das je nach Werkstoffbeschaffenheit unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Das dehnratenabhängige Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Formmasse und von Polymethylmethacrylat (PMMA), das zur Gruppe der Thermoplasten zählt, ist in Abbildung 2.23 dargestellt.

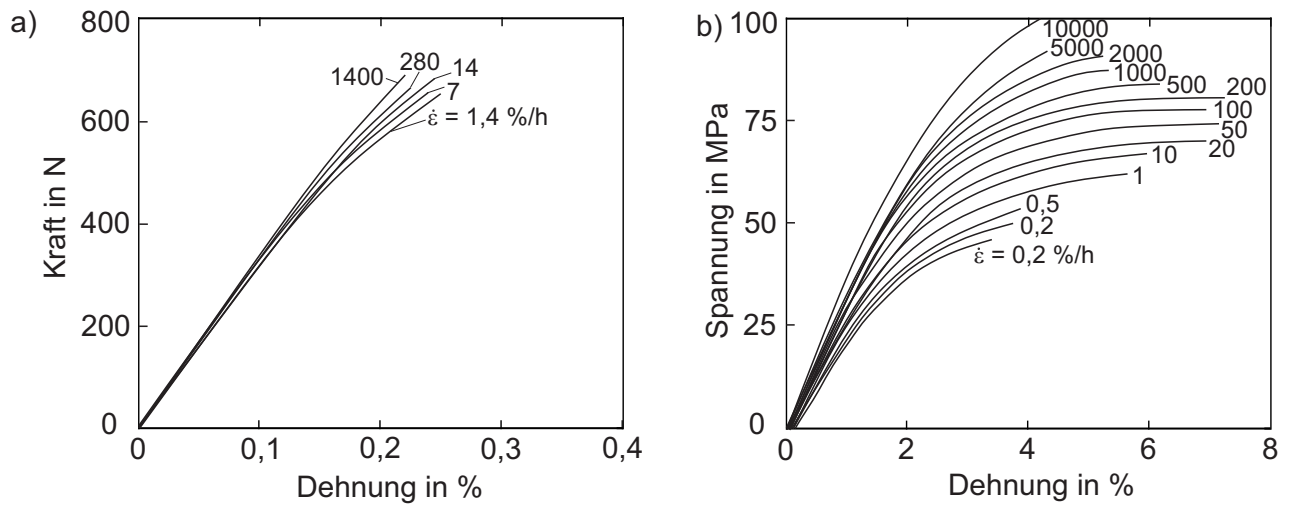


Abbildung 2.23.: Spannungsdehnungsdiagramme bei RT in Abhängigkeit der Dehnrates für a) die untersuchte Kunststoffmatrix und b) Polymethylmethacrylat (PMMA) nach [48].

In beiden Fällen nimmt die Steigung der Graphen mit zunehmender Dehnrates zu. Der Spannungs-Dehnungs-Verlauf der Kunststoffmatrix zeigt im Gegensatz zu Thermoplasten und Elastomeren eine geringere Verformungsgeschwindigkeitsabhängigkeit. Je höher die Zuggeschwindigkeit ist, desto höher sind die Bruchspannung und das Elastizitätsmodul des PMMA [48]. Diese Kennwerte werden im Falle der Formmasse nicht signifikant beeinflusst. Deren Berechnungs- und Bewertungsmodelle werden im Rahmen der Arbeit für eine Dehnrates von 14 %/h entwickelt und validiert.

Neben der Verformungsgeschwindigkeit beeinflussen die Temperatur und der Spannungszustand das Werkstoffverhalten. Hierbei interagieren die mechanischen Eigenschaften mit der Temperatur und der Belastungsart. Abbildung 2.24 zeigt die Ergebnisse von Zug- und Druckversuchen bei -40°C , Raumtemperatur sowie 180°C . Mit steigender Temperatur steigt die Beweglichkeit der Molekülketten an und die Van-der-Waals-Kräfte, die diese zusätzlich zusammenhalten [49], nehmen ab [48]. Hierdurch erweicht die Formmasse, sodass das Elastizitätsmodul und die Bruchspannung abfallen, wohingegen die Bruchdehnung ansteigt. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten der beiden Belastungsarten unterscheidet sich maßgeblich voneinander, was spezifisch für Kunststoffe ist und auf deren Morphologie zurückgeführt werden kann [50]. Das E-Modul zeigt keine Wechselwirkung mit der Belastungsart, wohingegen höhere Festigkeitskennwerte unter Druckbelastung erzielt werden. Dies begründet sich mit einer Verdichtung der Molekülketten und Füllstoffe.

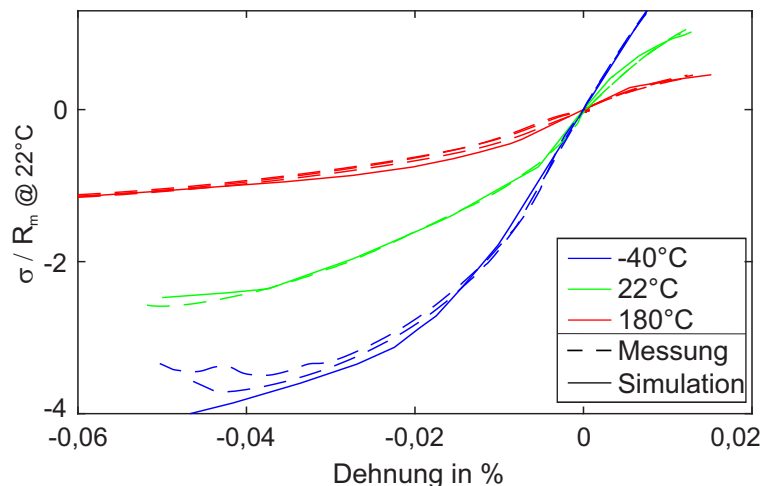


Abbildung 2.24.: Kunststoffmatrix: gemessene und berechnete Spannungs-Dehnungs-Kurven für RT, -40°C und 180°C .

Zudem werden Mikrorisse durch die Kompression wieder geschlossen und deren Wachstum behindert. Die identifizierte Zug-Druck-Asymmetrie gilt es numerisch abzubilden. Hierfür wird das in Kapitel 2.1.4 vorgestellte DRUCKER PRAGER Modell verwendet und anhand der Messdaten parametrisiert. Die berechneten und experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Verläufe sind in Abbildung 2.24 dargestellt und stimmen sehr gut überein.

2.3.2 Numerische Homogenisierung

Nachdem die Grundbestandteile der Kupferwicklung modelliert und validiert worden sind, werden die Ersatzigenschaften des Verbundes numerisch ermittelt. Dieser weist entlang des Drahtverlaufs eine Vorzugsrichtung auf, wobei senkrecht zu dieser aufgrund der Fertigungseinflüsse und -toleranzen eine ungeordnete Drahtverteilung vorliegt. Dies veranschaulicht Abbildung 2.25 in Form eines Schnittbildes senkrecht zur Drahtachse.

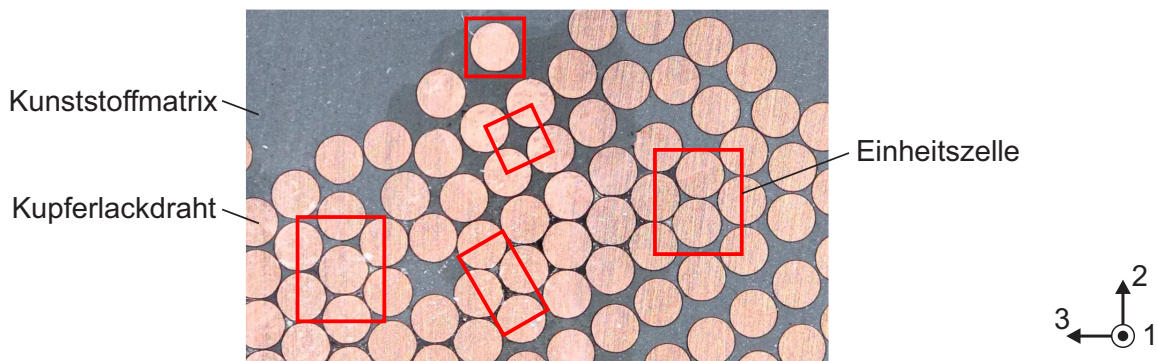


Abbildung 2.25.: Schnittbild durch eine Kupferwicklung senkrecht zum Drahtverlauf [51].

Die grundlegende Komposition der Kupferwicklungen ähnelt dem Aufbau von unidirektional verstärkten Kunststoffen, unterscheidet sich jedoch hinsichtlich deren Gestalt und Eigenschaften. Tabelle 2.1 listet einen Ausschnitt der differenzierenden Merkmale auf.

Kenngroße	Verhältnis Kupferdraht zu Kohle- bzw. Glasfaser
Durchmesser	> 160
Steifigkeit	~ 0,28
Bruchdehnung	~ 27
Zugfestigkeit	0,05
Dichte	~ 5

Tabelle 2.1.: Kenngößenvergleich: Kupferdrähte vs. Kohle- bzw. Glasfaser

Die mikroskopischen Fasern weisen einen mindestens drei Größenordnungen kleineren Durchmesser sowie ein Fünftel der Drahtdichte auf. Die Steifigkeit sowie Zugfestigkeit der Kupferdrähte beträgt hingegen lediglich einen Bruchteil der Faserkennwerte. Des Weiteren unterscheidet sich deren Werkstoffverhalten grundlegend. Kupferdrähte verhalten sich duktil, wohingegen Kohle- und Glasfasern spröde sind.

Bisherige Arbeiten [52–54] wenden die aus dem Bereich der unidirektional verstärkten Kunststoffe bekannten analytischen oder numerischen Homogenisierungsverfahren an und bestimmen die linear elastischen oder dynamischen Eigenschaften des Verbundes. Trotz der chaotischen Lage lassen

sich Einheitszellen, die periodisch wiederkehrend angeordnet werden können, identifizieren, Abbildung 2.25. Diese bilden die Basis für die Ermittlung der homogenen Ersatzkennwerte und werden auch repräsentative Volumenelemente (RVE) genannt. Um jedoch eine möglichst hohe Prognosegüte bei der Durchführung des Festigkeitsnachweises erreichen zu können, muss das transversal isotrope nichtlineare Werkstoffverhalten abgebildet werden. Dieses ist für Kupferwicklungen noch nicht umfassend charakterisiert, mathematisch beschrieben und validiert worden. Diese Lücke soll nachfolgend mithilfe numerischer elastisch plastischer RVEs geschlossen werden. Zudem werden im Gegensatz zur bisherigen numerischen Homogenisierung der Kupferwicklungen die jeweiligen Einheitszellen nicht separat betrachtet, sondern der Mittelwert aus den Kennwerten der einzelnen Drahtanordnungen gebildet. Hierdurch soll der Einfluss der fertigungsbedingten Streuung minimiert werden. Neben dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten wird die thermische Ausdehnung des Verbundwerkstoffes auf Basis der Einzelkomponenten berechnet.

Die ermittelten Kenngrößen werden in Abhängigkeit des Fasergehalts ϕ beschrieben. Dieser wird auch Füllgrad genannt und beinhaltet den Quotient aus kumulierter Faserquerschnittsfläche A_f und der Gesamtquerschnittsfläche des Verbundwerkstoffes A_V , Gleichung 2.76.

$$\phi = \frac{\text{Querschnittsfläche der Fasern}}{\text{Gesamtquerschnittsfläche}} = \frac{A_f}{A_V} \quad (2.76)$$

Abschätzen des elastisch plastischen Werkstoffverhaltens

Analytische Homogenisierungsverfahren [54–58] zeichnen sich durch eine hohe Modellgüte und einen geringen Ressourcenbedarf aus, falls die linear elastischen oder viskoelastischen Verbundeigenschaften abgeschätzt werden sollen. Eine Beschreibung der Plastizität wurde auf Basis der Tangenten oder Sekanten des Spannungs-Dehnungsverlaufs entwickelt. Bei Ersterem wird das nichtlineare Werkstoffverhalten des Verbunds schrittweise berechnet, indem der effektive Steifigkeitstensor, der anhand der Tangentensteifigkeiten der Einzelkomponenten ermittelt wird, entlang des Lastpfades integriert wird [59–62]. Letzterem wird im Gegensatz dazu die Sekantensteifigkeitstensoren zu Grunde gelegt [63–65]. Das analytische Beschreiben der Ver- bzw. Entfestigung unter Berücksichtigung der im vorherigen Abschnitt beschriebenen Zug-Druck-Asymmetrie gestaltet sich jedoch aufwendig und die Prognosefähigkeit sinkt.

Abhilfe bieten in diesem Fall numerische RVEs. Hierbei werden die in Abbildung 2.25 identifizierten Einheitszellen modelliert und mit den in Abbildung 2.26 exemplarisch dargestellten Randbedingungen versehen. Diese unterscheiden sich für die Bestimmung der Elastizitätskonstanten und des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs.

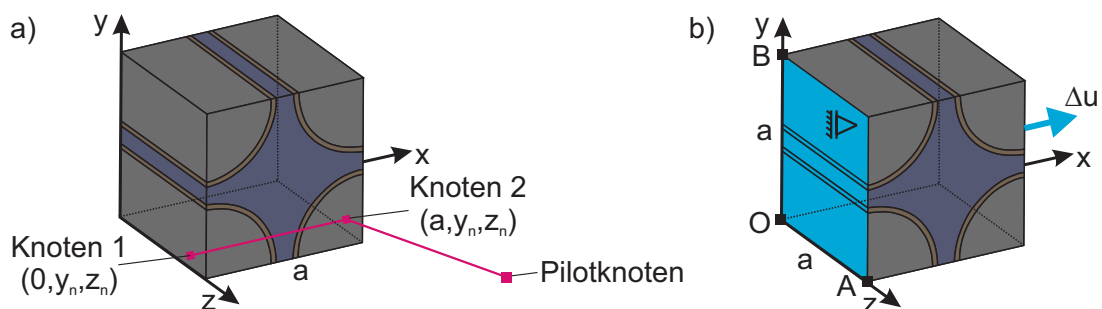


Abbildung 2.26.: Exemplarische RVE Randbedingungen zur Bestimmung a) der Elastizitätskonstanten nach [52] und b) des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs nach [66].

Für das Abschätzen der homogenen Ersatzsteifigkeiten werden die Einheitszellen mit periodischen Randbedingungen, welche die jeweils gegenüberliegenden Seiten miteinander koppeln, versehen. Zudem wird eine äußere Last in Form einer homogenen Dehnungs- oder Spannungsverteilung aufgebracht. Diese wird über einen Pilotknoten n , der sechs Freiheitsgrade besitzt und mit den Seitenflächen verbunden ist, eingeleitet. Die zusätzlichen drei translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade des Pilotknotens werden benötigt, da das System ansonsten überbestimmt wäre und die infolge der äußeren Last auftretende Dehnung durch die periodischen Randbedingungen nicht abgebildet werden könnte. Die resultierenden inneren Spannungs- und Dehnungsverteilungen sowie deren auf die Seitenfläche bezogenen Mittelwerte $\bar{\sigma}$ und $\bar{\varepsilon}$ bilden die Grundlage für die Berechnung der effektiven Steifigkeitsmatrix K , die nach Gleichung 2.77 berechnet wird.

$$\bar{\sigma}_{ij} = K_{ijkl} \bar{\varepsilon}_{ij} \quad (2.77)$$

Um das Gleichungssystem lösen und die Materialkonstante ermitteln zu können, müssen sechs voneinander unabhängige Lastfälle in Form von Einheitslasten berechnet werden. Abbildung 2.26a zeigt exemplarisch an zwei Knoten die Randbedingungen für eine Einheitslast in x-Richtung. Das zugehörige Gleichungssystem lautet wie folgt, Gleichung 2.78-2.80.

$$0 = u_x(a, y_n, z_n) - u_x(0, y_n, z_n) - k_x u_x \quad (2.78)$$

$$0 = u_x(a, y_n, z_n) - u_x(0, y_n, z_n) - k_{xy} u_{xy} \quad (2.79)$$

$$0 = u_x(a, y_n, z_n) - u_x(0, y_n, z_n) \quad (2.80)$$

Die Materialkonstanten werden mithilfe der Energiebilanz, Kapitel 2.1.3, berechnet. Die Änderung der inneren Energie entspricht der zugeführten äußeren Wärme und Arbeit, Gleichung 2.81.

$$0 = \frac{1}{2} \int_V \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} dV + \int_u R_{ij} du_{ij} \quad (2.81)$$

Durch Einsetzen von Gleichung 2.77 in Gleichung 2.81, das Verwenden einer Einheitsverschiebung $e_{ij} = 1$, kann K für jeden Lastfall anhand der Reaktionskraft R_{ij} berechnet werden, Gleichung 2.82 und 2.83.

$$0 = K_{ijkl} \bar{\varepsilon}_{ij}^2 V + R_{ij} u_{ij} \quad (2.82)$$

$$K_{ijkl} = \frac{R_{ij}}{V} \quad (2.83)$$

Für die Bestimmung der elastisch plastischen Spannungs-Dehnungs-Diagramme in Drahrichtung und senkrecht zu dieser werden die in Abbildung 2.26b für den einachsigen Zugversuch in x-Richtung exemplarisch dargestellten Randbedingungen aufgebracht, Gleichung 2.84-2.89.

$$u\{plane(x=0, y, z)\} = 0 \quad (2.84)$$

$$u\{plane(x=a, y, z)\} = \Delta u \quad (2.85)$$

$$v\{point A(0, 0, a)\} = 0 \quad (2.86)$$

$$v\{point O(0, 0, 0)\} = 0 \quad (2.87)$$

$$w\{point O(0, 0, 0)\} = 0 \quad (2.88)$$

$$w\{point B(0, a, 0)\} = 0 \quad (2.89)$$

Bei u , v und w handelt es sich um die aufgebrachten Verschiebungen in die einzelnen Raumrichtungen x , y und z . Der Wert der gewünschten Verschiebung wird mit Δu bezeichnet.

Die Kennwerte und Spannungs-Dehnungsverläufe der einzelnen Einheitszellen werden anschließend gemittelt, um das Werkstoffverhalten der Kupferwicklung durch ein homogenes Ersatzmaterial approximieren zu können. Die resultierenden Verläufe werden mithilfe eines anisotropen elastisch plastischen Materialgesetzes beschrieben. Das homogene Ersatzmodell besteht aus einer transversal isotropen Elastizität, die mit der Fließbedingung nach HILL kombiniert wird. Die zugehörigen mathematischen Beziehungen sind in Gleichung 2.47 und 2.60 zu finden.

Sensitivitätsanalysen

Vor der Validierung der Vorgehensweisen werden mithilfe der numerischen RVEs Einflussfaktoren auf die Verbundeigenschaften untersucht, um die experimentellen Ergebnisse besser interpretieren zu können.

Elastizitätskonstanten

Es werden mithilfe der in Abbildung 2.26a dargestellten Einheitszelle die Interaktionen zwischen Temperatur, Füllgrad und Steifigkeit exemplarisch für eine Kunststoffmatrix mit einer Glasübergangstemperatur T_g von 50°C analysiert. Im Folgenden wird sich auf die Steifigkeiten in Faserrichtung E_1 und quer zu dieser E_2 sowie das Schubmodul G_{12} beschränkt. Weitere Parameterstudien der Elastizitätskonstanten sind [67] zu entnehmen. Abbildung 2.27 beinhaltet die simulativ abgeleiteten Kennfelder für Füllgrade von 0,50 bis 0,65 und Temperaturen von -40°C bis 180°C .

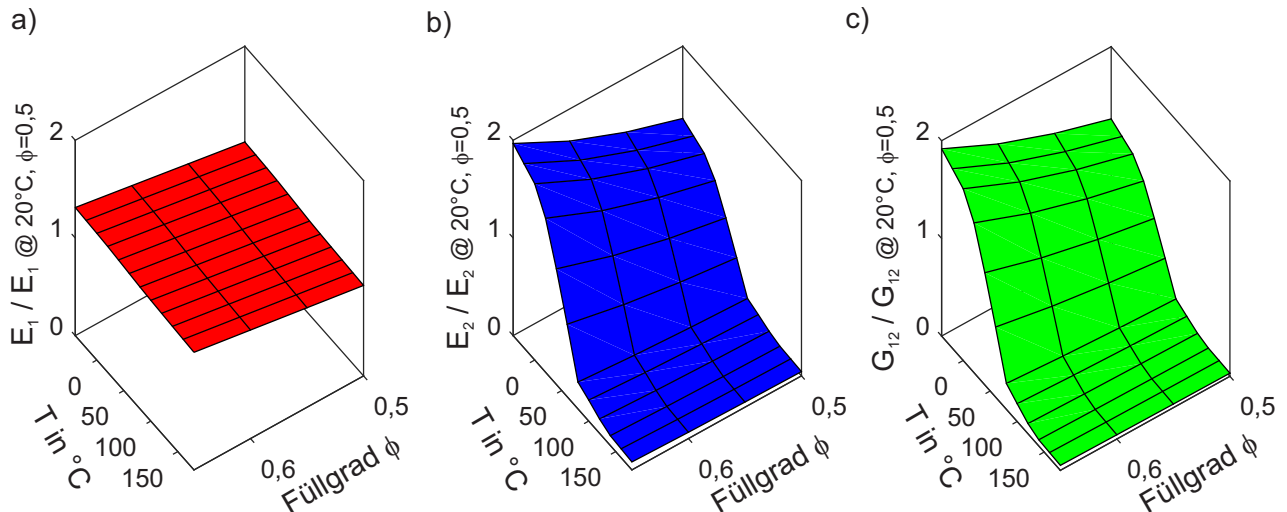


Abbildung 2.27.: a) E_1 -, b) E_2 - und c) G_{12} -Kennfeld über Temperatur und Füllgrad nach [67].

Für alle Kenngrößen gilt, dass diese umso größer sind, je höher der Füllgrad ist. E_1 wird vorrangig von den Kupfereigenschaften bestimmt und nicht signifikant von der Temperatur beeinflusst. E_2 und G_{12} zeigen hingegen eine starke Wechselwirkung mit der Temperatur. Sobald sich diese im Bereich der Glasübergangstemperatur befindet, fallen die Materialkennwerte stark ab. Wird T_g überschritten, so nähern sich die beiden Materialkonstanten den Matriceigenschaften an und die Interaktion mit dem Kupferanteil verringert sich.

Elastisch plastisches Materialverhalten

Das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten wird in Abhängigkeit der Kunststoffsteifigkeit und des Füllgrads für unterschiedliche Drahtanordnungen ermittelt. Hierbei wird sich auf Belastungen quer zur Drahtrichtung beschränkt, da das Verhalten in Drahtrichtung maßgeblich vom Kupferdraht vorgegeben wird, Abbildung 2.27, und die Gestalt der Einheitszelle eine untergeordnetere Rolle spielt. Des Weiteren werden die Zusammenhänge exemplarisch für Drucklasten und einem Drahtdurchmesser von 1,4 mm untersucht. Tabelle 2.2 beinhaltet die für die Sensitivitätsanalysen verwendeten Einheitszellen.







Anordnung	Bezeichnung	Bild	Abmessungen in mm	
			Füllgrad 0,30	Füllgrad 0,55
Quadratisch innen	Quad _i		1,7 x 1,7 x 1,6	2,3 x 2,3 x 1,6
Quadratisch außen	Quad _a		1,7 x 1,7 x 1,6	2,3 x 2,3 x 1,6
Quadratisch II	Quad _{II}		2,4 x 2,4 x 1,6	3,2 x 3,2 x 1,6
Hexagonal	Hex		1,8 x 3,1 x 1,6	2,0 x 5,1 x 1,6
Zufall I	Rand _I		3,0 x 3,7 x 1,6	3,0 x 6,8 x 1,6
Zufall II	Rand _{II}		3,0 x 3,7 x 1,6	3,0 x 6,8 x 1,6

Tabelle 2.2.: Sensitivitätsanalysen: Drahtanordnungen und Dimensionen der verwendeten RVE.

Abbildung 2.28b veranschaulicht für einen Füllgrad von 0,55 die σ - ε -Verläufe zweier unterschiedlicher Kunststoffmatrizen, wobei Matrix 1 ein um Faktor 5 höheres E-Modul aufweist als Matrix 2. Falls der Kunststoff hohe Elastizitäts- und Schubmodule aufweist, liegen die Kurven des Verbundwerkstoffes nahezu übereinander. Aus niedrigeren Kennwerten resultieren hingegen eine Abhängigkeit des Werkstoffverhaltens von der Drahtanordnung und ein größeres Streuband.

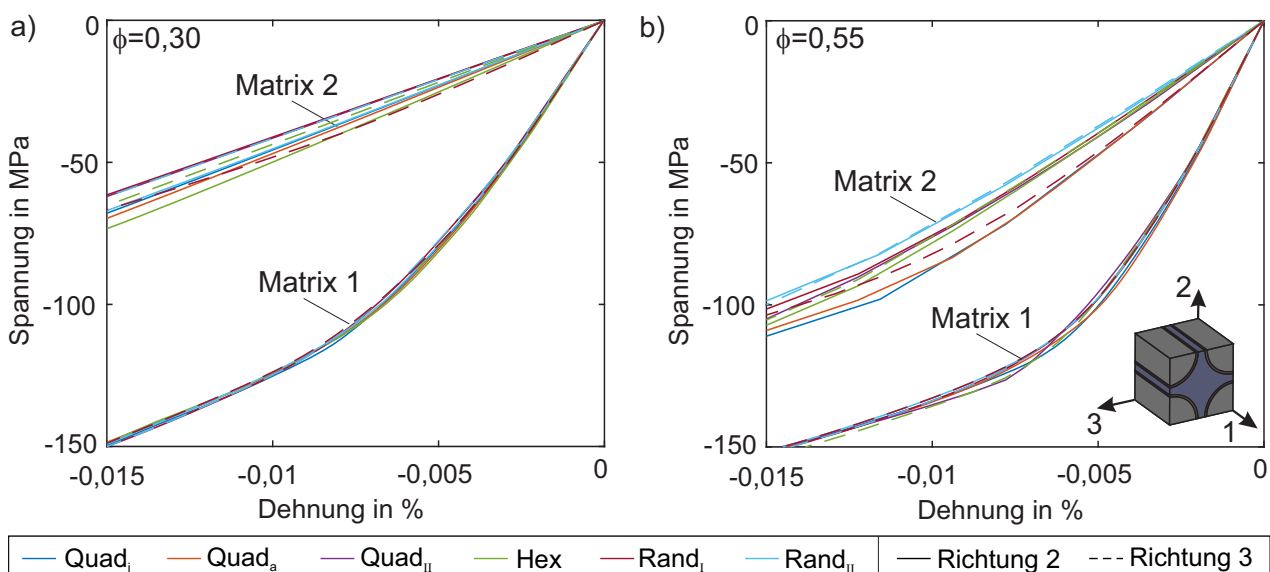


Abbildung 2.28.: Spannungs-Dehnungs-Kurven in Abhängigkeit der Drahtanordnung und des Füllgrads, a) $\phi = 0,30$ und b) $\phi = 0,55$.

Die Auswirkung des Füllgrades auf die Spannungsantwort wird aufgezeigt, indem die bisherigen Zusammenhänge für $\phi = 0,30$ anstelle von $\phi = 0,55$ ermittelt werden, Abbildung 2.28a. Je niedriger der Füllgrad ist, desto kleiner ist das Streuband zwischen den einzelnen Konfigurationen und desto flacher verlaufen die Kurven.

Abschätzen der Wärmedehnungen

Elektrische Maschinen sind einem breiten Temperaturspektrum von -50°C bis zu 250°C ausgesetzt, sodass neben den Steifigkeiten die thermische Ausdehnung der einzelnen Komponenten sowie des Verbundes bei der Auslegung eine wichtige Rolle spielen. Hierbei weicht der thermische Ausdehnungskoeffizient α der Kunststoffmatrix um bis zu einer Größenordnung vom Wert des Kupferdrahtes ab. In diesem Fall resultiert bei Temperaturbeanspruchung infolge der unterschiedlichen Dehnungen eine unebene Oberfläche, was die Ermittlung der Ersatzkennwerte für die Kupferwicklungen erschwert. Um dies zu vermeiden, wird das Prinzip der einaxialen erzwungenen Wärmedehnungsbehinderung bei Temperaturänderung [68] angewendet und der Prüfling mit den in Abbildung 2.29 dargestellten Randbedingungen [67] versehen.

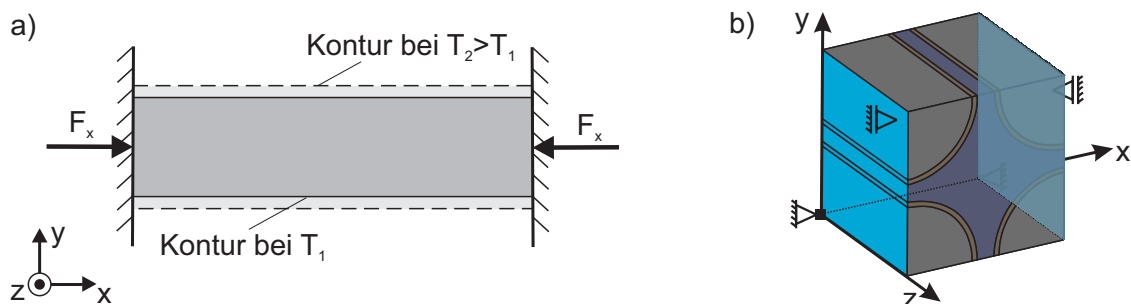


Abbildung 2.29.: a) Prinzip der einaxialen erzwungenen Wärmedehnungsbehinderung nach [68] sowie b) dessen Anwenden auf RVEs nach [67].

Die Dehnung der Probe wird in der Richtung, in der der Kennwert ermittelt werden soll, vollständig behindert, sodass unter Annahme rein elastischer Verformung α_x nach Gleichung 2.90 berechnet werden kann.

$$\alpha_x = -F_x A E_x \Delta T \quad (2.90)$$

Hierbei beinhaltet F_x die in der Einspannung vorliegende Kraft, A den Probenquerschnitt und ΔT die Temperaturdifferenz. Der Elastizitätsmodul E_x wird auf Basis von linear elastischen RVEs mithilfe der im vorherigen Abschnitt vorgestellten Vorgehensweise bestimmt [67].

2.3.3 Experimentelle Charakterisierung und Validierung

Nachdem die numerischen Methoden zur Ermittlung der Ersatzkennwerte vorgeschlagen wurden, werden diese im Folgenden validiert. Das numerisch berechnete elastisch plastische Werkstoffverhalten wird den Versuchsergebnissen von Off-Axis Zug- und Druckversuchen sowie Druckscherversuchen gegenübergestellt. Der Einfluss der Temperatur auf die Elastizität wird mittels DMTA charakterisiert und die abgeschätzten Wärmedehnungen mit den Dilatometer-Messdaten verglichen.

Off-Axis Zug- und Druckversuche (OAZ und OAD)

Neben den herkömmlichen Zug-/Druckversuchen in und quer zur Faserrichtung werden auch sogenannte Off-Axis-Versuche durchgeführt. Hierbei wird der Winkel θ zwischen Traverse und Drahtach-

se variiert und das richtungsabhängige Materialverhalten identifiziert. Zusätzlich wird ein Teil der Probekörper mit Speckle-Muster versehen, wodurch die Verschiebungen sowie Dehnungen an der Bauteiloberfläche während des Versuches mittels optischer Bildkorrelation berechnet werden können. Der Versuchsaufbau sowie das eingesetzte Kamerasystem sind in Abbildung 2.30 dargestellt.

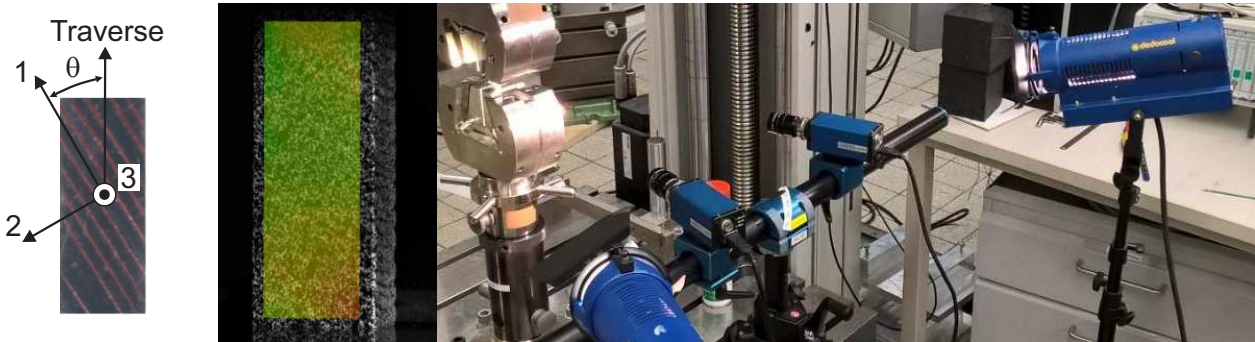


Abbildung 2.30.: Drahtanordnungen (links) und Speckle-Muster (Mitte) der Probekörper, optische Messtechnik (rechts) [51].

Nachfolgend besitzen alle Kupferwicklungen, falls nicht anders vermerkt, einen Füllgrad von 0,55 und die im Rahmen der Sensitivitätsstudien betrachtete Matrix 2. Da sich das Spannungs-Dehnungs-Verhalten für den vorliegenden Matrixwerkstoff und Füllgrad nicht signifikant unterscheiden, wird sich im Folgenden auf das Quad_a-RVE beschränkt. Abbildung 2.31 beinhaltet das gemessene und berechnete Materialverhalten für Belastungen in und quer zur Drahrichtung.

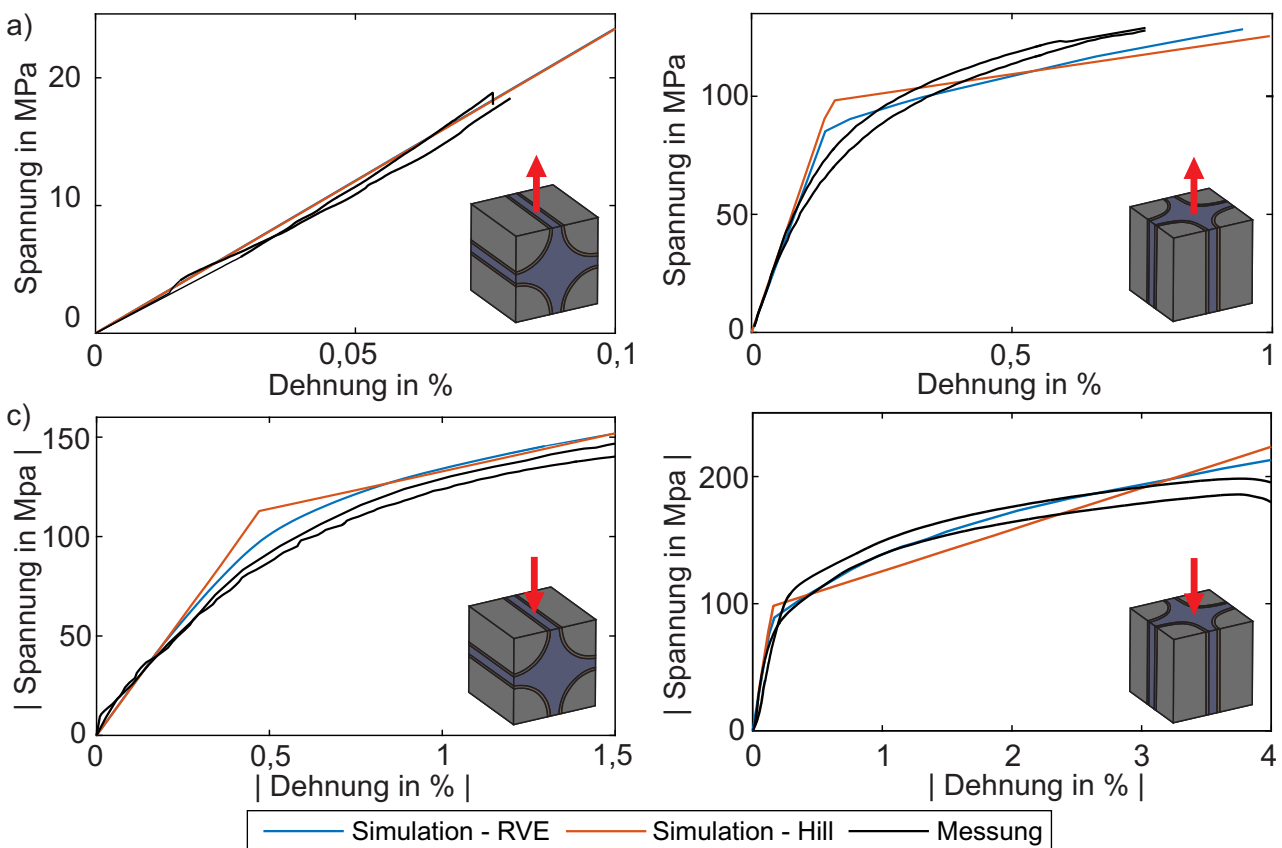


Abbildung 2.31.: Kupferwicklung: Gemessene und berechnete Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Belastungen in (b,d) und quer (a,c) zur Drahrichtung.

Die experimentell ermittelten σ - ε -Verläufen stimmen sehr gut mit den Berechnungsergebnissen der elastisch plastischen Einheitszellen überein. Des Weiteren lassen sich die Materialeigenschaften durch das homogene Ersatzmodell, das sich einer transversal isotropen Elastizität, einer Fließbedingung nach HILL sowie einer bilinearen Verfestigung zusammensetzt, beschreiben.

Zusätzlich werden die Off-Axis Versuche mithilfe der in Tabelle 2.3 aufgeführten RVEs in der Simulation nachgebildet. Hierbei ist bei der Definition der Systemgrenze darauf zu achten, dass sich außer bei der 0° Anordnung kein Draht vollständig im Kraftfluss befindet, da andernfalls die Kennwerte verfälscht würden.

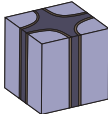


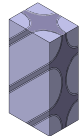
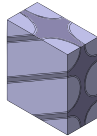
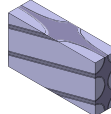
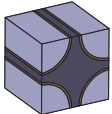
Winkel θ	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
Anordnung							
Länge in mm	1,67	1,73	1,93	2,37	3,35	6,46	1,6
Breite in mm	1,67	1,67	1,67	1,67	1,67	1,67	1,67
Höhe in mm	1,6	12,9	6,69	4,73	3,86	3,46	1,67

Tabelle 2.3.: RVEs zur Simulation der Off-Axis Versuche.

Abbildung 2.32 stellt die empirisch sowie numerisch ermittelten Kennwerte des vom Winkel θ abhängigen Elastizitätsmoduls gegenüber. Die Verbundsteifigkeit weist aufgrund der im Vergleich zu den Kupferdrähten nachgiebigeren Kunststoffmatrix ihr Minimum quer zur Drahtachse und ihr Maximum in Drahtrichtung auf. Des Weiteren fällt $E(\theta)$ im Bereich von $\theta = 0^\circ$ bis 45° ab, wobei anschließend keine signifikanten Änderungen detektiert werden können. Die auf Basis der RVEs prognostizierten Kenngrößen stimmen sehr gut mit den Ergebnissen der Off-Axis Versuche überein. Die vorliegenden Abweichungen sind mit den getroffenen Modellannahmen sowie den Fertigungseinflüssen bei der Probenherstellung zu begründen.

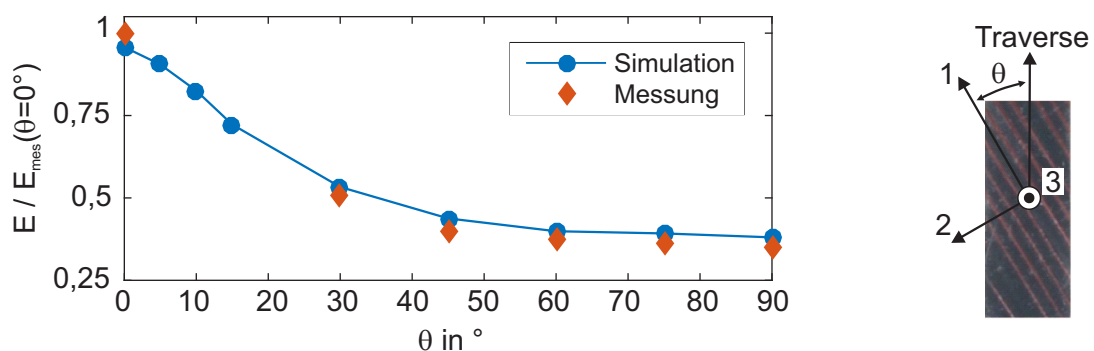


Abbildung 2.32.: Gegenüberstellung von Simulation und Messung: Verbundsteifigkeit $E(\theta)$.

Druckscherversuche

Neben den Off-Axis Versuchen werden Druckscherversuche (*compression shear test (CST)*) durchgeführt, um die numerisch ermittelten Schersteifigkeiten validieren zu können. Hierfür werden würfelförmige Kupferwicklungen und die in Abbildung 2.33 dargestellte Vorrichtung verwendet.

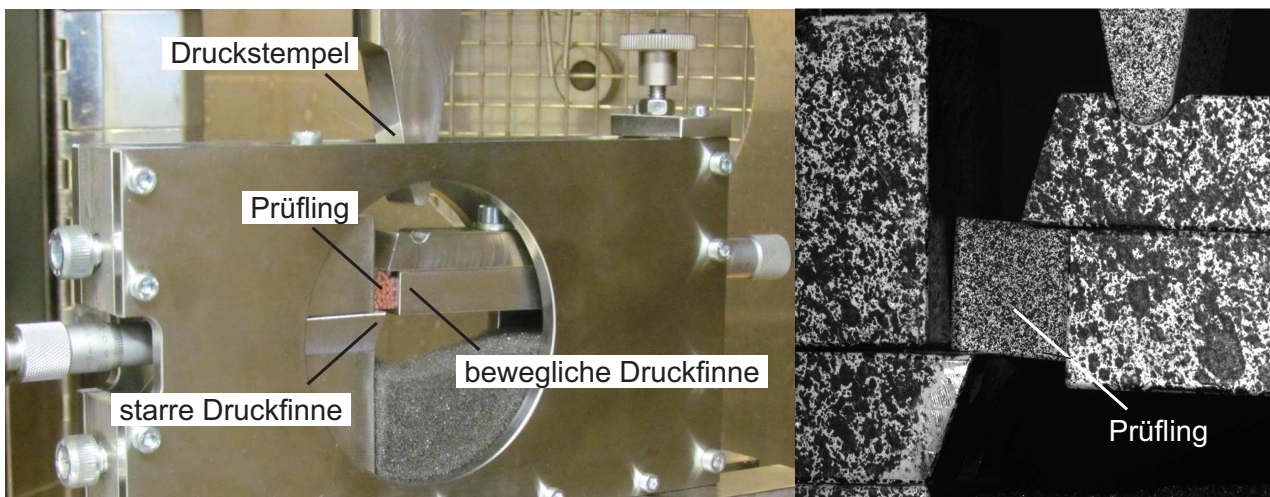


Abbildung 2.33.: Prüfapparatur des Druckscherversuchs mit Specklemuster [51, 69].

Im Versuch wird der Prüfling durch eine bewegliche und eine starre Druckfinne auf Schub bis zum Versagen belastet, wobei die Kraft über einen Druckstempel eingeleitet wird und die Auflageflächen der Druckfinnen w mithilfe der Messschrauben eingestellt werden können [70]. Ein Nachteil der gewählten Prüfapparatur ist, dass kein Dehnmessstreifen oder Extensometer zur Dehnungs- bzw. Verschiebungsmessung angebracht werden kann und der Stempelverfahrweg über die Traverse ermittelt wird. Daher werden die lokal vorliegenden Verschiebungen mittels optischer Messtechnik erfasst. Zudem wird die Steifigkeit des Gesamtaufbaus anhand von AlCuMgPb und S235JR Probekörpern, deren isotrope Materialeigenschaften aus der Literatur [71, 72] bekannt sind, ermittelt. Der Versuchsaufbau wird, wie in Abbildung 2.34 links dargestellt, abstrahiert, wobei die Maschinensteifigkeit c durch eine vertikale Feder abgebildet wird.

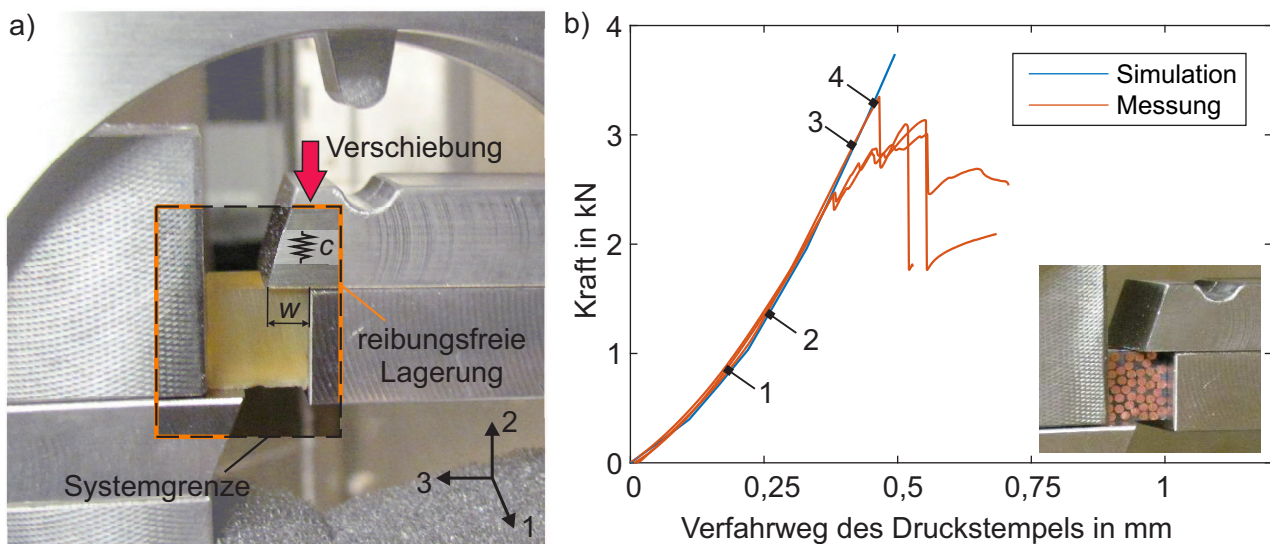


Abbildung 2.34.: a) Wahl der Systemgrenze und schematischer Aufbau des Simulationsmodells, b) Kraft-Weg-Kurven der Kupferwicklung mit Drahtachse in Richtung 1 und bei einer Druckfinnenbreiten von 4 mm nach [51, 69].

Abbildung 2.34 beinhaltet die berechneten und gemessenen Kraft-Weg-Kurven der Kupferwicklung mit Drahtachse in Richtung 1 und bei einer Druckfinnenbreiten von 4 mm. Die numerisch abge-

geschätzten Kurven stimmen sehr gut mit den Messwerten überein. Zudem sind die zu den mit 1 bis 4 markierten Spannungszuständen gehörigen lokalen Dehnungen in Richtung des Stempelverfahrwegs in Abbildung 2.35 dargestellt. Die Dehnungsfelder werden mithilfe des homogenen Ersatzmodells, Abbildung 2.35b, qualitativ abgeschätzt. Dehnungskonzentrationen infolge der Drahtverteilung werden jedoch durch die Homogenisierung der Kupferwicklung nicht abgebildet. Dies wird anhand eines Detailmodells, Abbildung 2.35c, veranschaulicht. Die Ermittlung der Federsteifigkeit sowie weitere Messergebnisse sind in Anhang C.2.2 aufgeführt.

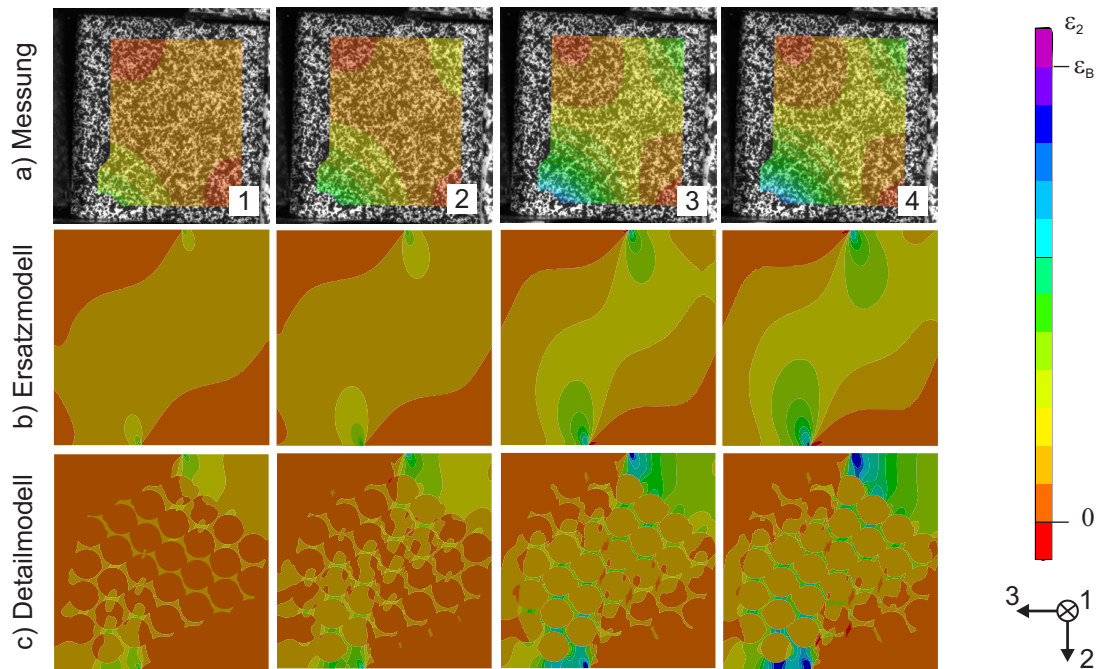


Abbildung 2.35.: Berechnete ε_2 -Felder in der Kupferwicklung bei einer Drahtanordnung in Richtung 1: Vergleich von Messung und Simulation.

Dynamisch Mechanische Thermische Analysen

Der Einfluss der Temperatur auf $E(\theta)$ wird anhand von DTMA Messungen untersucht. Es werden die in Kapitel 2.2.1 eingeführten T-Sweeps durchgeführt und die Steifigkeit in sowie quer zur Drahtachse bestimmt. Zusätzlich wird die Temperaturabhängigkeit mittels numerischer RVEs berechnet und mit dem in Abbildung 2.32 aufgezeigten Zusammenhang kombiniert, sodass sich die in Abbildung 2.36 dargestellte Fläche ergibt. Bei Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur der Kunststoffmatrix fällt die Verbundsteifigkeit ab. Die Punktwolke der experimentell ermittelten Kenngrößen befinden sich auf der simulativ abgeleiteten Fläche, sodass die entwickelte Methodik im gesamten Temperaturspektrum anwendbar ist.

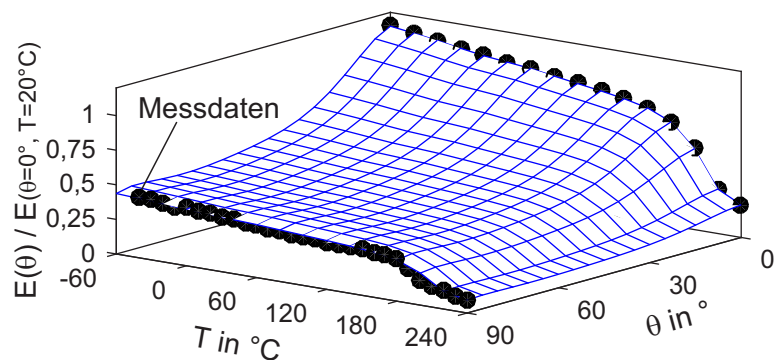


Abbildung 2.36.: Numerisch und experimentell ermitteltes $E(\theta)$.

Die vorgestellte Vorgehensweise zur Abschätzung der Wärmedehnungen wird anhand von Dilatometermessungen validiert. Hierfür werden die temperaturabhängigen Dimensionsänderungen der Kunststoffmatrix sowie des Verbundwerkstoffes in und quer zur Vorzugsrichtung mithilfe eines horizontalen Dilatometers bestimmt. Abbildung 2.37 zeigt die Messergebnisse sowie die numerisch abgeschätzten Wärmedehnungen. In Drahrichtung liegt ein nahezu linearer Zusammenhang vor, da analog zur Steifigkeit die Eigenschaften des Kupferdrahts dominieren. Quer zur Drahrichtung steigt der Kurvenverlauf hingegen progressiv an. Die Simulationsergebnisse weichen lediglich leicht von den Messwerten ab, sodass eine gute Modellgüte erreicht werden konnte.

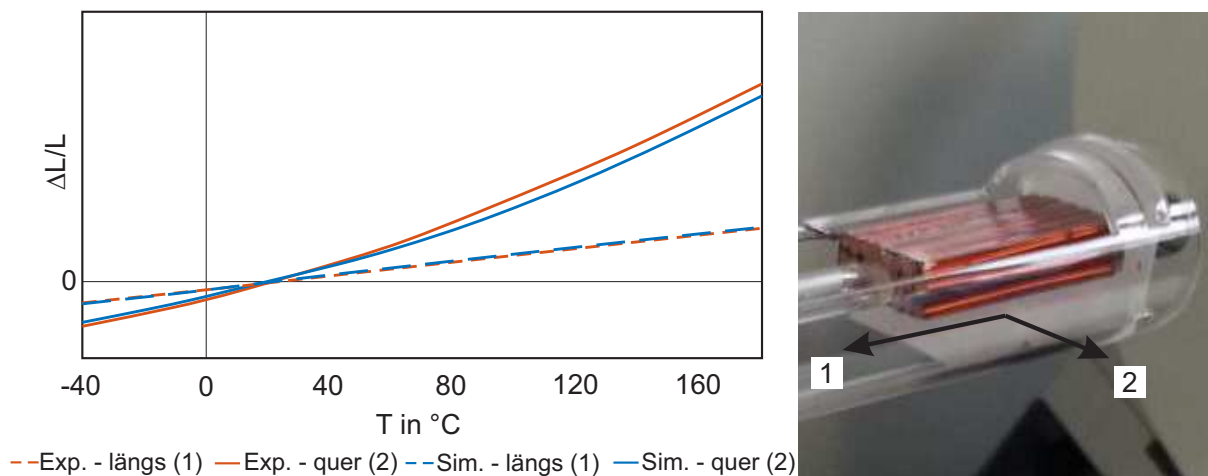


Abbildung 2.37.: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Wärmedehnung der Kupferwicklung in und quer zur Drahrichtung nach [51].

2.4 Langzeitverhalten

Neben dem bisher betrachteten statischen Materialverhalten müssen die Eigenschaften über die gesamte Lebensdauer der elektrischen Maschine bekannt sein und mathematisch beschrieben werden können. Daher behandelt das folgende Kapitel die Grundlagen und experimentelle Charakterisierung der zeit- und belastungsabhängigen Kenngrößen. Zu Beginn wird die Theorie der linearen und nichtlinearen Viskoelastizität erläutert. Im Anschluss werden Methodiken zum Abschätzen der zeitabhängigen Kenngrößen entwickelt, da Versuche zur Ermittlung des Langzeitverhaltens sehr kosten- und zeitintensiv sind.

2.4.1 Grundlagen der linearen und nichtlinearen Viskoelastizität

Die in Kapitel 2.1.4 dargestellte lineare Elastizitätstheorie liegt ein zeitunabhängiges Verhalten zugrunde. In Abhängigkeit der vorliegenden Materialzusammensetzung sowie Randbedingungen zeigen Werkstoffe eine zeitverzögerte Reaktion auf eine äußere Last. Dieses Werkstoffverhalten wird als Viskoelastizität bezeichnet und mithilfe der Elastizitätstheorie sowie Hydrodynamik beschrieben. Grundlagen für die aufgeführten Annahmen und Formelzusammenhänge sind in [73–75]. Generell wird im Zeitbereich zwischen Kriechen und Relaxation unterschieden. Bei Ersterem nimmt die Dehnung bei konstanter Spannung über die Zeit zu, wohingegen bei Letzterem die Spannung bei konstanter Dehnung abfällt. Typische Kurvenverläufe der beiden Mechanismen sind in Abbildung 2.38 dargestellt.

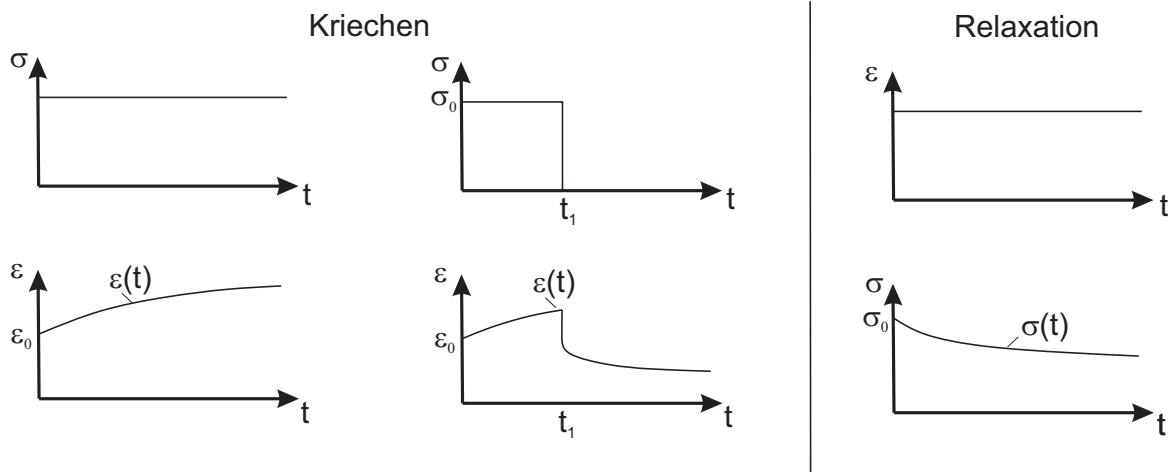


Abbildung 2.38.: Kriechen und Relaxation nach [76].

Im Allgemeinen wird das Werkstoffverhalten bei konstanter Temperatur durch die Kriechfunktion $K_E(t)$ bzw. das Kriechmodul $J_K(t)$ und die Relaxationsfunktion $R_E(t)$ respektive das Relaxationsmodul $E_R(t)$ beschrieben [77–79], Gleichung 2.91 und 2.92.

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 K_E(t) = \sigma_0 J_K(t) \quad (2.91)$$

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 R_E(t) = \varepsilon_0 E_R(t) \quad (2.92)$$

Falls keine Abhängigkeit von der Belastungshöhe vorliegt, wird dies als lineare Viskoelastizität bezeichnet. Im anderen Fall handelt es sich um nichtlineare Viskoelastizität [74, 80].

Lineare Viskoelastizität

Grundlage für die Beschreibung der linearen Viskoelastizität ist das BOLTZMANN'SCHE Superpositionsprinzip [81], das in Abbildung 2.39 exemplarisch am Beispiel zweier zeitabhängiger Spannungen, $\sigma_1(t)$ und $\sigma_2(t)$, aufgezeigt wird. Diese rufen die Dehnungsverläufe $\varepsilon_1(t)$ und $\varepsilon_2(t)$ hervor.

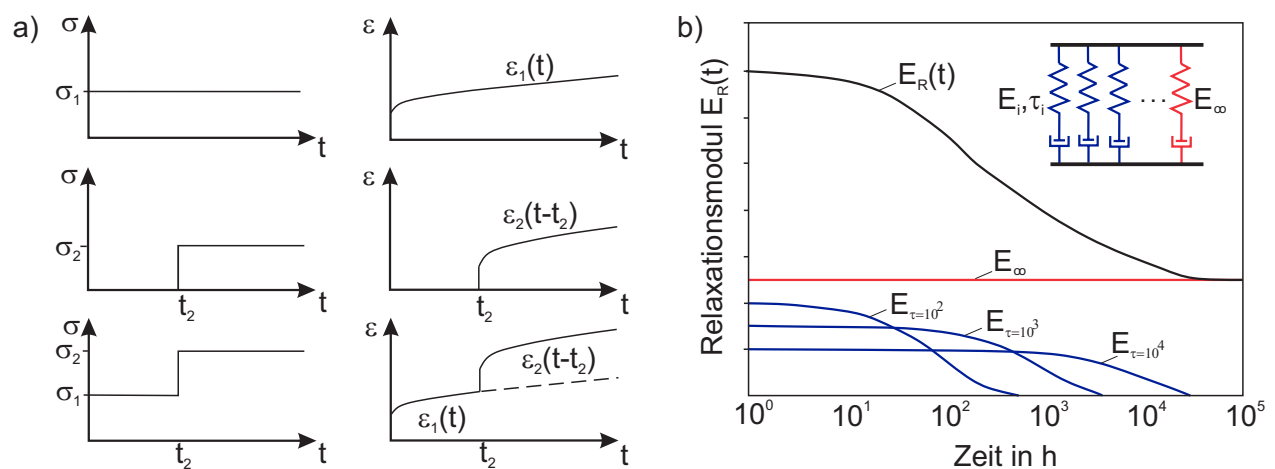


Abbildung 2.39.: a) BOLTZMANN'SCHE Superpositionsprinzip nach [76], b) Modellvorstellung für die Viskoelastizität nach [80].

BOLTZMANN postulierte, dass die Addition der beiden Spannungsverläufe, $\sigma_1(t) + \sigma_2(t)$, die Summe der Dehnungsverläufe $\varepsilon_1(t) + \varepsilon_2(t)$ hervorruft und umgekehrt. Dies ermöglicht es, dass einzelne Belastungen ohne Wechselwirkungsterme überlagert werden können [82], was den Ressourcenbedarf und Rechenaufwand reduziert. Die mathematische Beschreibung des Materialverhaltens erfolgt anhand der von BINGHAM [83] entwickelten Modellrheologie, Anhang D.1. Hierfür werden Federn, die die elastischen Anteile abbilden, und Dämpferelemente, die die Viskosität beschreiben, parallel und/oder seriell miteinander verschaltet [7, 84–86]. Die hieraus resultierenden Kombinationen werden auch Relaxations- und Kriechgesetze genannt. Je nach Anwendungsfall und abzubildenden Modellierungsumfang kommen unterschiedliche Formulierungen (z.B. nach MAXWELL, KELVIN-VOIGT, BURGERS, NORTON-BAILEY) in Frage [87, 88].

Im Falle von Kunststoffen und unter der Annahme einer linearen Viskoelastizität hat sich das Verwenden von Prony-Dirichlet-Reihen etabliert [89, 90]. Abbildung 2.39 veranschaulicht am Beispiel des Relaxationsmoduls das entsprechende Schaltbild und die Addition der einzelnen Terme. Die zugehörigen Formelzusammenhänge, Gleichung 2.93 und 2.94 [75, 91], werden auf Basis der Steifigkeiten E_i bzw. Nachgiebigkeiten J_i der Federn und Kriech- bzw. Relaxationszeiten τ_i beschrieben. Hierbei hat sich ein Abstand zwischen den Kriech- bzw. Relaxationszeiten von einer Dekade als praktikabel erwiesen [74]. Die resultierende Anzahl der Feder-Dämpfer-Elemente wird mit N bezeichnet.

$$E_R(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^N E_i e^{-t/\tau_i} \quad (2.93)$$

$$J_K(t) = J_\infty + \sum_{i=1}^N J_i [1 - e^{-t/\tau_i}] \quad (2.94)$$

Die Implementierung der linearen Viskoelastizität in FEM Programme erfolgt üblicherweise auf Basis des Schub- sowie Kompressionsmoduls und der folgenden Grundgleichung [80], Gleichung 2.95.

$$\sigma(t) = \int_0^t 2G(t-t') \dot{\varepsilon}^{dev} dt' + \mathbf{1} \int_0^t K(t-t') \dot{I}_1^\varepsilon dt' \quad (2.95)$$

Für die Parametrierung der Modellgleichungen existieren unterschiedliche numerische Algorithmen, deren Details unter anderem in [92–100] zu finden sind, an dieser Stelle jedoch nicht näher erläutert werden.

Nichtlineare Viskoelastizität

Die Theorie der linearen Viskoelastizität beschränkt sich auf kleine Belastungen oder die Spannung bzw. Dehnung, bei der die Materialkennwerte ermittelt wurden [101]. Die Existenz von Linearitätsgrenzen und Notwendigkeit der nichtlinearen Modellierung wurde beispielsweise in [75, 102–107] aufgezeigt. Falls im jeweiligen Anwendungsfall breitere Belastungsspektren beschrieben werden müssen, sind die getroffenen Annahmen nicht mehr gültig. Folglich muss die Abhängigkeit von der vorliegenden Belastung, das sogenannte nichtlineare viskoelastische Verhalten, abgebildet werden. Hierfür wurden die linearen Stoffgesetze angepasst oder neue Ansätze aufgestellt. GREEN und RIVLIN [108] führten beispielsweise die *Methode der mehrfachen Integrale* ein, die anschließend im Rahmen mehrerer Arbeiten [109–111] angewandt und weiterentwickelt wurde. Die Kriechdehnung wird anhand von Mehrfachintegralen und empirisch zu bestimmenden Formelzusammenhängen definiert, woraus hoher numerischer sowie experimenteller Ressourcenbedarf entsteht. Abhilfe schaffen hierbei die von SCHAPERY [102] erstmals vorgestellten Nichtlinearitätsfaktoren. BRÜLLER [74] und

SCHMACHTENBERG, KRUMPHOLZ UND BRANDT [112] bauten unter anderem auf diesen Überlegungen auf, verwendeten jedoch Prony-Reihen anstelle der Kriech- und Relaxationsgesetze. Während des Lösen der Gleichungssysteme werden die Nichtlinearitätsfaktoren [113] oder Prony Koeffizienten [80] fortlaufend auf die vorliegenden Beanspruchungen angepasst. Auch wenn hierdurch der experimentelle Aufwand reduziert werden kann, wird für die Parametrierung der Modellgleichungen dennoch ein umfangreiches Versuchsprogramm benötigt. Daher liegt nachfolgend der Fokus weniger auf den Modellierungsansätzen der Viskoelastizität, sondern auf dem Bereitstellen bzw. Abschätzen der für die Modellkalibrierung benötigten Daten, um zukünftig Ressourcen sparen zu können.

Zeit-Temperatur-Superposition

Neben dem BOLTZMANN'SCHEN Überlagerungsprinzip spielt die Zeit-Temperatur-Superposition (engl.: *time-temperature-superposition* (TTS)) für die Charakterisierung und Beschreibung von viskoelastischen Materialien eine wichtige Rolle. Deren Eigenschaften hängen sowohl von der Zeit als auch von der Temperatur ab, wobei die beiden Einflussfaktoren nicht voneinander getrennt betrachtet werden können, da diese miteinander interagieren [114]. Werden Relaxations- oder Kriechversuche an ein und dem selben viskoelastischen Material bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt, so weisen alle Kurven den gleichen charakteristischen Verlauf auf [115]. Dieser ist jedoch für die unterschiedlichen Temperaturen entlang der Zeitachse verschoben, Abbildung 2.40a.

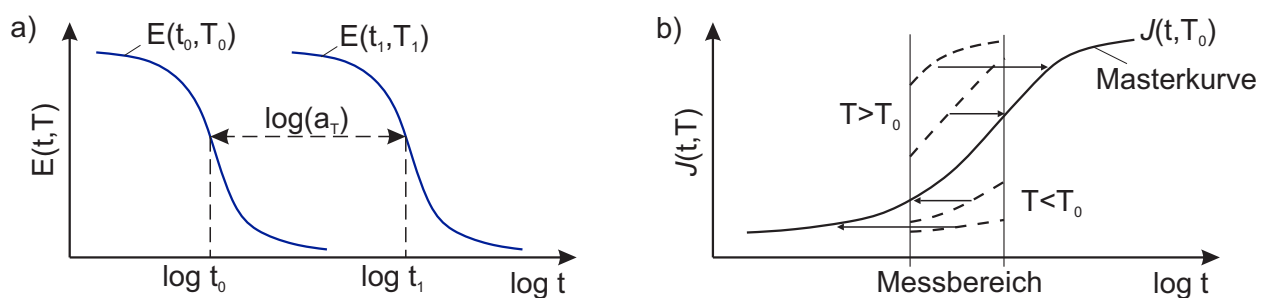


Abbildung 2.40.: Prinzip der Zeit-Temperatur-Superposition nach [91]: a) Horizontale Verschiebung, b) Extrapolation des Langzeitverhaltens.

Die einzelnen Verläufe können mithilfe der sogenannten Verschiebungsfaktoren a_T [116, 117] ineinander überführt werden. Dies ermöglicht unter anderem, das Langzeitverhalten über die gemessenen Zeiträume zu extrapolieren, Abbildung 2.40b. Hierfür werden Versuche bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt und im Anschluss eine Referenztemperatur T_0 ausgewählt. Deren zugehöriger Kenngrößenverlauf dient als Ausgangspunkt. Die anderen Kurven werden horizontal derart verschoben, sodass sich ein stetiger Kurvenverlauf ergibt. Dieser wird auch als Masterkurve bezeichnet. Im Bereich der Kunststoffe hat sich zudem die Williams-Landel-Ferry (WLF) Beziehung [118], mit deren Hilfe die Verschiebungsfaktoren anhand von zwei Materialkonstanten c_1 und c_2 beschrieben werden können, etabliert, Gleichung 2.96.

$$\log(a_T) = -\frac{c_1(T - T_0)}{c_2 + T - T_0} \quad (2.96)$$

Im Bereich der Metalle ist zudem der Larson-Miller-Parameter LMP [119] weit verbreitet. Dieser bringt thermisch aktivierte Vorgänge in Korrelation mit der vorliegenden Temperatur T und Zeit t , wobei C einen materialspezifischen Kennwert beinhaltet, Gleichung 2.97.

$$LMP = T(\log(t) + C) \quad (2.97)$$

Mithilfe der beiden Ansätze kann das Langzeitverhalten auch für Temperaturen, die nicht im Versuchsprogramm enthalten waren, abgeschätzt werden.

2.4.2 Abschätzen der Relaxationseigenschaften

Für die Ermittlung der Relaxationseigenschaften existieren unterschiedliche Herangehensweisen [120–123]. Im Falle des klassischen Relaxationsversuchs wird eine Dehnung initial aufgebracht, diese anschließend konstant gehalten und der Spannungsabfall aufgezeichnet, Abbildung 2.38. Dies ist für die Charakterisierung des Werkstoffverhaltens über die gesamte Lebensdauer der elektrischen Maschine nicht wirtschaftlich und zielführend. GUO u. a. [124] haben unter anderem einen Einfluss des Drahtdurchmessers auf die Relaxation eines Kupferdrahts aufgezeigt. Zudem hängen die Materialeigenschaften von Kunststoffen von deren Herstellungsprozess und den dabei vorliegenden Umgebungsbedingungen ab [125], sodass das bauteilgebundene Werkstoffverhalten ermittelt werden muss. Des Weiteren kommen in frühen Projektphasen unterschiedliche Werkstoffe sowie Geometrien in Frage. Folglich müssen geeignete Versuchstechniken entwickelt und/oder angewendet werden, um die Eigenschaften mit guter Näherung in möglichst kurzer Zeit abzuschätzen.

Die im vorherigen Abschnitt vorgestellte Zeit-Temperatur-Superposition ist auch im Frequenzbereich gültig [126, 127]. Dies bildet die Grundlage für eine im Bereich der Kunststoffe etablierte Vorgehensweise. Mithilfe der in Abbildung 2.8 dargestellten Prüfmaschine werden sogenannte Temperatur-Frequenz-Sweeps (TF-Sweep) durchgeführt, d.h. die dynamischen Werkstoffkennwerte werden für vorgegebene Temperaturen und Frequenzen ermittelt. Hierbei handelt es sich um die Materialdämpfung $\tan \delta$ und das komplexe Modul E^* , das die effektive Materialelastizität beschreibt. Letzteres setzt sich aus dem Speichermodul E' , das die elastischen Anteile beinhaltet, und dem Verlustmodul E'' , das die Energiedissipation umfasst, zusammen. Für die Parameteridentifikation werden wie in Kapitel 2.2.1 beschrieben sinusförmige Lasten aufgebracht und die Materialantwort aufgezeichnet. Die zugehörigen mathematischen Zusammenhänge werden auf Basis der Winkelfrequenz ω sowie Maxima der Spannungs- und Dehnungsamplitude σ_A bzw. ε_A definiert, Gleichung 2.98-2.103.

$$E^* = E' + iE'' \quad (2.98)$$

$$|E^*| = \frac{\sigma_A}{\varepsilon_A} \quad (2.99)$$

$$|E^*| = \sqrt{[E'(\omega t)]^2 + [E''(\omega t)]^2} \quad (2.100)$$

$$E'(\omega t) = |E^*| \cos \delta \quad (2.101)$$

$$E''(\omega t) = |E^*| \sin \delta \quad (2.102)$$

$$\tan \delta = \frac{E''(\omega t)}{E'(\omega t)} \quad (2.103)$$

Bei der Versuchsplanung ist zu beachten, dass die maximale Prüffrequenz maschinenseitig auf 100 Hz beschränkt ist. Die für die einzelnen Temperaturen ermittelten Kenngrößen werden über der Frequenz aufgetragen und analog zum Zeitbereich Masterkurven generiert. Diese werden anschließend durch Näherungsformeln [128, 129] oder inverse Laplace-Transformation in den Zeitbereich transformiert. Durch die zeitliche Raffung müssen jedoch Alterungseffekte betrachtet und gegebenenfalls entsprechende Korrekturfaktoren berücksichtigt werden [107, 130]. Die vorgestellte Vorgehensweise liefert für den linear viskoelastischen Bereich [128, 129] zuverlässige Werte [130], wobei zum Teil kürzere Versuchszeiten im Vergleich zu einer Betrachtung im Zeitbereich erzielt werden können. Zudem bietet diese den Vorteil, dass zusätzlich die dynamischen Kenngrößen ermittelt werden. Grundvoraussetzung ist jedoch eine Frequenzabhängigkeit der Materialeigenschaften. Dies ist charakteristisch für Kunststoffe und wurde auch vereinzelt für Aluminiumlegierungen (niedriglegiertes Aluminium [131,

132], 2017 Al, 7022 Al, 6082 Al [133], 6061 Al [134], 2618-T6 Al und 7075-T7351 Al [135]) nachgewiesen. LICITRA u. a. [136], ANANTHARAMAN u. a. [137] und ROJAS, NICOLÁS und CRESPO [138] haben außerdem aufgezeigt, dass die TTS auch auf Aluminium- und Magnesiummetallschäume sowie 2024 Al und 7075 Al angewendet werden kann.

Loos u. a. [139] haben mittels DTMA frequenzabhängige Materialeigenschaften von Kupferlegierungen nachgewiesen. Die identifizierte Interdependenz tritt besonders bei Temperaturen oberhalb 100°C auf und ist je nach Legierungszusammensetzung weniger stark ausgeprägt. Da die Struktur- und Akustik der elektrischen Maschinen nicht im Fokus der vorliegenden Arbeit steht, wird für eine Einordnung und Bewertung der identifizierten Phänomene auf Anhang D.3 sowie die Arbeiten von SCHWARZER [52], MILLITHALER [53] sowie SOMESAN, BARTI und BEIN [140] verwiesen und sich nachfolgend auf das Speichermodul beschränkt. Abbildung 2.41 stellt ausschnittsweise die generierten Masterkurven für Cu-ETP, Cu-OF, CuNiSi sowie den in Kapitel 2.3 beschriebenen Kupferlackdraht bei 180°C im Frequenz- und Zeitbereich dar.

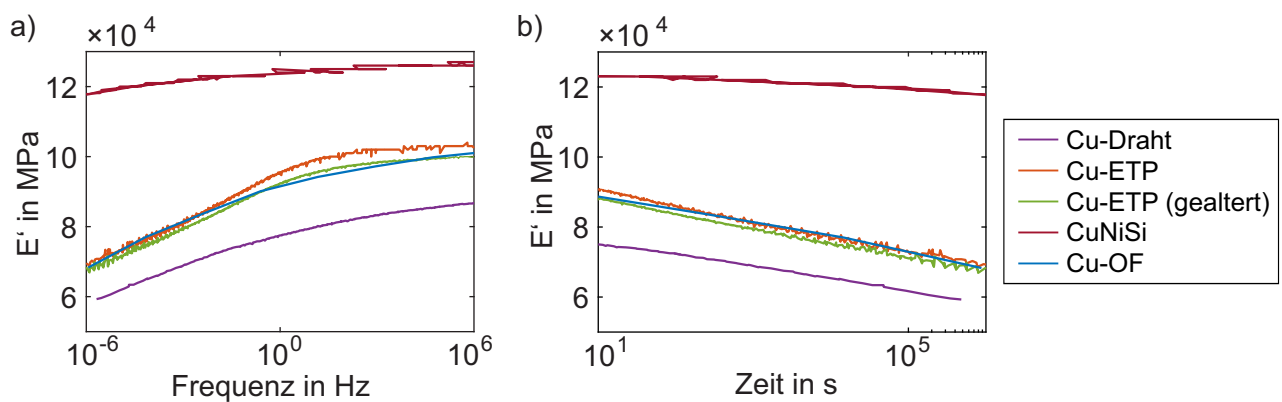


Abbildung 2.41.: E' -Masterkurven der untersuchten Cu-Legierungen für 180°C im a) Frequenz- und b) Zeitbereich.

Um mögliche Alterungseffekte untersuchen zu können, wurden Cu-ETP Proben zusätzlich bei 230°C für 128 h ausgelagert. Alle niedriglegierten Kupferlegierungen zeigen nahezu das gleiche Relaxationsverhalten. Die thermische Alterung im Falle des Cu-ETPs beeinflusst das Materialverhalten nicht signifikant, wohingegen die zusätzliche Lackschicht für eine niedrigere Steifigkeit und einen weiche- ren Übergang des Relaxationsmoduls im Bereich zwischen 0,1 Hz und 10^7 Hz sorgt. Je höher der Volumenanteil der Legierungselemente, desto geringer ist der Einfluss der Temperatur und Frequenz auf das Speichermodul und somit die Spannungsrelaxation. Die aufgezeigte Frequenzabhängigkeit sowie abgeleiteten Relaxationseigenschaften von Kupferlegierungen müssen bei deren experimentellen Charakterisierung berücksichtigt werden.

Die eingeführte Methodik erlaubt es zudem die Aktivierungsenergie E_A des untersuchten Materials anhand des in Gleichung 2.104 aufgeführten Formelzusammenhangs und der allgemeinen Gaskonstante R zu bestimmen.

$$\log(a_T) = \frac{E_A}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (2.104)$$

Die für die untersuchten Kupferlegierungen berechneten WLF-Koeffizienten und Aktivierungsenergien sind in Tabelle 2.4 aufgelistet. Die mittels DTMA bestimmten Aktivierungsenergien befinden sich in dem aus der Literatur [141–144] bekannten Wertebereich von 0,4 bis 2,1 eV, wobei das höher legierte CuNiSi den höchsten Wert aufweist. Folglich ermöglicht die vorgestellte Vorgehensweise das thermische Langzeitverhalten anhand von einer Probe und einer Messung abzuschätzen. Dies bildet zudem die Grundlage für die zeitliche Raffung von thermischen Alterungsvorgängen [145].

Kenngröße	Cu-OF	Cu-ETP	Cu-ETP gealtert	Cu-ETP Lackdraht	CuNiSi
c_1	30	11	11	7	40
c_2	700	300	300	400	700
E_A in eV	0,76	0,68	0,67	0,34	1,03

Tabelle 2.4.: WLF-Parameter und Aktivierungsenergien der untersuchten Kupferlegierungen.

2.4.3 Abschätzen der Kriecheigenschaften

Neben den Relaxationseigenschaften müssen bei der Maschinenauslegung Kriechvorgänge berücksichtigt werden. Deren konventionelle Charakterisierung [146], bei der eine konstante Spannung aufgebracht und der resultierende Dehnungsverlauf über der Zeit aufgezeichnet wird, erweist sich analog zu den Relaxationsversuchen als nicht praktikabel. Daher sind vor allem im Bereich der Polymere verschiedene Ansätze zur Verkürzung der Versuchszeiten entwickelt worden [147–150]. Zu den am weitesten verbreiteten Vorgehensweisen zählen die *stepped isothermal method* (SIM) [151] und *stepped isostress method* (SSM) [152]. In beiden Fällen wird lediglich eine Probe benötigt. Diese wird im Falle der SIM einer konstanten Last ausgesetzt, wobei die Temperatur sukzessive erhöht und der zeitliche Verlauf der Dehnung aufgezeichnet wird. Anschließend werden die thermischen Dehnungen von der Gesamtdehnung abgezogen. Zudem können nach dem BOLZMANNSCHEN Superpositionsprinzip die Ergebnisse bei den einzelnen Temperaturen als eigenständige Versuche behandelt werden. Das TTS-Prinzip erlaubt es, die ermittelten Verläufe derart zu verschieben, sodass für eine vorgegebene Referenztemperatur eine Masterkurve generiert werden kann. Im Falle der SSM wird anstelle der Last die Temperatur konstant gehalten und anstelle der Temperatur die Last sukzessive erhöht. Die resultierenden Dehnungsverläufe werden anschließend zueinander entlang der Zeitachse verschoben, um einen stetigen Kurvenverlauf zu erhalten. Weitere Details zu den aufgelisteten Vorgehensweisen sind unter anderem in [107, 149, 153–155] zu finden.

Im Rahmen der im vorherigen Abschnitt durchgeführten FT-Sweeps konnte eine irreversible Längung der Probe zwischen den einzelnen Messpunkten in Abhängigkeit der vorliegenden Spannung identifiziert werden. Abbildung 2.42a zeigt dies am Beispiel des Kupferlackdrahts.

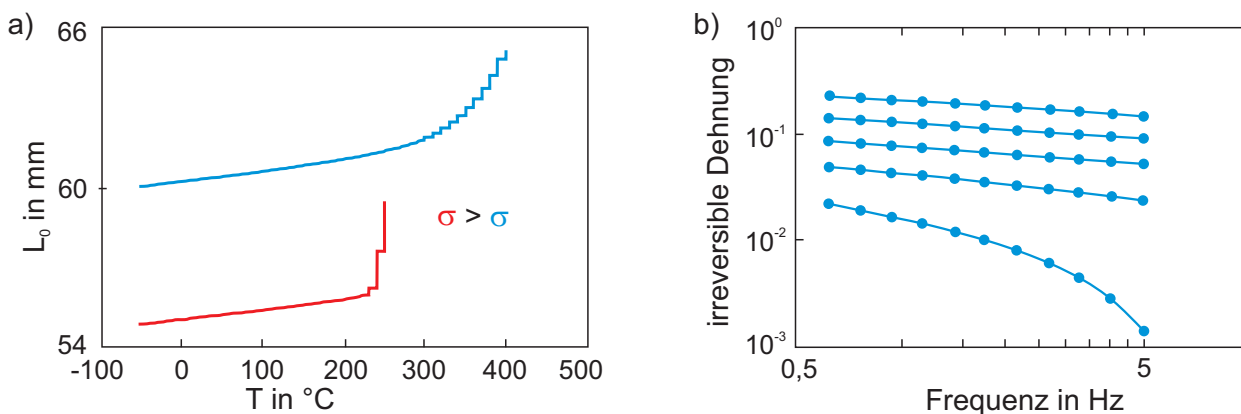


Abbildung 2.42.: Irreversible Längenänderung in Abhängigkeit der vorliegenden Temperatur sowie a) Spannung und b) Frequenz.

Je höher die vorliegende mechanische Last ist, desto früher tritt die Plastifizierung auf und desto größer sind die Inkremente. Hierbei ist zu beachten, dass die Kontaktkraft F_N , auf die während der Aufheizphasen geregelt wird, möglichst gering gewählt wird, um eine Verfälschung der Messwerte

durch zusätzliche Kriechvorgänge zu vermeiden. Die Rohdaten werden nach Gleichung 2.105 in Dehnungen umgerechnet, wobei die thermische Ausdehnung und Dehnung infolge der Kontaktkraft von der gesamten Längenänderung subtrahiert wird. Die Ausgangslänge L_0 bei der zu bewertenden Temperatur T_0 dient als Referenz. Der Querschnitt der Probe senkrecht zur Belastungsrichtung wird mit A gekennzeichnet.

$$\begin{aligned}\varepsilon_{pl}(T, f) &= \frac{L_0(T, f) - L_0(T_0)}{L_0(T_0)} - \varepsilon_{th} - \varepsilon_{F_N} \\ &= \frac{L_0(T, f) - L_0(T_0)}{L_0(T_0)} - \alpha_{th}(T - T_0) - \frac{F_N}{A E(T, f)}\end{aligned}\quad (2.105)$$

Abbildung 2.42b trägt am Beispiel des Kupferlackdrahts und einer Belastung von 90 MPa die berechneten Dehnungen ε_{pl} über der Frequenz auf. Hierbei beträgt die statische Last 60 MPa und die dynamische Amplitude 30 MPa. Eine Sensitivitätsanalyse mit verschiedenen Aufteilungen der statischen und dynamischen Anteile wurde durchgeführt, zeigte jedoch keine signifikanten Unterschiede zwischen den einzelnen Konfigurationen, Anhang D.4. Es ist eine Frequenzabhängigkeit der irreversiblen Längenänderung zu sehen. Dies ermöglicht es, das TTS-Prinzip anzuwenden und Masterkurven zu generieren. Durch anschließende inverse Laplace Transformation kann analog zu den Relaxationseigenschaften das Kriechverhalten über mehrere Dekaden abgeschätzt werden. Abbildung 2.43 veranschaulicht das abgeleitete Materialverhalten des Kupferlackdrahts für eine Temperatur von 200°C sowie Spannungen von 90 MPa, 105 MPa, 114 MPa und 130 MPa. In den zugrundeliegenden TF-Sweeps wurde die Temperatur jeweils um 10 K erhöht. Der Einfluss der Temperaturschrittweite wurde in Anhang D.4 untersucht. Falls diese zu groß gewählt wird, treten größere Abweichungen auf, sodass diese so groß wie nötig und klein wie möglich zu wählen ist.

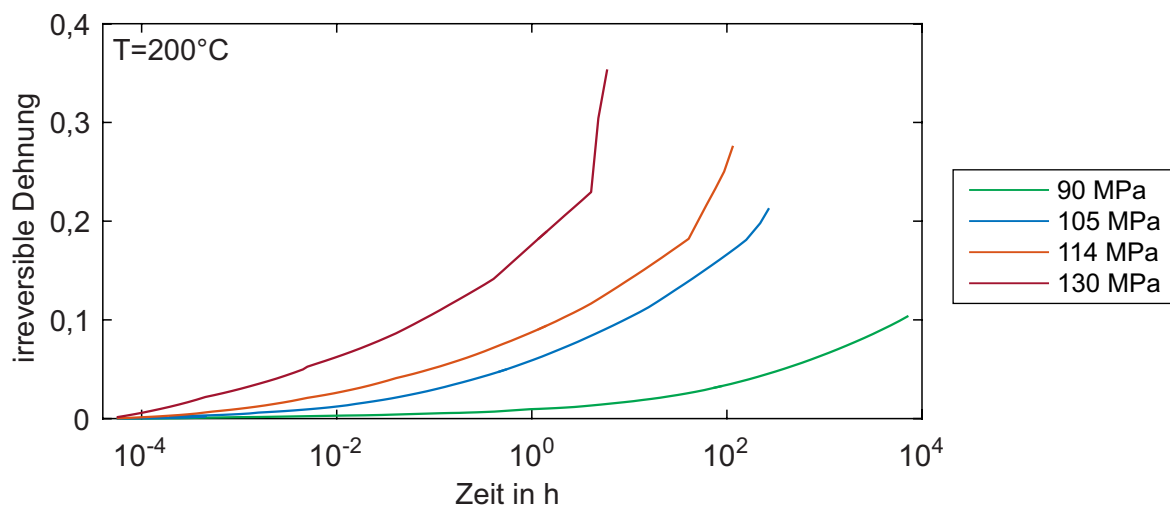


Abbildung 2.43.: Kupferlackdraht: Anhand von DMTA abgeschätzte Kriechkurven für eine Temperatur von 200°C und Spannungen von 90 bis 130 MPa.

Im Gegensatz zum Stand der Technik ermöglichen die identifizierten Frequenzabhängigkeiten und Mechanismen die strukturdynamischen Kenngrößen sowie das Relaxations- und Kriechverhalten anhand von einer Probe und einer Messung abzuschätzen. Die für einen Spannungszustand charakteristischen Verläufe können innerhalb weniger Stunden approximiert werden. Im Rahmen weiterer Arbeiten gilt es die entwickelte Methodik noch anhand von klassischen Langzeitversuchen zu validieren, um die Prognosegüte aufzuzeigen.

2.5 Zusammenfassung

Im vorliegenden Kapitel wurde das strukturmechanische Verhalten der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien experimentell charakterisiert und Berechnungsmodelle entwickelt sowie validiert. Im Falle des Blechpakets konnte neben der aus der Literatur bereits bekannten nichtlinearen Steifigkeit in Stapelrichtung eine Abhängigkeit des Schubmoduls sowie der Querkontraktionszahl von der Kompression des Stapels aufgezeigt werden. Je nach Blechpaketkonfiguration waren die Wechselwirkungen mehr oder weniger stark ausgeprägt. Dies erfordert bei der Maschinenauslegung eine experimentelle Charakterisierung aller infrage kommenden Blechpaketvarianten. Daher wurden Methoden eingeführt, die das Werkstoffverhalten binnen weniger Stunden abschätzen und charakteristische Kennfelder generieren. Um die abzubildenden Eigenschaften der Blechpakete vollumfänglich beschreiben zu können, wurde ein vorspannungsabhängiges transversal isotropes Materialmodell entwickelt und in ANSYS Mechanical implementiert. Hierbei wurde die Vorspannungsabhängigkeit der Kenngrößen mithilfe von abschnittsweise definierter Funktionen und Feldvariablen beschrieben. Die Plastizität in Blechebene wurde durch eine isotrope Verfestigung berücksichtigt. Die Materialparameter eines jeden Elements werden am Ende einer jeden Berechnungsiteration auf Basis der jeweils vorliegenden Spannungen bzw. Dehnungen aktualisiert.

Der für die Fixierung, elektrischen Isolierung und besseren thermischen Anbindung der Kupferdrähte verwendete Duroplast zeigte ein von der Belastungsart abhängiges Materialverhalten. Die identifizierte Zug-/ Druckasymmetrie wurde mithilfe des DRUCKER-PRAGER Modells in der Simulation abgebildet. Die Eigenschaften des Kupferlackdraht-Duroplast-Verbunds wurden auf Basis von numerischen RVEs ermittelt. Für die Elastizitätskonstanten wurden linear elastische Materialmodelle herangezogen, wohingegen die nichtlineare Werkstoffantwort anhand von elastisch plastischen Modellen bestimmt wurde. Die abgeleiteten Kenngrößen der einzelnen Drahtanordnungen wurden im Anschluss gemittelt. Durch die entwickelte Vorgehensweise können die Verbundeigenschaften auf Basis der Einzelkomponenten abgeschätzt werden, sodass der zukünftige experimentelle Aufwand reduziert wurde und Aussagen in frühen Projektphasen getroffen werden können. Dem homogenen Ersatzmaterial liegt eine transversal isotrope Elastizität und die Fließbedingung nach HILL zugrunde. Zudem konnte eine Frequenzabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften der Kupferlegierungen identifiziert werden. Diese ermöglicht es die dynamischen Kenngrößen sowie das Relaxations- und Kriechverhalten durch DTMA und inverse Laplace-Transformation abzuschätzen.

Die entwickelten und validierten Berechnungsmodelle ermöglichen die in den einzelnen Komponenten vorliegenden Spannungen sowie Dehnungen numerisch zu berechnen und bilden die Grundlage für die Durchführung der nachfolgenden statischen und zyklischen Festigkeitsnachweise.

3 Bewertungsmodelle für den statischen Festigkeitsnachweis

Nachdem Berechnungsmodelle, die das Werkstoffverhalten der im Elektromotorenbau eingesetzten Materialien abbilden, entwickelt sowie verifiziert wurden, werden Nachweise für die Bewertung der statischen Festigkeit konzeptioniert und validiert. Hierfür müssen auslegungsrelevante Schädigungsmechanismen identifiziert und für die vorliegenden Belastungen Grenzwerte, sogenannte Versagenskriterien, festgelegt werden. Falls Letztere überschritten werden, wird laut Berechnung ein Materialversagen vorhergesagt. Im Folgenden werden zunächst isotrope Werkstoffe und im Anschluss Verbundwerkstoffe behandelt. Beide Abschnitte leiten mit den für die Entwicklung der jeweiligen Vorgehensweisen benötigten Grundlagen ein.

3.1 Grundlagen und Definition des Bemessungskonzepts für isotrope Werkstoffe unter statischer Last

Ausgangsbasis der Methodenentwicklung sind die klassischen Festigkeitshypothesen isotroper Werkstoffe sowie der aus dem Bereich der Bruchmechanik und Crashsimulation stammende Ansatz zur Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung und Spannungsversprödung. Nachfolgend werden zunächst die für die vorliegende Arbeit relevanten Aspekte erläutert sowie die gewählte Vorgehensweise vorgestellt. Im Anschluss werden die werkstoffspezifischen Festigkeitsnachweise entwickelt und validiert.

3.1.1 Klassische Festigkeitshypothesen isotroper Werkstoffe

In Abhängigkeit der Sprödigkeit bzw. Duktilität des Werkstoffes versagt dieser auf unterschiedliche Weise. Spröde Materialien brechen ohne erkennbare Deformation, wohingegen sich duktile Eigenschaften durch eine hohe Bruchdehnung sowie plastische Verformung auszeichnen. Je nach Versagensarten wurden verschiedene Festigkeitshypothesen entwickelt. Hierfür werden gezielt einzelne Einträge des Spannungstensors herangezogen oder fiktive einachsige Vergleichsspannungen, die dem mehrachsigen Spannungszustand entsprechen, berechnet. Dies ermöglicht die Festigkeit auf Basis weniger experimenteller Daten abzuschätzen

[157], was in Abbildung 3.1 schematisch dargestellt ist. Nachfolgend werden die Normalspannungs-, Schubspannungs- und Gestaltänderungsenergiehypothese näher erläutert. Hierbei handelt es sich um die im Maschinenbau typischerweise eingesetzten Festigkeitshypothesen.

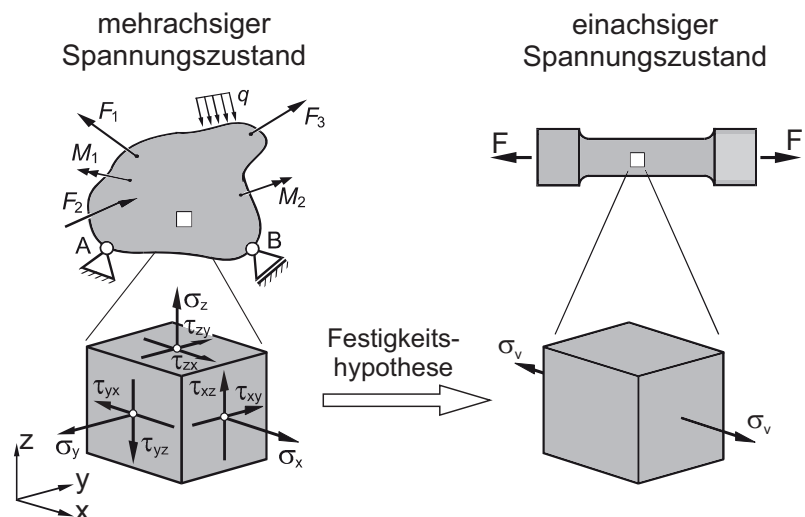


Abbildung 3.1.: Festigkeitsnachweise mehrachsiger beanspruchter Bauteile mithilfe einer Festigkeitshypothese nach [156].

Normalspannungshypothese (NSH)

Im Falle eines spröden Werkstoffverhaltens und somit eines Trenn- oder Sprödbruchs wird die Normalspannungshypothese (nach CLAPEYRON, GALILEI, LEIBNIZ, LAMÉ, MAXWELL, NAVIER, RANKINE) verwendet. Dieser wird zugrunde gelegt, dass die betragsmäßig größte Hauptnormalspannung σ_I senkrecht zur Bruchfläche steht und zum Versagen führt. Für den räumlichen Spannungszustand und isotrope Materialeigenschaften ergibt sich der folgende Formelzusammenhang, wobei σ_+ die einachsige Zugfestigkeit beinhaltet [158], Gleichung 3.1.

$$\max(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}) = \sigma_I \leq \sigma_+ \quad (3.1)$$

Definitionsgemäß tritt unter Druckbelastung kein Versagen auf. Falls dies jedoch dennoch berücksichtigt werden soll, muss die minimale Hauptnormalspannung zusätzlich limitiert werden [159–161], wobei der zu definierende Grenzwert σ_- mit bezeichnet wird, Gleichung 3.2.

$$\sigma_- \leq \sigma_{III} \quad (3.2)$$

Schubspannungshypothese (SSH)

Die größte auftretende Schubspannung ist maßgebend für einen Gleitbruch [162]. TRESKA [163] formulierte für diesen Versagensmechanismus die Schubspannungshypothese, welche die maximal zulässige Schubspannung τ_{max} anhand der maximalen und minimalen Hauptnormalspannung berechnet, Gleichung 3.3.

$$\tau_{max} = (\sigma_I - \sigma_{III})/2 \quad (3.3)$$

Schwäche des Ansatzes ist, dass im Falle eines hydrostatischen Spannungszustandes, bei dem die drei Hauptnormalspannungen gleich groß sind, unabhängig von der Spannungshöhe kein Versagen vorhergesagt wird.

Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH)

Die Gestaltänderungsenergiehypothese setzt Inkompressibilität sowie Isotropie voraus und beschreibt ein duktileres Werkstoffverhalten. VON MISES [21] entwickelte den Ansatz auf Basis der Überlegungen von MAXWELL (1965) [164, 165] sowie HUBER (1904) [166] für $I_1^\sigma < 0$ und veröffentlichte diesen in 1913, Gleichung 3.4.

$$\sigma_v = \sqrt{0,5 [(\sigma_{33} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{11})^2 + 6(\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)]} \quad (3.4)$$

HENCKY [167] verallgemeinerte die Hypothese anschließend für den Bereich $I_1^\sigma > 0$ und definierte die Vergleichsspannung in Abhängigkeit der zweiten Hauptinvarianten des Spannungstensors J_2^σ , Gleichung 3.5.

$$\sigma_v = \sqrt{3J_2^\sigma} \quad (3.5)$$

3.1.2 Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung und Spannungsversprödung

Die im vorherigen Abschnitt dargestellten klassischen Festigkeitshypothesen ziehen in den meisten Fällen die Bruchspannung des herkömmlichen Zugversuchs als Versagenkriterium heran. Dies bie-

tet den Vorteil, dass die benötigten Kennwerte zum Teil in Datenblättern aufgelistet sind oder mit geringem Aufwand ermittelt werden können. Nachteilig ist jedoch, dass hierbei der im Bauteil vorliegende Spannungszustand nicht berücksichtigt wird. Dieser beeinflusst jedoch die ertragbare Last und den auftretenden Bruchmechanismus maßgeblich [168]. Schubspannungen führen vorrangig zu einem Gleitbruch, wohingegen allseitige Zugspannungen einen Spaltbruch hervorrufen [169]. Um den im Bauteil vorliegenden Spannungszustand quantifizieren zu können, wurde die sogenannte Spannungsmehrachsigkeit h eingeführt. Diese setzt sich aus dem Quotient aus dem arithmetischen Mittelwert der Hauptspannungen σ_m und der VON MISES Vergleichsspannung σ_{vM} zusammen, Gleichung 3.6.

$$h = \frac{\sigma_m}{\sigma_{vM}} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III})}{\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]}} \quad (3.6)$$

Dies ermöglicht es, die ertragbare Spannung oder Dehnung in Korrelation zu einer skalaren Größe zu setzen. Definitionsgemäß können bestimmte Spannungsmehrachsigkeitswerte den grundlegenden Belastungsarten zugeordnet werden. Tabelle 3.1 listet die zu den charakteristischen Spannungszuständen gehörigen Spannungsmehrachsigkeiten h sowie konventionellen Versuchstechniken auf.

Belastungsart	h	konventionelle Versuchstechnik
biaxialer Druck	-0,66	biaxialer Druckversuch
einachsiger Druck	-0,33	Druckversuch mit ungekerbter Probe
Scherung	0	Zugscher-, Torsionsversuch
einachsiger Zug	0,33	Zugversuch mit ungekerbter Probe
biaxialer Zug	0,66	biaxialer Zugversuch, Zugversuch mit gekerbter Probe

Tabelle 3.1.: Korrelation zwischen der Spannungsmehrachsigkeit und dem vorliegenden Spannungszustand sowie den zugehörigen konventionellen Versuchstechniken.

Abbildung 3.2 veranschaulicht zudem repräsentative Verläufe der maximal ertragbaren Vergleichsdehnung nach VON MISES in Abhängigkeit der vorliegenden Spannungsmehrachsigkeit am Beispiel von 6005A-T6 [170] und AlSi7Mg [171].

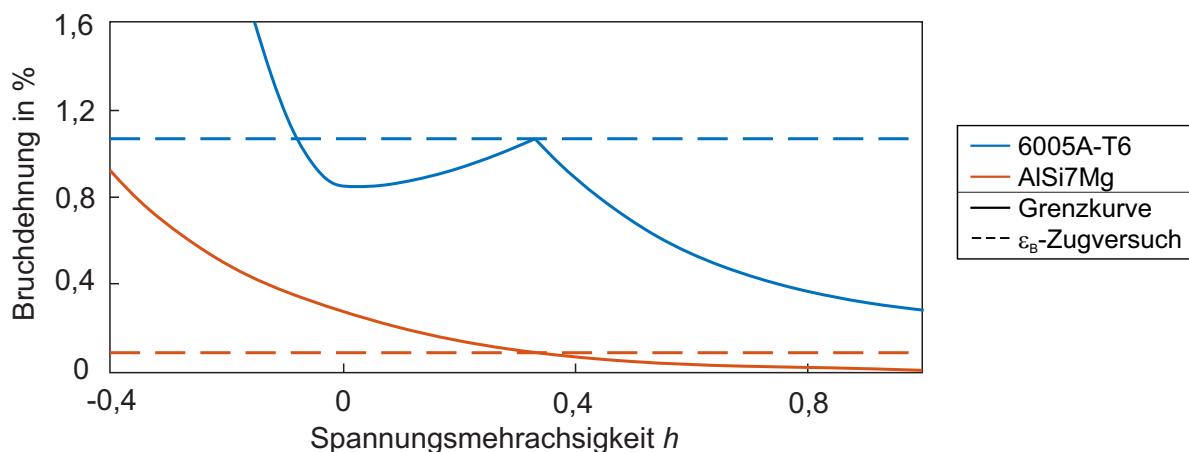


Abbildung 3.2.: Auf die Bruchdehnung des einaxialen Zugversuchs normierte Versagensgrenzkurven für 6005A-T6 [170] und AlSi7Mg [171].

Die dargestellten Kurven werden auch als Versagensgrenzkurven bezeichnet. Falls ein Spannungs- bzw. Dehnungszustand diese überschreitet, wird nach der zugrunde liegenden Modellvorstellung ein Riss initiiert. Im Allgemeinen gilt, dass je höher die Spannungsmehrachsigkeit ist, desto größer ist der hydrostatische Anteil und desto geringer ist die plastische Deformation und Bruchdehnung [172]. Die Form der Grenzkurven wird maßgeblich von der Werkstoffkomposition und dem Herstellungsprozess beeinflusst. So zeigten Untersuchungen an unterschiedlichen Aluminiumlegierungen [170, 173–175], dass die Bruchdehnung unter einaxialem Zug höher ist als unter Scherung, Abbildung 3.2 (6005A-T6). Im Gegensatz dazu, ermittelten HENN [171] und TREITLER [176] einen stetigen Kurvenverlauf für AlSi7Mg, Abbildung 3.2. Ein Vergleich der Versagensgrenzkurven mit der Bruchdehnung aus dem einaxialen Zugversuch unterstreicht die Notwendigkeit einer Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit bei der Festigkeitsbewertung. Hierdurch wird die Prognosegüte erhöht und der Versagenszeitpunkt und -ort besser vorhergesagt. Andernfalls besteht z.B. bei AlSi7Mg das Risiko einer Bauteilunterdimensionierung für $h > 0,33$ und Überdimensionierung für $h < 0,33$.

Neben der VON MISES Vergleichsdehnung können auch andere Kenngrößen wie beispielsweise die maximale Hauptnormaldehnung ε_I herangezogen werden. Des Weiteren kann die Bewertung auch auf Basis der Spannungen oder Verzerrungsenergien anstelle der Dehnungen erfolgen. Die experimentell ermittelten Versagensgrenzwerte werden mithilfe von phänomenologischen Rissinitiationsmodellen beschrieben und in die jeweiligen Simulationsprogramme implementiert. Um die in einem Bauteil vorliegenden unterschiedlichen Spannungszustände bewerten und kritische Stellen identifizieren zu können, wird analog zu [71, 177, 178] der sogenannte statische Auslastungsgrad a_{st} eingeführt, Gleichung 3.7 und 3.8. Dieser beinhaltet den Quotient aus vorhandener und maximal zulässiger Dehnung bzw. Spannung. Hierbei werden die maximal zulässigen Werte anhand der Versagensgrenzkurve und eines Sicherheitsfaktors S_{st} definiert.

$$a_{st} = \frac{\varepsilon_{vor}}{\varepsilon_{zul}} = \frac{\varepsilon_{vor}}{\varepsilon_{ert}(h)/S_{st}} \quad (3.7)$$

bzw.

$$a_{st} = \frac{\sigma_{vor}}{\sigma_{zul}} = \frac{\sigma_{vor}}{\sigma_{ert}(h)/S_{st}} \quad (3.8)$$

Sobald der statische Auslastungsgrad den Wert eins erreicht oder überschreitet, wird laut Modellvorstellung ein Riss initiiert. Die vorgestellte Vorgehensweise ist im Bereich der Crashberechnung weit verbreitet und wird auch vereinzelt bei der Durchführung des statischen Festigkeitsnachweises [71, 177, 178] angewendet. Im Gegensatz zur Crashsimulation, bei der das Nachbruchverhalten eine entscheidene Rolle spielt [179], ist bei der Durchführung der Festigkeitsnachweise von elektrischen Maschinen die Rissinitiation das auslegungsrelevante Versagenskriterium. Daher müssen keine einzelnen Elemente in der FEM-Simulation deaktiviert oder gelöscht werden, was den numerischen Aufwand reduziert.

Im Folgenden werden die ertragbaren statischen Belastungen der für die elektrischen Maschinen spezifischen Materialien in Abhängigkeit der Spannungsmehrachsigkeit bestimmt. Hierbei besteht die Herausforderung darin, geeignete Versuchstechniken für die Charakterisierung des duktilen Kupfers, der spröden Kunststoffmatrix sowie des wenige Millimeter dicken duktilen Elektrolechs auszuwählen oder zu entwickeln. Dies erfordert an den jeweiligen Werkstoff angepasste Probengeometrien. Bevor jedoch auf die Festigkeitsnachweise der einzelnen Materialien eingegangen wird, wird die grundlegende Vorgehensweise erläutert.

3.1.3 Kombinierte experimentelle und numerische Vorgehensweise

In Anlehnung an die Arbeiten von HENN [171], TREITLER [176], FIEDLER, VARFOLOMEEV und WÄCHTER [177] sowie SUN und ANDRIEUX [170] werden Probekörper herangezogen oder entwickelt, in denen unter einachsiger Belastung verschiedene Spannungsmehrachsigkeiten hervorgerufen werden. Für die Ermittlung der Versagensgrenzkurven werden die Abmessungen sowie Konturen derart gewählt, dass nahezu nur ein Spannungszustand vorherrscht. Dies soll eine Verfälschung der Kennwerte durch mögliche Überlagerungen und Wechselwirkungen vermeiden. Für die Validierung der Vorgehensweise werden hingegen Geometrien definiert, bei denen gezielt unterschiedliche Spannungszustände und -werte zeitgleich vorliegen, um die Prognosegüte hinsichtlich des Versagensorts sowie -zeitpunkts bewerten zu können. Grundlage für die Festlegung der Probenabmessungen bilden die in Kapitel 2 entwickelten und parametrisierten Materialmodelle. Mithilfe der Finiten Element Methode werden digitale Zwillinge der einzelnen Versuche erstellt und die in den Probekörpern vorliegenden Spannungen, Dehnungen und Spannungsmehrachsigkeiten berechnet. Die Form und Dimensionen werden hierbei solange optimiert, bis sich die gewünschten Spannungszustände unter einaxialer Krafteinleitung einstellen. Mittels optischer Messtechnik werden im Versuch die lokal vorliegenden Verschiebungen detektiert und in Dehnungen umgerechnet. Die experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufe sowie Dehnungsfelder werden miteinander abgeglichen. Im Anschluss werden die Dehnungen bzw. Spannungen über der Spannungsmehrachsigkeit dargestellt und die Versagensgrenzkurven abgeleitet.

Bei der Wahl der Bezugsgröße spielen das Verfestigungsverhalten des Werkstoffes [178] und die Art der Belastung eine wichtige Rolle. Im Falle eines linear elastischen Verhaltens sind die Auslastungsgrade unabhängig von der gewählten Referenz und nahezu identisch. Bei einem nichtlinearen degressiven Zusammenhang, Abbildung 3.3a, weist die dehnungsbezogene Definition bei einem Belastungszustand (ε, σ) niedrigere Auslastungsgrade als die spannungsbezogene Betrachtungsweise aus. Hieraus resultiert beispielsweise, dass der Auslastungsgrad a_ε infolge von Fliehkraftbelastungen erst kurz vor der kritischen Drehzahl n_B sprunghaft ansteigt und zuvor niedrige Werte annimmt, Abbildung 3.3b. Dies erschwert die Bewertung einer spezifischen Drehzahl bezüglich ihrer Kritikalität. Im Gegensatz dazu steigt a_σ mit zunehmender Drehzahl sukzessive an. Falls die Belastung rein kraft- oder weggesteuert eingeleitet wird, empfiehlt es sich zudem die Spannung bzw. Dehnung als Bezugsgröße zu wählen. Definitionsgemäß prognostizieren alle Ansätze zum gleichen Zeitpunkt das Versagen, Abbildung 3.3b. Da im vorliegenden Kapitel die Versagensgrenze $\varepsilon(h) = 1$ ermittelt sowie validiert werden soll, wird sich nachfolgend auf a_ε beschränkt und an dessen Beispiel das Bemessungskonzept entwickelt.

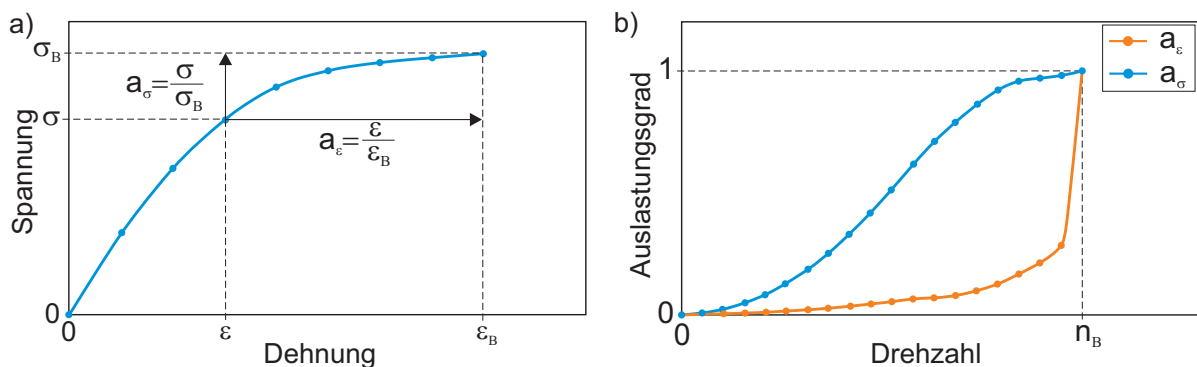


Abbildung 3.3.: a) Definition der Auslastungsgrade am Beispiel eines fiktiven Spannungs-Dehnungs-Diagramms nach [178], b) Verläufe der Auslastungsgrade in Abhängigkeit von Fliehkraftbelastung.

3.2 Statischer Festigkeitsnachweis - Elektroblech

Das Bemessungskonzept für Elektroblech unter statischer Last wird anhand von Materialproben entwickelt und verifiziert. Zudem wird die Vorgehensweise auf Bauteilebene validiert und die Prognosegüte bewertet. Die Methodik wird am Beispiel des in Kapitel 2.2 bereits verwendeten 0,3 mm dicken nicht-kornorientierten Elektrobleches aufgezeigt. Hierbei werden die Konturen der einzelnen Blechschnitte aus der gleichen Blechcharge mittels Laserstrahlschneiden herausgeschnitten.

3.2.1 Materialversuche

Aufgrund der Blechdicke von wenigen Zehntelmillimeter können konventionelle Versuchstechniken wie beispielsweise Torsion- und Druckversuche nicht angewendet werden. Daher müssen geeignete Geometrien festgelegt werden, bei denen unter einachsiger Belastung Spannungsmehrachsigkeiten kleiner gleich Null vorliegen. Hierbei muss auf eine ausreichende Knickstabilität geachtet und gegebenenfalls Knickstützen eingesetzt werden, um ein Beulen der Probekörper zu vermeiden. Die Maschinensteifigkeit wird in der Simulation durch eine Feder abgebildet und durch Korrelation der Kraft-Weg-Diagramme mit den lokal vorliegenden Dehnungen bestimmt. Tabelle 3.2 beinhaltet die gewählten Probekörperformen sowie die mittels FEM berechneten und unter einachsigem Zug vorliegenden Spannungsmehrachsigkeiten. Bei Letzteren werden die Symmetrien ausgenutzt und die relevanten Bereiche ausschnittsweise aufgezeigt.

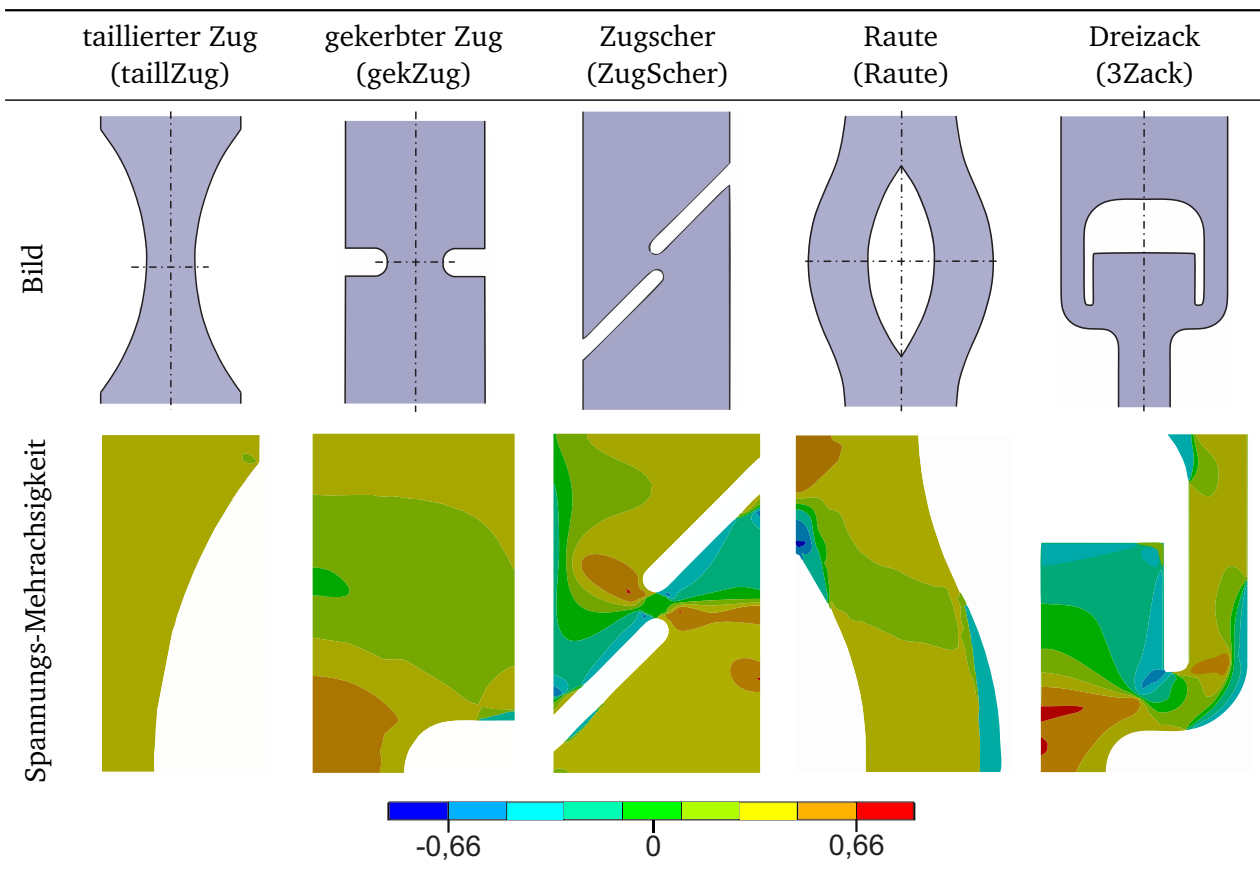


Tabelle 3.2.: Statische Materialversuche an Elektroblech: Gewählte Probeformen und vorliegende Spannungsmehrachsigkeiten.

Detaillierte Abmessungen der Probekörper befinden sich im Anhang E.1. Der Einfluss der Richtungsabhängigkeit infolge des Walzprozesses wird quantifiziert, indem die Konturen derart ausgeschnitten werden, sodass die Kraft bei der Hälfte der Probekörper in Walzrichtung und bei den anderen Proben senkrecht zu dieser eingeleitet wird. Die Prüflinge werden bei Ersterem mit *W0* und bei Letzterem mit *W90* gekennzeichnet.

Im Rahmen einer Voruntersuchung werden Zugversuche an taillierten und gekerbten Probekörpern durchgeführt, wobei die Prüfung bei unterschiedlichen Lasthorizonten beendet wird und eine optische Begutachtung durchgeführt wird. Abbildung 3.4 zeigt ausschnittsweise die Ergebnisse der Zugversuche in Walzrichtung.

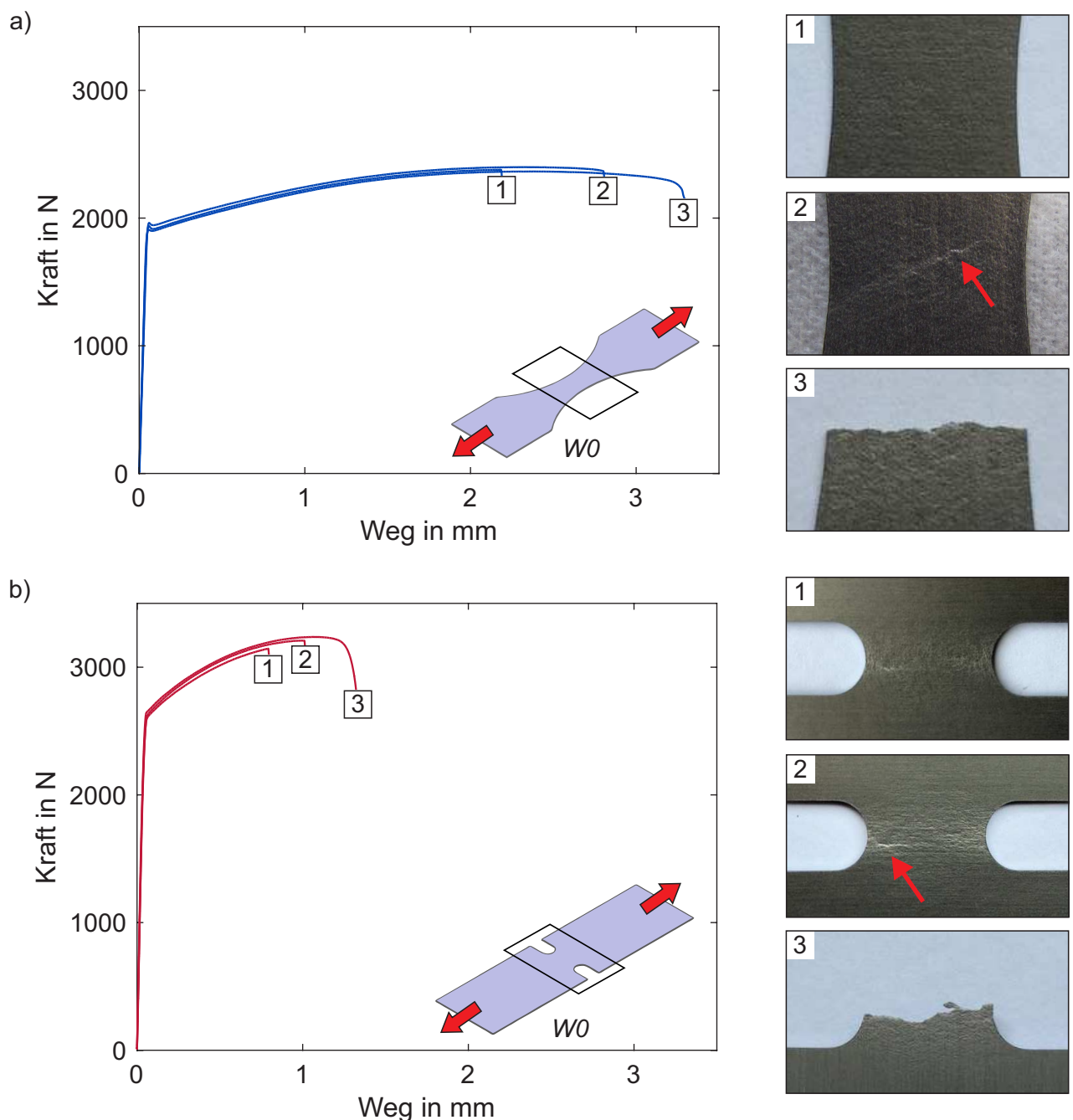


Abbildung 3.4.: Zugversuch an Elektrolech mit a) taillierten und b) gekerbten Proben: Kraft-Weg-Diagramme und Deformation bei unterschiedlichen Lasthorizonten.

Nach Erreichen der Streckgrenze bilden die Probekörper eine wellenförmige Oberfläche aus, wobei sich der Probenquerschnitt verkleinert. Dies wird auch als Brucheinschnürung Z bezeichnet. Durch das Prüfen unterschiedlicher Lastniveaus kann aufgezeigt werden, dass die Risse im Inneren des Bauteils initiiert werden, bevor ein vollständiger Trennbruch stattfindet. Die Versagensmechanismen im Gefüge werden näher untersucht, indem verschiedene metallographische Untersuchungen durchgeführt werden. Abbildung 3.5 veranschaulicht die Ergebnisse am Beispiel der gekerbten W90-Probe.

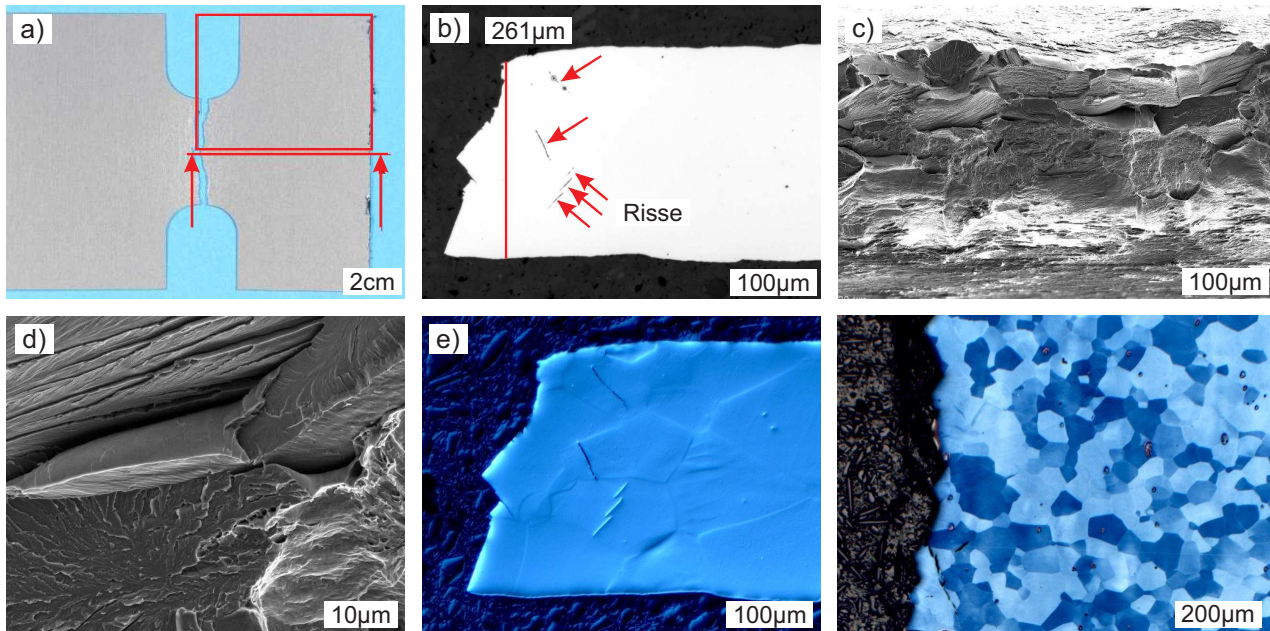


Abbildung 3.5.: a) Übersicht der Schliiflagen, b) Detail der Einschnürung im Bruchbereich, c) Stereomikroskopaufnahme der Bruchbereiche, d) Detailaufnahme der Stereomikroskopaufnahme, e) Differentialinterferenzkontrastaufnahme, f) Hellfeldbeleuchtung der geätzten Probe.

Im Rahmen der Probenpräparation werden Schlitze, deren Lage in Abbildung 3.5a dargestellt ist, in Richtung der Krafteinleitung angefertigt. Anschließende Stereomikroskopaufnahmen im Bruchbereich zeigen die für duktile Werkstoffe charakteristischen Einschnürungen der Querschnittsfläche, Abbildung 3.5b-d. Mittels Differentialinterferenzkontrast werden die Geometrie und Mikrostruktur der Oberfläche erfasst und in Helligkeitsunterschiede umgewandelt [180], Abbildung 3.5e. Die transkristallinen Risse werden nicht an der Oberfläche, sondern im Probeninneren initiiert und verlaufen durch die Körner. Zudem liegt keine signifikante Kornstreckung vor. Des Weiteren werden die Korngrenzen durch Ätzung und Hellfeldbeleuchtung visualisiert, Abbildung 3.5f. Aufgrund der unterschiedlichen Blaufärbungen ist keine einheitliche Kornorientierung zu erkennen.

3.2.2 Generieren der Versagensgrenzkurve

Nachdem die Versagensmechanismen und Rissinitiierung makroskopisch und mikroskopisch untersucht wurden, wird die Versagensgrenzkurve abgeleitet. Diese bildet die Grundlage für das Bemessungskonzept und die Definition des statischen Auslastungsgrades, Gleichung 3.7. Hierfür werden für beide Walzrichtungen die zum Versagenszeitpunkt vorliegenden Spannungsmehrsigigkeiten h sowie Hauptnormaldehnungen ε_I bzw. VON MISES Vergleichsdehnungen ε_{vM} ausgeleitet. Anschließend wird die Versagensgrenzkurve generiert, indem ε - h -Kennfelder erzeugt und die Einhüllenden der Punktwolken bestimmt sowie mathematisch beschrieben werden. Abbildung 3.6 zeigt die mithilfe

der kombinierten experimentellen und numerischen Vorgehensweise ermittelten Versagensgrenzkurven. Diese werden durch eine Fallunterscheidung und e -Funktionen modelliert.

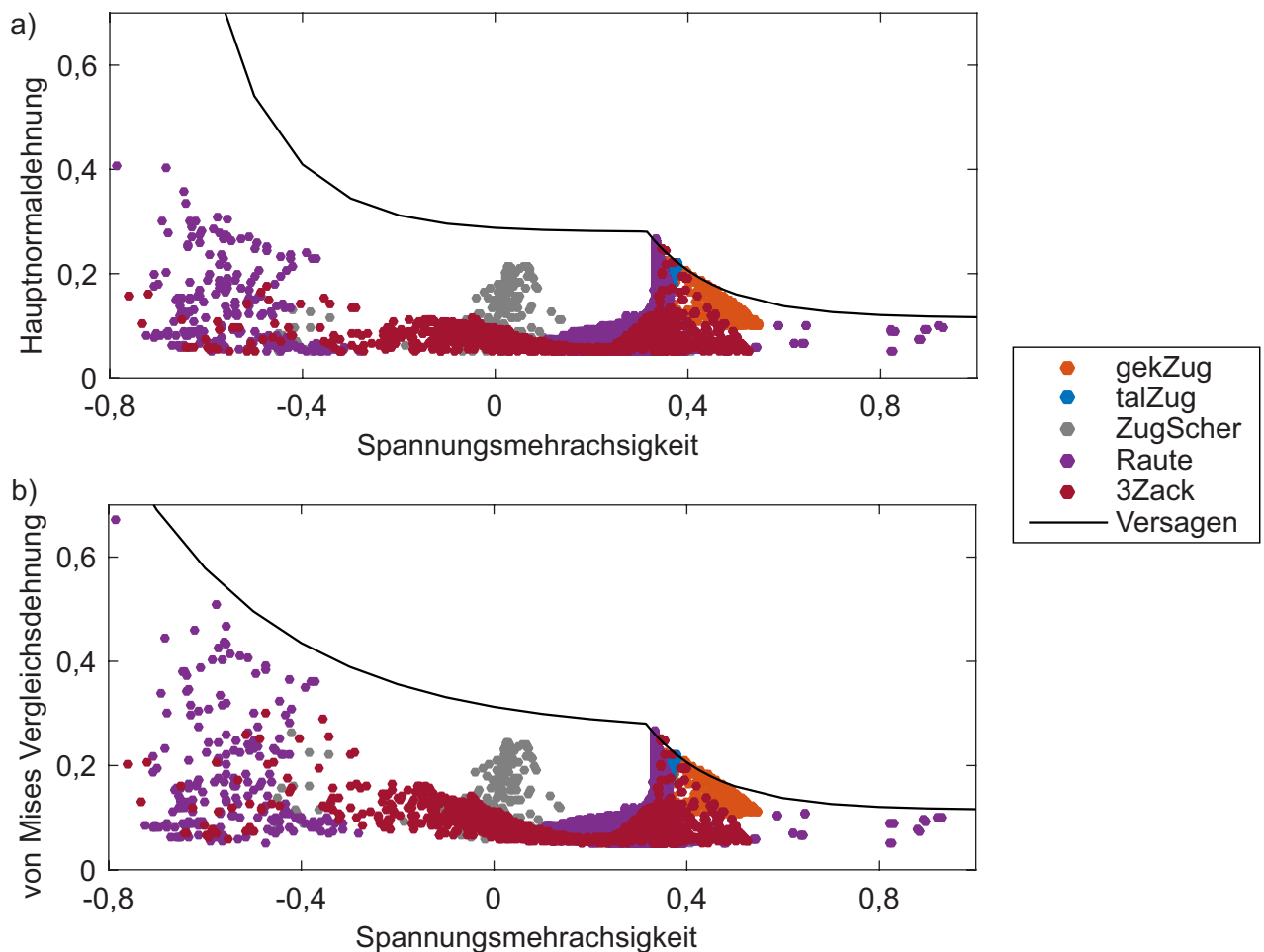


Abbildung 3.6.: Versagensgrenzkurve für das untersuchte Elektrolech bezogen auf a) die Hauptnormaldehnung und b) VON MISES Vergleichsdehnung.

Die ermittelten Dehnungen unterscheiden sich für die beiden Walzrichtungen, $W0$ und $W90$, nicht signifikant voneinander, sodass keine Richtungsabhängigkeit im Bemessungskonzept für das Elektrolech berücksichtigt werden muss. Die beiden Grenzkurven weichen lediglich für Spannungsmehrachsigkeiten kleiner als Null voneinander ab. Für die nachfolgenden Untersuchungen wird die Versagensgrenzkurve auf Basis der VON MISES-Vergleichsdehnung, Abbildung 3.6b, verwendet.

3.2.3 Validierung anhand von Material- und Bauteilversuchen

Die Prognosegüte und Validität der Vorgehensweise wird bewertet, indem sowohl Material- als auch Bauteilversuche in der Simulation abgebildet werden. Der statische Festigkeitsnachweis wird anhand der generierten Versagensgrenzkurve durchgeführt und mit den Messergebnissen abgeglichen.

Validierung anhand der Materialversuche

Die gemessenen und berechneten Kraft-Weg-Diagramme sowie experimentell und numerisch ermittelten Versagenszeitpunkte, d.h. der Auslastungsgrad erreicht den Wert eins, werden gegenübergestellt.

Hierbei werden die entwickelte Versagensgrenzkurve und klassische Gestaltänderungshypothese, Gleichung 3.9, miteinander verglichen und anhand der Messergebnisse bewertet.

$$a_{vM} = \frac{\sigma_{vM}}{R_m} \quad (3.9)$$

Abbildung 3.7 veranschaulicht exemplarisch die Ergebnisse der W0-Probekörper.

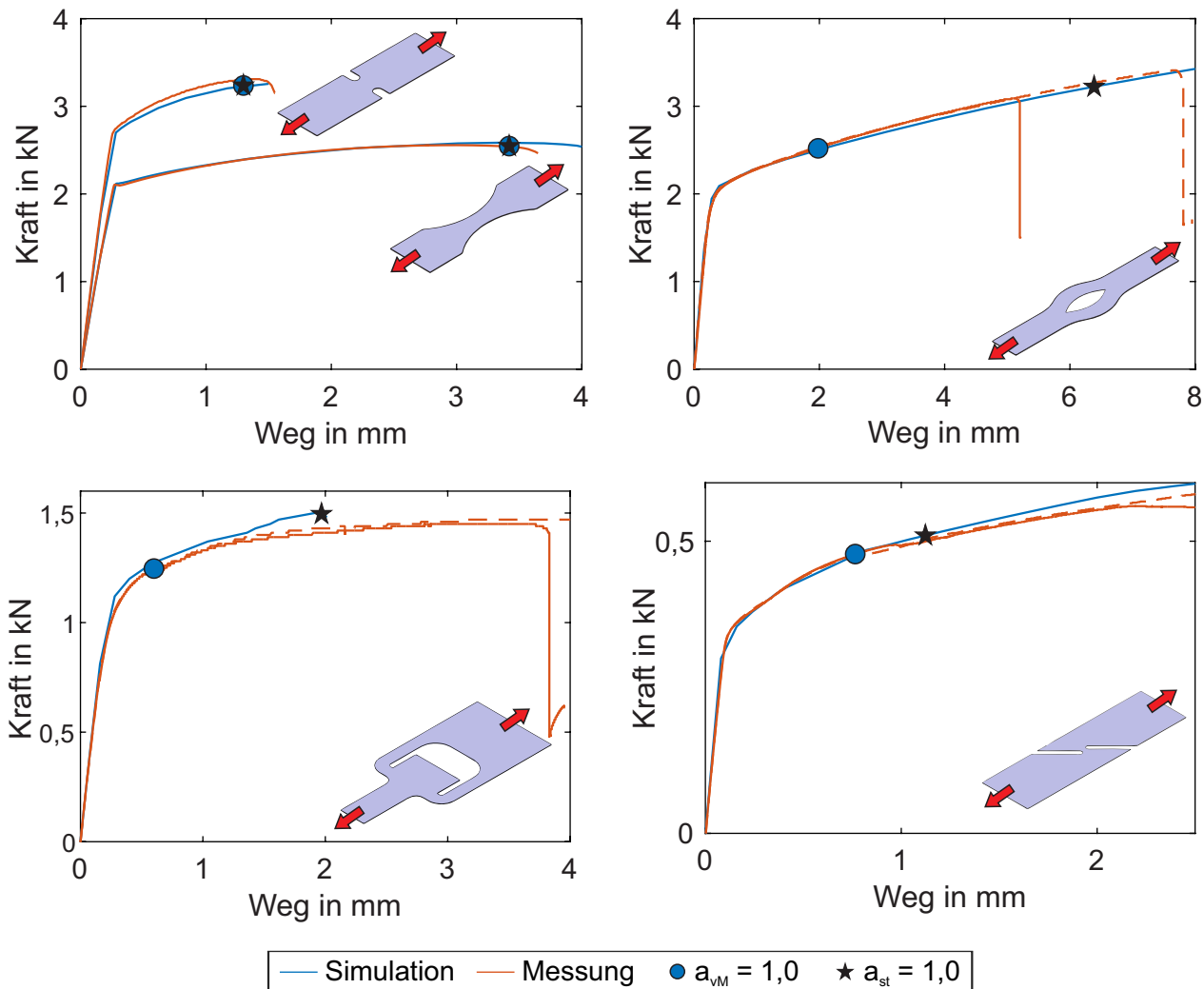


Abbildung 3.7.: Gemessene und berechnete Kraft-Weg-Diagramme sowie experimentell und numerisch ermittelte Versagenszeitpunkte, $a = 1$, am Beispiel der W0-Probekörper.

Die gemessenen und berechneten Kraft-Weg-Diagramme stimmen sehr gut miteinander überein. Es liegen lediglich kleinere Abweichungen im Falle der Dreizackprobekörper vor. Diese begründen sich mit einem stärkeren Ausknicken (*out of plane*) des Blechs im Versuch als in der Simulation. Dies ist zudem auch der Grund dafür, dass die Versagensgrenze $a_{st} = 1,0$ in der Berechnung des Zugscher- und Dreizacksversuchs frühzeitig erreicht wird. In allen anderen Fällen wird der experimentelle Versagenszeitpunkt anhand der Versagensgrenzkurve mit guter Näherung prognostiziert. Im Gegensatz dazu sagt die klassische Gestaltänderungshypothese bei den Zugscher-, Raute- und Dreizackprobekörpern ein frühzeitiges Versagen voraus. Da bei der Bauteilauslegung neben dem Versagenszeitpunkte der Versagensort entscheidend ist, listet Tabelle 3.3 die experimentell ermittelten sowie numerisch vorhergesagten Orte der Rissinitiierung auf.

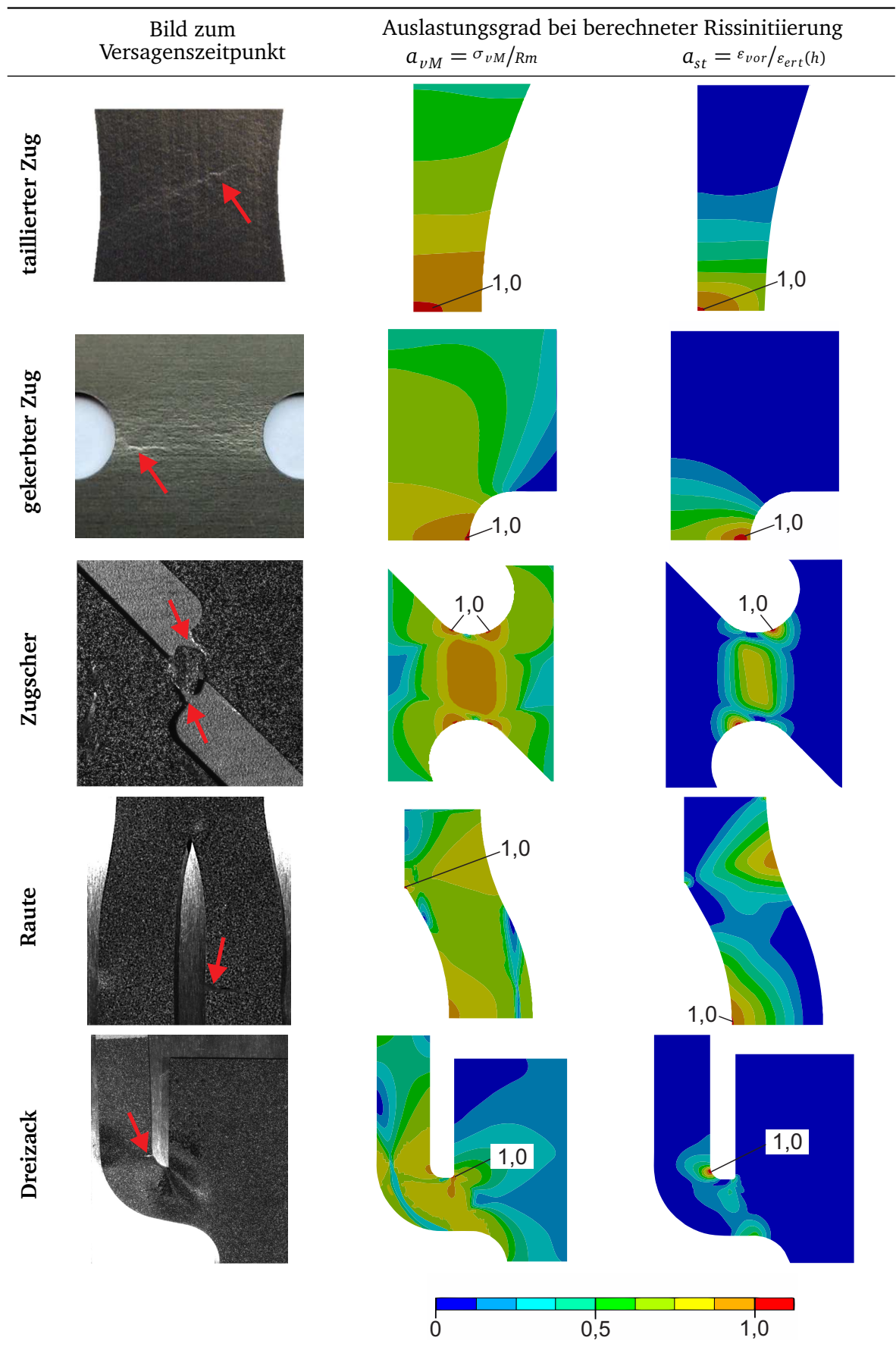


Tabelle 3.3.: Validierung des statischen Festigkeitsnachweises für Elektroblech anhand der Materialversuche mit W0-Proben.

Die Bewertung des statischen Festigkeitsnachweises auf Basis der generierten Versagensgrenzkurve sagt bei allen Probekörpern die im Versuch detektierten Orte der Rissinitiierung vorher. Dies trifft im Falle der Gestaltänderungshypothese nicht zu. Die Rissinitiierung im Inneren der gekerbten Probe sowie die Versagensorte der Raute- und Dreizackprüflinge werden nicht identifiziert. Dies hat das Risiko einer Bauteilunterdimensionierung oder -überdimensionierung zur Folge, da sich im Zuge der Entwicklung nicht auf die kritischen Stellen fokussiert wird und gegebenenfalls falsche Rückschlüsse gezogen werden.

Validierung anhand von Bauteilversuchen

Neben den Materialversuchen werden Experimente an Rotoren durchgeführt, um die eingeführte Methodik zu validieren. Hierbei handelt es sich um sogenannte Schleuderversuche, bei denen der Rotor in einer Vakuumkammer über einen Riemenantrieb angetrieben wird. Die Drehzahl wird sukzessive erhöht, bis Bersten, d.h. Versagen, auftritt.

Die Blechschnittgeometrien werden in Anlehnung an die Materialversuche ausgelegt und aus der gleichen Charge laserstrahlgeschnitten. Die einzelnen Bleche werden wie in Kapitel 2.2.1 beschrieben zueinander verdreht, übereinander gestapelt und anschließend miteinander verschweißt. Um möglichst wenige Materialpaarungen und Wechselwirkungen mit anderen Komponenten zu haben, werden die Geometrien auf Basis von permanenterregten Synchronmaschinen entwickelt. Zudem werden anstelle der Magnete Stahlquader verwendet. Diese werden in die Öffnungen des Blechpakets eingeführt und anschließend verstemmt. Die Unwucht des Rotors wird mithilfe zweier Wuchtscheiben, die zusätzlich mit Spannrings gesichert sind, ausgeglichen. Das Blechpaket, die Wuchtscheiben und Spannrings besitzen geometrische Übermaße zur Welle, damit diese während des Versuchs nicht verrutschen. Die Presspassungen werden durch thermisches Fügen hergestellt. Hierbei wird die Welle im Vorfeld mittels flüssigem Stickstoff abgekühlt und die anderen Komponenten im Ofen erwärmt. Alle Komponenten sowie deren Zusammenbau werden vor und nach der Montage geometrisch vermessen.

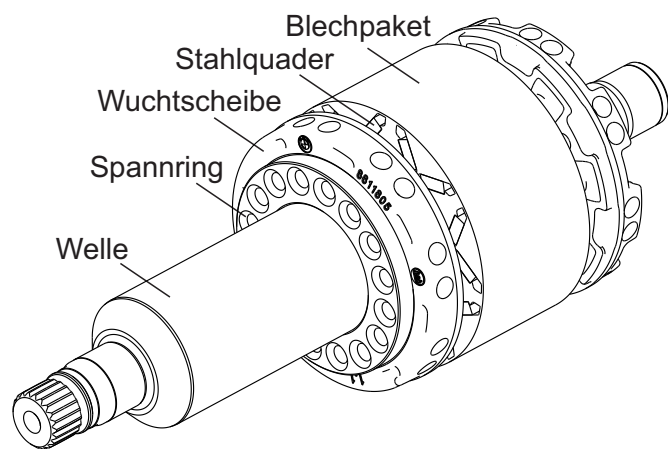


Abbildung 3.8.: Aufbau der Rotoren zur Validierung des statischen Festigkeitsnachweises.

Es werden für die Berstversuche drei verschiedene Blechschnitte verwendet. Bei diesen stellen sich unter der radial wirkenden Fliehkraft Spannungszustände analog zu den taillierten und gekerbten Proben sowie Zugscherversuchen ein. Die Montagevorgänge bzw. Presspassungen werden in der Simulation wie in Kapitel 2.2.3 durch reibungsbehaftete Kontakte mit den entsprechenden geometrischen Übermaßen abgebildet. Die numerische Bewertung der statischen Festigkeit der Elektrobleche erfolgt auf Blechschnittebene im Rahmen von 2D Simulationen und unter Heranziehen des in Kapitel 2.2.2 vorgestellten Materialmodells. Bei der Modellierung wird zudem die Rotationssymmetrie ausgenutzt und die Schnittkanten mit reibungsfreien Randbedingungen versehen. Nachfolgend werden die freigeschnittenen Modelle und kleinsten wiederkehrenden Einheiten dargestellt. Tabelle 3.4 gibt einen Überblick über die ausgelegten Blechschnitte, vorliegenden Spannungsmehrachsigkeiten, statischen Auslastungsgrade sowie numerisch und experimentell ermittelten Berstdrehzahlen n_{Berst} . Weitere Details sind Anhang E.1 zu entnehmen.

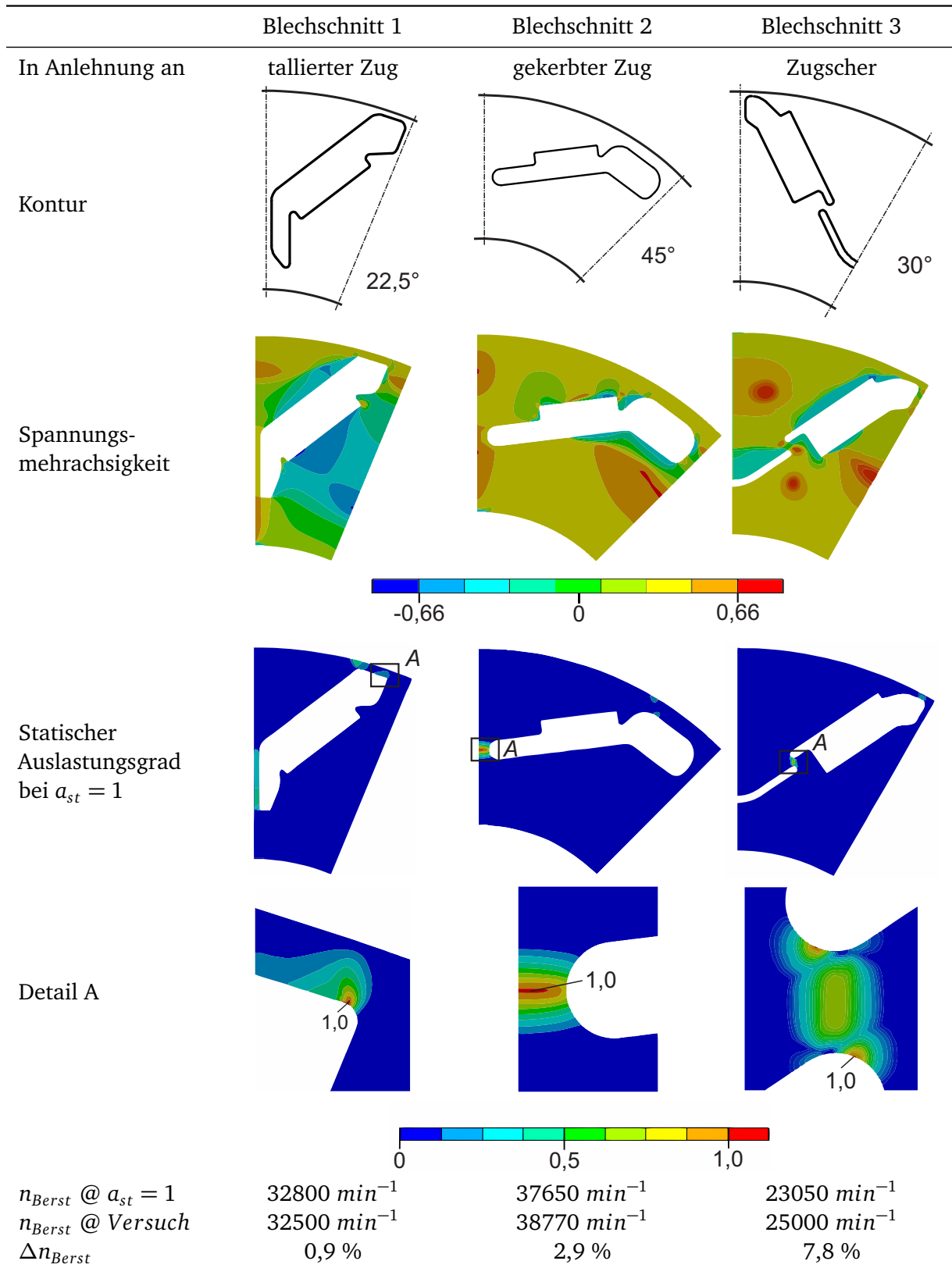


Tabelle 3.4.: Elektrolech: Validierung des statischen Festigkeitsnachweises anhand von Bauteilversuchen. Veranschaulichen der Blechschnittkonturen, Spannungsmehrachsigkeiten, Auslastungsgrade sowie numerischen und experimentell ermittelten Berstdrehzahlen.

Das Versagen der Rotoren wird im Falle des Blechschnitts 1 und 2 mit sehr guter Näherung vorausgesagt. Hierbei weichen die numerisch abgeschätzten Berstdrehzahlen von den experimentellen Werten um 0,9 % bzw. 2,9 % ab. Es liegt lediglich eine größere Differenz von 7,8 % bei Blechschnitt 3, der in Anlehnung an die Zugscherversuche definiert wurde, vor. Das zu früh prognostizierte Versagen lässt sich analog zu den Materialversuchen mit einem stärkeren Ausknicken (*out of plane*) der Bleche im Versuch als in der Simulation begründen. Dies wird durch die gewählte 2D Simulation nicht abgebildet. Eine Rekonstruktion der Rissinitiierungs- bzw. Versagensorte in den Versuchen ist aufgrund des explosionsartigen Berstens und der daraus übrig gebliebenen Bruchstücke nicht möglich.

Die entwickelte Methodik konnte anhand von Material- und Bauteilversuchen validiert werden. Diese zeigt im Gegensatz zur klassischen Gestaltänderungshypothese die in den Materialproben vorliegenden kritischen Punkte der Rissinitiierung auf. Zudem wird das Versagen der Probekörper und Rotoren mit guter Näherung vorhergesagt. Es existieren lediglich kleinere Abweichungen im Falle der Zugscher- und Dreizackversuche sowie des Blechschnitts 3. Diese sind auf ein Ausknicken der Bleche, das in der Simulation nicht vollständig abgebildet wird, zurückzuführen. Durch die Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit und generierte Versagensgrenzkurve kann die statische Festigkeit verschiedener Blechschnittkonturen zukünftig numerisch bewertet werden.

3.3 Statischer Festigkeitsnachweis - Kupfer

Nachdem ein valides Bemessungskonzept für Elektroblech unter statischer Last eingeführt wurde, wird nachfolgend die statische Festigkeit von Kupfer näher untersucht und eine Methodik für deren Bewertung entwickelt. Zu Beginn werden Materialversuche bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt, um das Spannungs-Dehnungs-Verhalten zu charakterisieren sowie Versagenskriterien festzulegen. Die Validierung erfolgt anschließend anhand eines Bauteilversuchs.

3.3.1 Charakterisieren des Materialverhaltens und Festlegen der Versagenskriterien

Kupfer wird vorrangig in Form von Drähten oder Stäben in elektrischen Maschinen eingesetzt, Kapitel 2.3. Da verschiedene Spannungszustände bei diesen kleinen Abmessungen nicht mit vertretbarem Aufwand dargestellt werden können, wird nachfolgend die Festigkeit von 3 mm dickem Kupferblech exemplarisch untersucht. Hierbei werden die Konturen der Probekörper aus dem Rohmaterial mittels Wasserstrahlschneiden entnommen. Das Verformungs- und Verfestigungsverhalten der verwendeten Kupferlegierung wird anhand von taillierten und gekerbten Probekörpern für Raumtemperatur und 180°C ermittelt. Abbildung 3.9 zeigt die gemessenen Kraft-Weg-Verläufe.

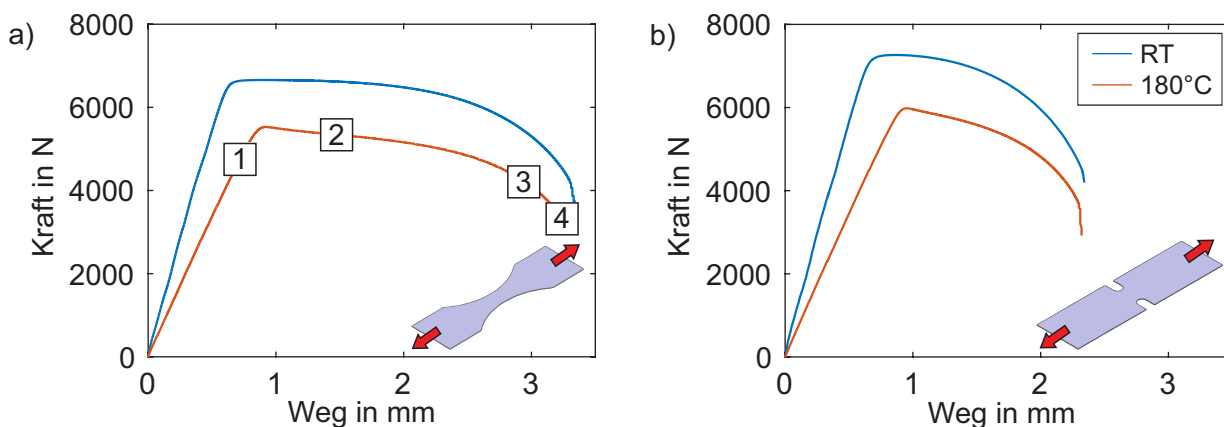


Abbildung 3.9.: Kraft-Weg-Verläufe der a) taillierten und b) gekerbten Proben bei RT sowie 180°C.

Der untersuchte Werkstoff zeigt unter statischer Last ein entfestigendes Verhalten. Die Dehngrenze entspricht der Streckgrenze und der Kraft-Weg-Verlauf fällt nach Beginn der Plastifizierung ab. Im Falle der 180°C nimmt sowohl das Elastizitätsmodul als auch die Dehngrenze im Vergleich zu den Werten bei RT ab. Die Probekörper brechen unabhängig von der Temperatur in etwa nach dem gleichen Verfahrensweg der Traverse. Abbildung 3.10 zeigt Detailaufnahmen der Einschnürung der taillierten Proben bei 180°C zu den in Abbildung 3.9 markierten Belastungszuständen.

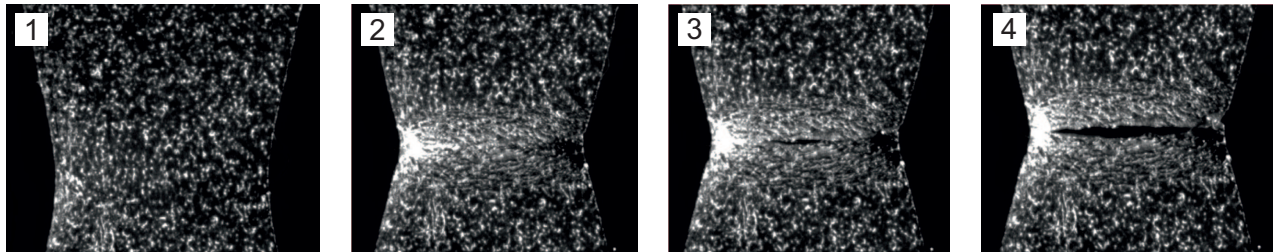


Abbildung 3.10.: Taillierte Zugprobe - Cu OFE: Detailaufnahmen der Brucheinschnürung bei 180°C.

Die Risse werden analog zum Elektroblech im Inneren des Probekörpers initiiert. Eine sichtbare Schädigung ist bereits nach Überschreiten der Dehngrenze zu erkennen. Da die Komponenten der elektrischen Maschine zum Teil kraftgesteuerten Belastungen z.B. infolge der wirkenden Fliehkraft ausgesetzt sind, werden die Dehngrenzen bzw. die dazugehörigen Dehnungen als Versagenskriterien gewählt. Sobald diese unter einer konstant wirkenden Kraft überschritten werden, beginnt der Werkstoff ungehindert zu fließen und ein abruptes Versagen tritt auf.

3.3.2 Validierung anhand von Bauteilversuchen

Die getroffenen Annahmen werden mithilfe des in Kapitel 3.2.3 eingeführten Schleuderversuchs verifiziert, wobei der eingangs vorgestellte Asynchronrotor herangezogen wird. Dieser weist einen Kurzschlusskäfig aus der im vorherigen Abschnitt charakterisierten Kupferlegierung auf. Grundvoraussetzung für die Durchführung des Festigkeitsnachweises ist das numerische Abbilden der auftretenden Deformationen. Daher werden die gewählte Modellierung und verwendeten Materialmodelle, Kapitel 3.2.3 und 2.2.2, mittels kapazitiver Wegmessung der Kurzschlusskäfigaufweitung validiert. Abbildung 3.11 zeigt den schematischen Versuchsaufbau sowie die gemessene und berechnete Aufweitung des Kurzschlusskäfigs.

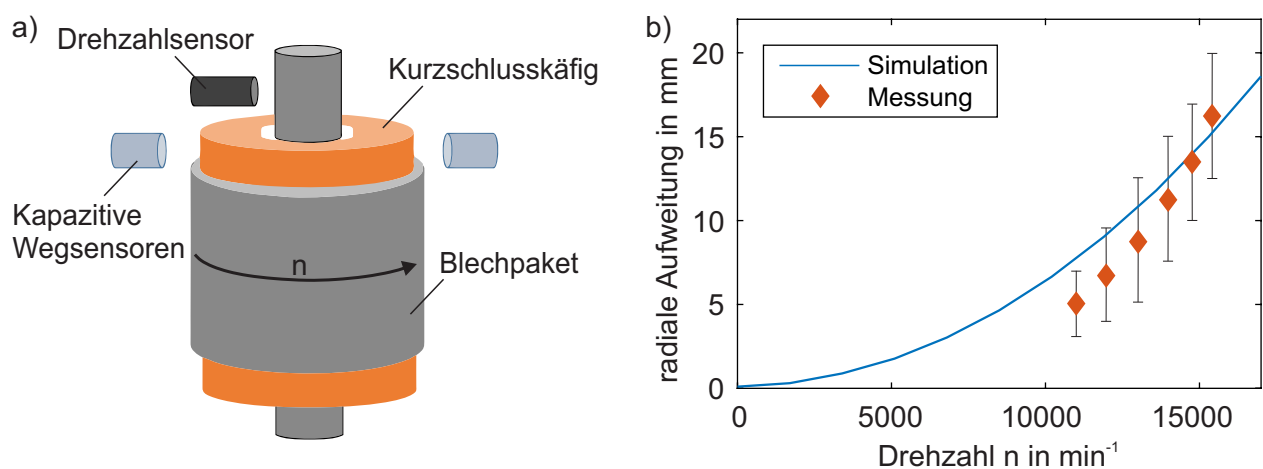


Abbildung 3.11.: a) Schematischer Versuchsaufbau der Schleuderprüfung, b) gemessene und berechnete Aufweitung des Kurzschlusskäfigs bei RT.

In der Simulation werden analog zu Kapitel 3.2.3 die Montageeinflüsse, d.h. das geometrische Übermaß zwischen Welle und Blechpaket sowie die Blechpaketvorspannung, berücksichtigt. Die numerisch abgeschätzten Deformationen des Kurzschlusskäfigs befinden sich im Streuband der anhand der kapazitiven Wegsensoren bestimmten Werte.

Nachfolgend werden zwei Rotoren bei Raumtemperatur und 180°C solange geschleudert, bis diese versagen. Tabelle 3.5 fasst die experimentell ermittelten und simulativ prognostizierten Versagensorte sowie Berstdrehzahlen zusammen. Hierbei wird das auf Basis der Materialversuche definierte Versagenskriterium, die Dehngrenze bzw. die dazugehörige plastische Dehnung, herangezogen.

	Simulation	Messung
Versagensort bei RT und 180°C		
$n_{Berst} @ RT$	33800 min^{-1}	34800 min^{-1}
$n_{Berst} @ 180^{\circ}C$	25650 min^{-1}	27000 min^{-1}

Tabelle 3.5.: Kupfer: Validierung des statischen Festigkeitsnachweises anhand von Bauteilversuchen. Veranschaulichen der experimentell und numerisch ermittelten Versagensorte sowie Berstdrehzahlen.

Sowohl bei Raumtemperatur als auch bei 180°C versagt der Kurzschlusskäfig im Bereich der Blechpaketenden und zerbricht in mehrere Teile, wobei die Kupferstäbe in den Blechpaketnuten verbleiben. Der auf Basis der definierten Versagenskriterien durchgeführte Festigkeitsnachweis identifiziert diesen Bereich als kritische Stelle. Die numerisch prognostizierten Berstdrehzahlen stimmen mit den Messwerten gut überein, wobei das Versagen tendenziell eher konservativ vorhergesagt wird. Die Abweichung beträgt bei Raumtemperatur ca. 2,9% und bei 180°C ca. 5%.

3.4 Statischer Festigkeitsnachweis - Duroplast

Bevor die Verbundwerkstoffe und -festigkeiten näher betrachtet werden, wird als Abschluss der Bemessungskonzepte der isotropen Werkstoffe unter statischer Last eine Vorgehensweise für den verwendeten Duroplast anhand von Materialversuchen definiert und validiert.

3.4.1 Festlegen der Materialversuche und Generieren der Versagensgrenzkurve

Hierbei wird als Absprungbasis das Versuchsprogramm des Elektroblechs verwendet. Im Gegensatz zu den wenigen Zehntelmillimeter dünnen Blechen können im Falle des Kunststoffes andere Probeformen und Versuchstechniken angewendet werden. Neben den in Tabelle 3.2 aufgelisteten

Versuchen werden zusätzlich Torsionsversuche durchgeführt und die im Zuge der Berechnungsmodellentwicklung verwendeten Druckversuche herangezogen. Die identifizierte Zug-Druck-Asymmetrie wird mithilfe des in Kapitel 2.3.1 parametrisierten und validierten DRUCKER-PRAGER Modells berücksichtigt. Details zu den Probenabmessungen sind in Anhang E.2 zu finden. Abbildung 3.12 veranschaulicht die abgeleitete Versagensgrenzkurve. Da es sich um einen spröden Werkstoff, bei dem klassischerweise der Festigkeitsnachweis auf Basis der Hauptnormalspannung oder -dehnung, Kapitel 3.1.1, durchgeführt wird, handelt, wird die Hauptnormaldehnung als Bezugsgröße gewählt.

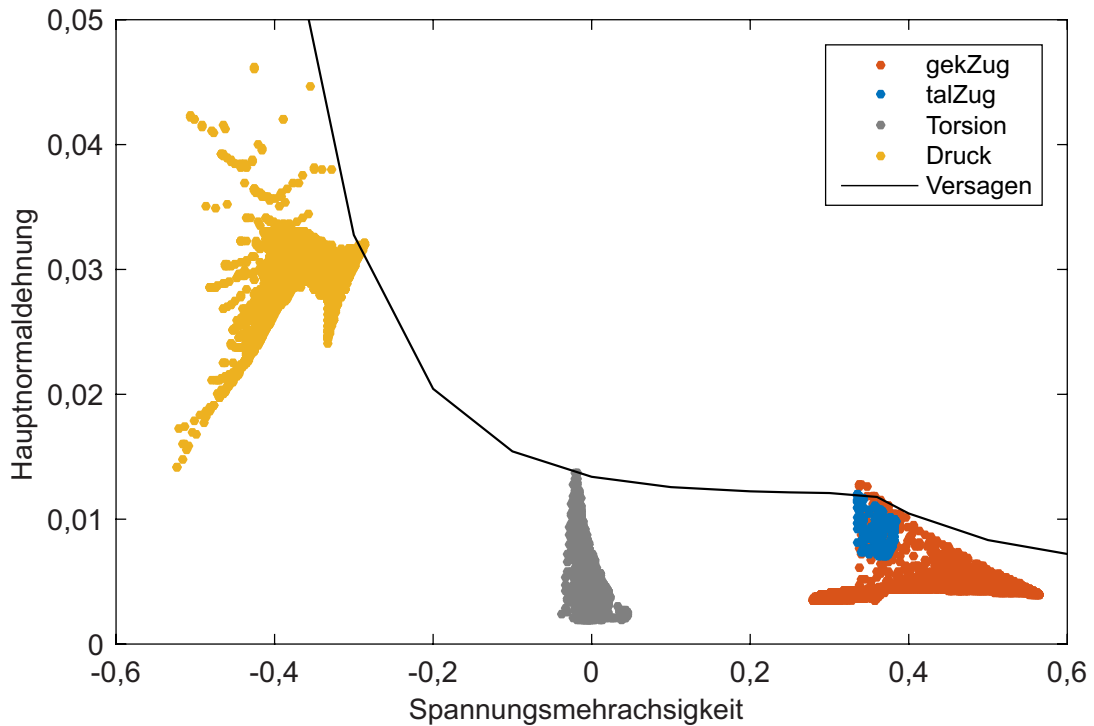


Abbildung 3.12.: Versagensgrenzkurve für den untersuchten Duroplast bezogen auf die Hauptnormaldehnung.

Analog zum Elektroblech nimmt mit steigender Spannungsmehrachsigkeit die ertragbare Hauptnormaldehnung ab. Falls mehraxiale Zugbelastungen ($h > 0,33$) vorherrschen, sinkt die Bruchdehnung degressiv ab. Für Druckbelastungen ($h < 0$) steigt die Versagensgrenze hingegen mit kleiner werdender Spannungsmehrachsigkeit progressiv an. Im Übergangsbereich ($0 \leq h \leq 0,33$) ist die Steigung der Kurve betragsmäßig am kleinsten. Der Verlauf wird mithilfe einer Fallunterscheidung und zweier Exponentialfunktionen mathematisch beschrieben.

3.4.2 Validierung anhand von Materialversuchen

Die Validität und Prognosegüte des aufgestellten Bemessungskonzepts wird nachfolgend anhand von Materialversuchen bewertet. Hierbei wird dieses zudem der Gestaltänderungs- und Normalspannungshypothese gegenübergestellt. Zu Beginn werden die experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufe sowie Versagenszeitpunkte aller Materialversuche miteinander verglichen. Im Anschluss werden die Versagensorte am Beispiel der Raute- und Dreizackprobekörper evaluiert, da bei diesen unterschiedliche Spannungszustände und -werte auftreten. Bei allen anderen Proben herrscht lediglich ein Spannungszustand vor, sodass die von den verschiedenen Ansätzen prognostizierten Versagensorte identisch sind. Abbildung 3.13 zeigt die Kraft-Weg-Diagramme der Prüfkörper, die für das Generieren und Validieren der Versagensgrenzkurve herangezogen wurden.

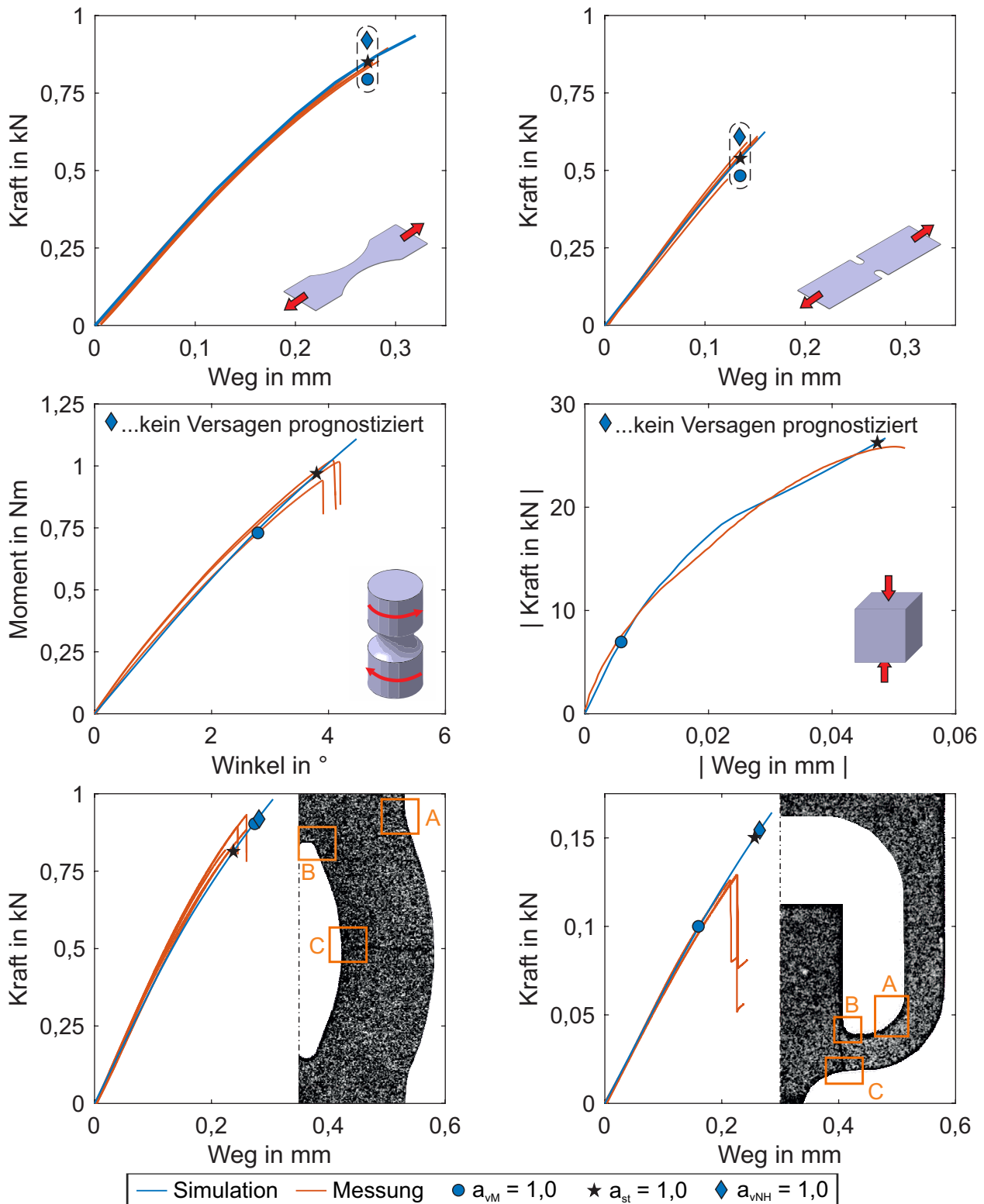


Abbildung 3.13.: Duroplast: Kraft-Weg-Diagramme der Materialversuche zur Generierung und Validierung der Versagensgrenzkurve sowie prognostizierte Versagenszeitpunkte.

Die experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufe stimmen sehr gut miteinander überein. Alle drei Festigkeitshypothesen sagen den Bruch der taillierten und gekerbten Proben vorher. Im Falle des Torsions- und Druckversuchs wird der Grenzwert der NSH nicht erreicht, wohingegen die GEH die Rissinitiiierung bei einer zu niedrigen Last prognostiziert. Dies hätte im Rahmen der

strukturmechanischen Auslegung eine Bauteilüberdimensionierung bzw. -unterdimensionierung zur Folge. Das entwickelte Bemessungskonzept auf Basis der Versagensgrenzkurve liefert als einziges für alle einzeln betrachteten Spannungszustände valide Aussagen.

Das Kraft-Weg-Verhalten der für die Validierung untersuchten Raute- und Dreizackprobekörper wird in der Simulation abgebildet. Die von allen drei Ansätzen prognostizierte Bruchdehnung bzw. -spannung befindet sich im Falle der Rauteprüflinge im Streuband der Versuchsergebnisse. Hierbei weisen die beiden klassischen Hypothesen, NSH und GEH, tendenziell höhere ertragbare Lasten aus. Bei allen betrachteten Materialversuchen wird lediglich der Versagenszeitpunkt der Dreizackproben von keinem Bemessungskonzept vorhergesagt. Der Grenzwert der GEH wird erneut bei Lasten unterhalb der gemessenen Werte erreicht, wohingegen die beiden anderen Ansätze zu hohe Bruchlasten angeben. Abbildung 3.13 zeigt zudem die durch optische Messtechnik zum Versagenszeitpunkt erfassten Bildern der Validierungsversuche. In diesen werden die Details A-C hervorgehoben, da die zugehörigen Bereiche im Rahmen des Abgleichs der prognostizierten Versagensorte mit den Messergebnissen näher betrachtet werden.

Tabelle 3.6 stellt die numerisch abgeschätzten Versagensorte der Rauteprobekörper den Versuchsergebnissen gegenüber. Simulationsseitig werden für die in Abbildung 3.13 markierten Details die Auslastungsgrade der drei Vorgehensweisen zu den jeweils ausgewiesenen Versagenszeitpunkten aufgelistet.

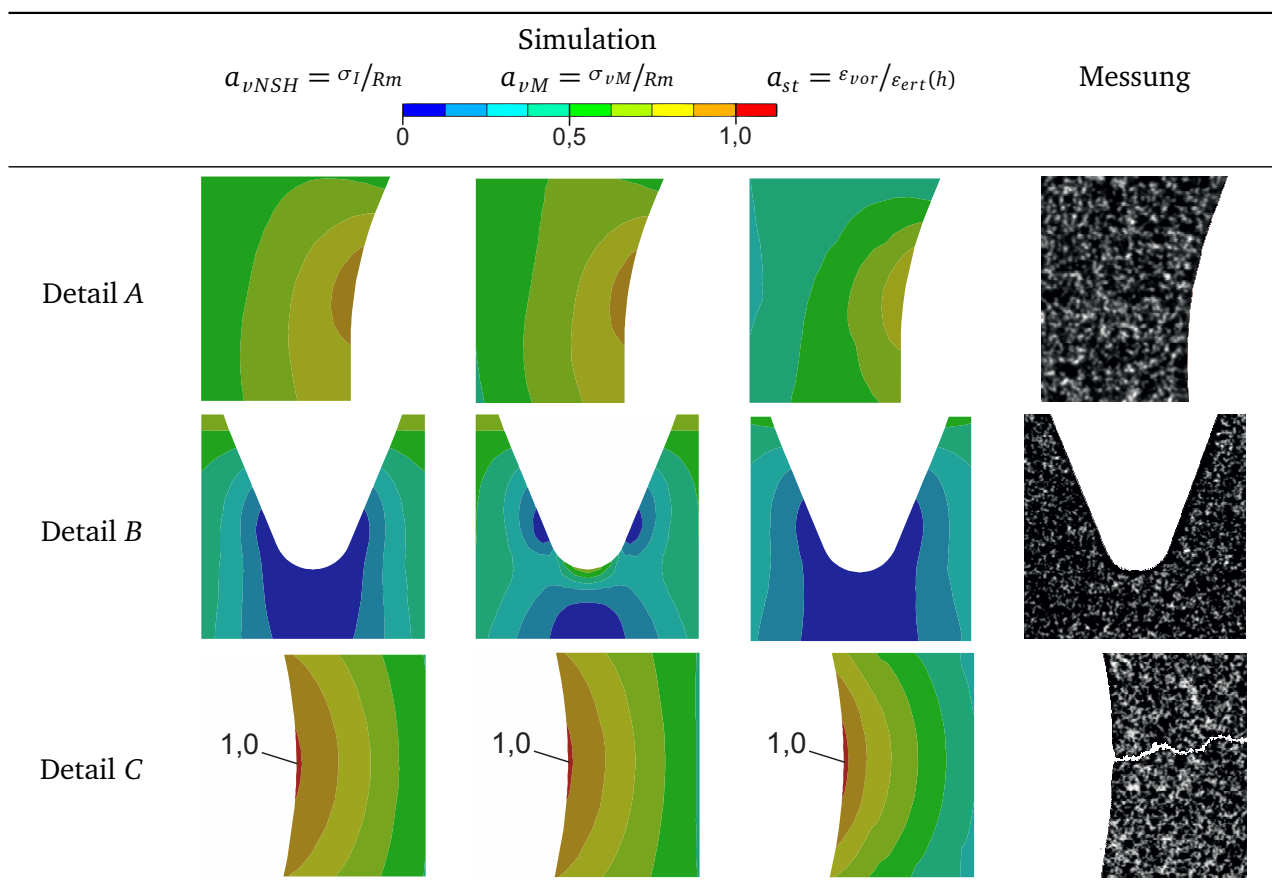


Tabelle 3.6.: Duroplast: numerisch und experimentell ermittelte Versagensorte im Falle der Rauteprobekörper.

Im Versuch wird der Riss in Detail C initiiert. Dies wird von allen drei Ansätzen prognostiziert. Die guten Übereinstimmungen sind auf die vorherrschenden Zugbelastungen, bei denen die unterschiedlichen Bewertungsmethoden nicht signifikant voneinander abweichen, zurückzuführen. Der Gradient des Auslastungsgrades ist im Falle des entwickelten Ansatzes am größten, Detail A und C. Die GEH weist auch im Bereich der Kerbe in Detail B, in dem vorrangig Druckbelastungen vorliegen, hohe Auslastungsgrade aus.

Die in der Berechnung und im Versuch detektierten Versagensorte der Dreizackproben werden analog zum vorherigen Abschnitt in Tabelle 3.7 zusammengefasst.

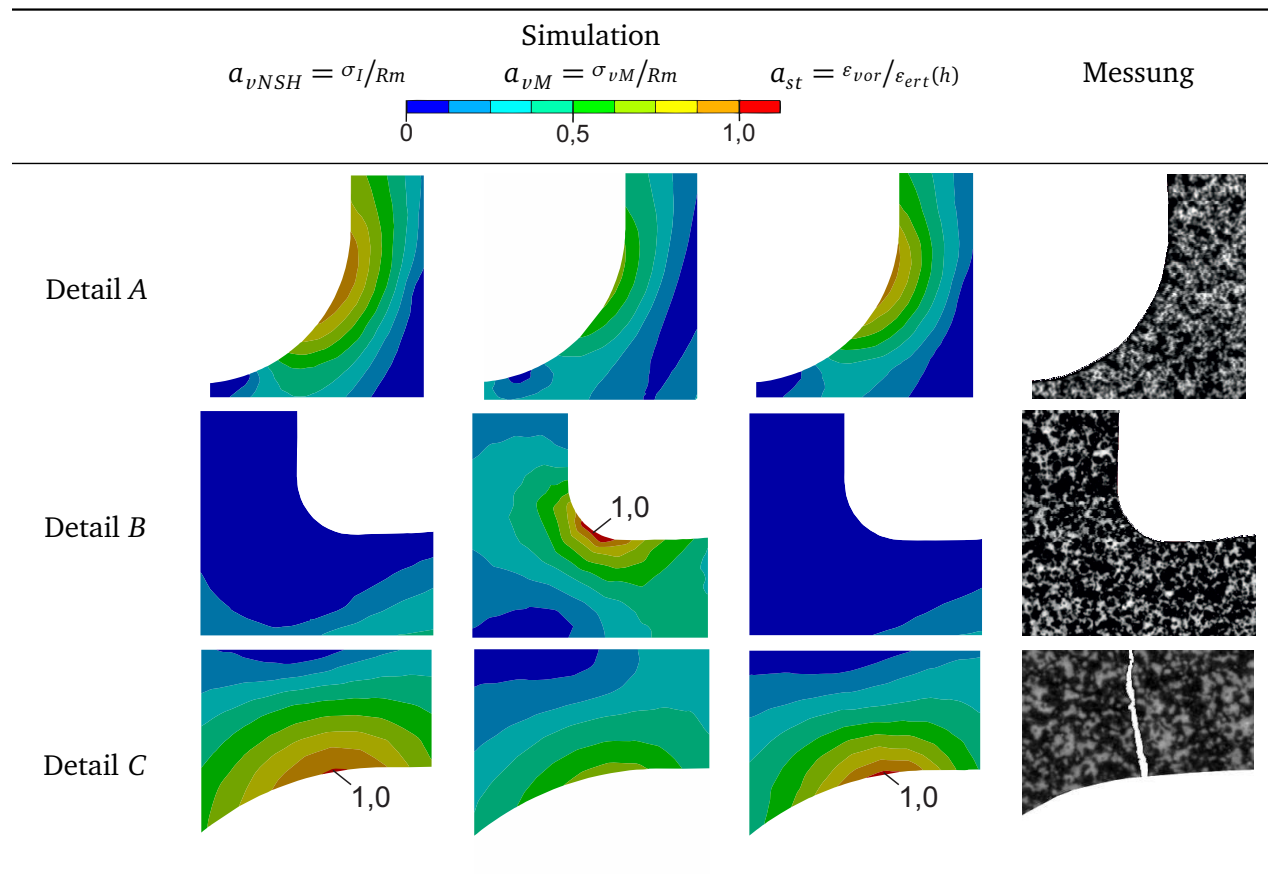


Tabelle 3.7.: Duroplast: numerisch und experimentell ermittelte Versagensorte im Falle der Dreizackprobekörper.

Die im Experiment ermittelte Rissinitiation in Detail C wird von der NSH sowie der eingeführten Bewertungsmethode vorhergesagt. Die GEH prognostiziert hingegen ein Versagen in der in Detail B dargestellten Kerbe, in der vorrangig Druckspannungen vorliegen. Dies resultiert aus der Definition des Auslastungsgrades a_{vM} , Gleichung 3.9. Hierbei wird nicht berücksichtigt, dass der untersuchte Werkstoff unter Drucklasten höheren Spannungen bzw. Dehnungen standhält.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass der entwickelte Festigkeitsnachweis auf Basis der generierten Versagensgrenzkurve für das gesamte Spannungsmehrachsigkeitsspektrum gültig ist und die Versagensorte der Materialproben identifiziert. Im Gegensatz dazu bilden die klassischen Festigkeitshypothesen die ertragbaren Belastungen für $h < 0,33$ nicht richtig ab. Die NSH vernachlässigt ein Versagen unter Torsion- und Druckbeanspruchungen, wohingegen die GEH den beiden Beanspruchungsarten zu niedrige Versagensgrenzen zugrunde legt. Folglich bildet die eingeführte Vor-

gehensweise das Materialverhalten als einziges realitätsnah ab und ermöglicht somit eine optimale Bauteilauslegung.

3.5 Homogenisierte Bruchkriterien für Kupferwicklungen

Nachdem geeignete Bemessungskonzepte für die betrachteten isotropen Werkstoffe aufgestellt und validiert wurden, werden Vorgehensweisen zur Bewertung der Verbundfestigkeiten der Kupferwicklung untersucht. Im vorliegenden Abschnitt wird sich auf die aus dem Bereich der Glasfaserverstärkten Kunststoffe (GFK) sowie Kohlefaserverstärkten Kunststoffe (CFK) bekannten Bruchkriterien für unidirektional verstärkte Faserverbundwerkstoffe (UD FVK) fokussiert und deren Anwendbarkeit auf Kupferwicklungen bewertet. Der Verbundwerkstoff wird hierbei analog zu Kapitel 2.3 als homogener Körper betrachtet und die einzelnen Komponenten nicht aufgelöst. Einleitend werden die Grundlagen und mathematischen Ansätze der Bruchkriterien erläutert. Im Anschluss wird das Versuchsprogramm definiert und die Vorgehensweisen anhand der Messdaten validiert.

3.5.1 Grundlagen der Bruchkriterien für transversal isotrope unidirektional verstärkte Faserverbundwerkstoffe

Da unidirektional verstärkte Faserverbundwerkstoffe im Gegensatz zu isotropen Materialien eine Vorzugsrichtung aufweisen, müssen zusätzliche Kenngrößen im Bemessungskonzept berücksichtigt werden. Des Weiteren kommen je nach Belastungszustand unterschiedliche Versagensmechanismen zum Tragen. Daher werden nachfolgend die für die Definition der Bruchkriterien benötigten Grundbegriffe und Versagensarten erläutert sowie anschließend die aus der Literatur [31, 181] bekannten Modellansätze und Formelzusammenhänge vorgestellt.

Grundbegriffe und Versagensarten unidirektional verstärkter Kunststoffe

Die Festigkeitsanalyse von Verbundwerkstoffen beruht auf den Theorien der isotropen Werkstoffe [182]. Durch die Kombination zweier unterschiedlicher Werkstoffe müssen jedoch die auftretenden Wechselwirkungen und Interaktionen berücksichtigt werden [182]. Infolge der in die Matrix eingebrachten Fasern treten örtliche Spannungsüberhöhungen im Kunststoff auf, sodass die Verbundfestigkeit quer zur Faser niedriger ist als die Festigkeit der unverstärkten Matrix [31]. Abbildung 3.14a veranschaulicht dies anhand der Ergebnisse einer spannungsoptischen Untersuchung der Querbeanspruchung eines unidirektional verstärkten Kunststoffes.

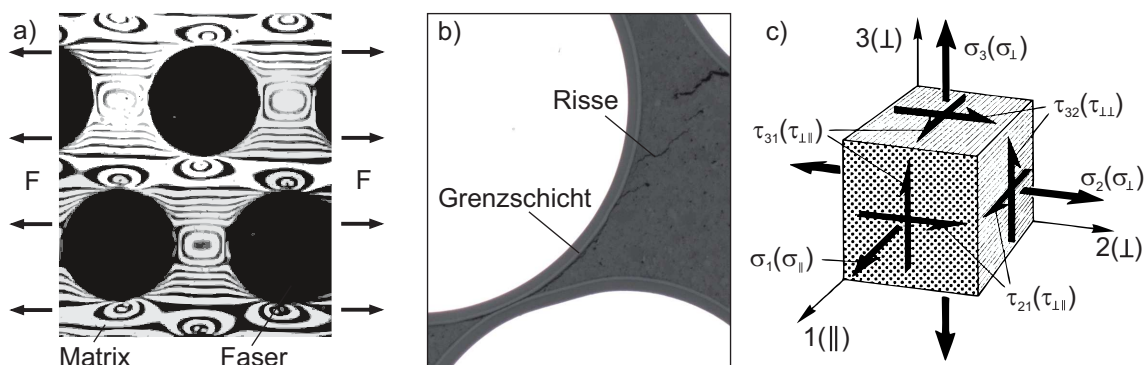


Abbildung 3.14.: a) Spannungsoptische Untersuchung der Querbeanspruchung eines unidirektional verstärkten Kunststoffes nach [31], b) Schnittbild quer zur Drahtachse, c) Nomenklatur des räumlichen Spannungszustandes [31].

Die dargestellten Isochromaten beinhalten Linien mit gleicher Hauptspannungsdifferenz und zeigen Spannungskonzentrationen zwischen den Fasern auf. Des Weiteren spielt die Faser-Matrix-Haftung eine wichtige Rolle [183]. Die Verbundfestigkeit entspricht dem Minimum aus den Einzelkomponentenfestigkeiten und der sogenannten Grenzschichtfestigkeit. Letztere beinhaltet die Beanspruchung, bei der sich die Matrix von der Faser ablöst und keine Haftung zwischen den Komponenten mehr vorliegt. Die in Abbildung 3.14b identifizierten Risse können entweder im Inneren des Kunststoffes oder im Grenzschichtbereich initiiert worden sein. Dies gilt es im Zuge der Festigkeitsanalyse zu bewerten. Der allgemeine räumliche Spannungszustand kann aufgrund der transversalen Isotropie anhand von vier Basisbeanspruchungen beschrieben werden. Hierbei handelt es sich um die Normalspannungen in und quer zur Faserrichtung, σ_{\parallel} bzw. σ_{\perp} sowie die beiden Schubspannungen $\tau_{\parallel\perp}$ und $\tau_{\perp\parallel}$. Die Zuordnung zu den jeweiligen Kenngrößen erfolgt in Abbildung 3.14c. Im Allgemeinen wird die Vorzugsrichtung der Fasern mit \parallel und die Richtung quer zu dieser mit \perp gekennzeichnet.

Faserverbundwerkstoffe weisen üblicherweise unterschiedliche Eigenschaften unter Zug- und Druckbeanspruchung auf. Aus diesem Grund und aufgrund der in Kapitel 2.3 identifizierten Zug-Druck-Asymmetrie der untersuchten Kunststoffmatrix müssen sechs Basisfestigkeiten R und Versagensarten definiert werden. Diese werden grundsätzlich in zwei Bruchtypen, den Faserbruch (Fb) und Zwischenfaserbruch (Zfb), unterteilt und sind in Tabelle 3.8 aufgelistet. Im Falle von Zugbelastungen werden die Kenngrößen mit dem Index $+$ und bei Druckbelastungen mit dem Index $-$ versehen. Bei den Schubbelastungen erfolgt keine Unterteilung in Zug- und Druckbeanspruchungen, da eine Vorzeichenumkehr bei diesen Belastungen den Versagensmechanismus nicht beeinflusst.

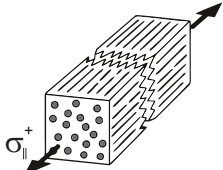
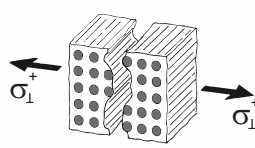
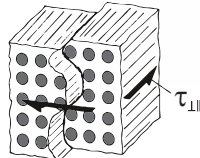
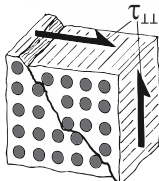
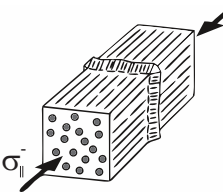
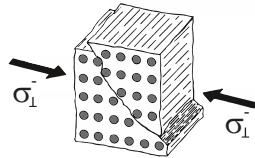
		Faserbruch	Zwischenfaserbruch		
Festigkeit	Zug	R_{\parallel}^+	R_{\perp}^+	$R_{\perp\perp}$	$R_{\perp\parallel}$
	Druck	R_{\parallel}^-	R_{\perp}^-		
Versagensbild	Zug				
	Druck				

Tabelle 3.8.: Faserverbundwerkstoffe: Basisfestigkeiten und Versagensarten nach [31].

Der Fb charakterisiert sich durch ein nahezu gleichzeitiges Versagen der Fasern und wird vorrangig durch Normalspannungen in Faserrichtung hervorgerufen. Der Zfb tritt hingegen innerhalb der Matrix oder entlang der Grenzschicht infolge der Schubbeanspruchungen oder der Normalspannungen quer zur Faser auf. Bei genauerem Betrachten der Versagensbilder wird ersichtlich, dass der Verbundwerkstoff nicht immer in der Schnittebene, in der die maximal eingeleitete Last vorherrscht, versagt. Diese Ebene wird auch Wirkebene genannt. Laut der MOHR'SCHEN Festigkeitshypothese wird die

Bruchgrenze oder Fließgrenze eines Materials ausschließlich durch die Spannung der Bruchebene oder Fließebene bestimmt [184]. Im Falle des Querdrucks σ_{\perp}^{-} bricht der Probekörper beispielsweise nicht senkrecht zur Druckbeanspruchung, sondern um ca. 53° geneigt. Die Abweichung der Bruchebene von der Wirkebene lässt sich darauf zurückführen, dass die in 45° wirkende Schubspannung für das Versagen verantwortlich ist und die auf die Bruchfläche wirkende Querdruckkomponente zu einer gewissen „inneren“ Reibung führt und den Bruchwiderstand erhöht [185]. Daher führten HASHIN [186] und PUCK [185] zusätzlich zu den Basisfestigkeiten den Bruchwiderstand der Wirkebene R^A ein.

Definition und Einteilung der Bruchkriterien

Auf Basis der im vorherigen Abschnitt vorgestellten Kenngrößen sind die sogenannten Bruchkriterien entwickelt worden, um bewerten zu können, ob einer der in Tabelle 3.8 aufgeführten Versagensmechanismen im Bauteil auftritt. Voraussetzung ist hierfür, dass das Bruchkriterium F den Wert eins überschreitet. Die jeweiligen Ansätze können aufgrund der transversalen Isotropie nicht im Hauptachsensystem formuliert werden, sondern müssen auf den Basisbeanspruchungen in einem materialbezogenen Koordinatensystem basieren [158], wobei die Faserachse einer Raumrichtung entsprechen muss. Grundsätzlich können die Bruchkriterien nach KROLL [187] und KOBER [188] in die vier aufgelisteten Gruppen eingeteilt werden.

- Interaktionslose Bruchkriterien
- Bruchkriterien mit teilweiser Interaktion der Spannungswerte
- Bruchkriterien mit vollständiger Interaktion der Spannungswerte
- Wirkebenenbasierte Bruchkriterien

Nachfolgend werden die am weitesten verbreiteten Vertreter der einzelnen Kategorien erläutert und anschließend einander gegenübergestellt. Weitere Details und Kriterien sind unter anderem in [31, 181, 189, 190] zu finden.

Interaktionslose Bruchkriterien

Falls beim Bemessungskonzept keine Wechselwirkungen zwischen den Basisbeanspruchungen berücksichtigt werden, handelt es sich um die sogenannten interaktionslosen Bruchkriterien. Diese basieren zum Teil auf der Normalspannungs- oder Schubspannungshypothese und nehmen an, dass ein Versagen auftritt, wenn eine auf die Materialhauptachsen bezogene Beanspruchung ihre zugehörige Basisfestigkeit überschreitet. Gleichung 3.10 beinhaltet beispielsweise das Kriterium der maximalen Spannung.

$$F = \max \left\{ \frac{\sigma_1}{-R_{\parallel}^{-}}, \frac{\sigma_1}{R_{\parallel}^{+}}, \frac{\sigma_2}{-R_{\perp}^{-}}, \frac{\sigma_2}{R_{\perp}^{+}}, \left| \frac{\tau_{12}}{R_{\perp\parallel}} \right| \right\} = 1 \quad (3.10)$$

Sobald eines der aufgeführten Verhältnisse aus vorliegender Spannung und Festigkeit den Wert eins erreicht, wird ein Materialversagen vorhergesagt. Hierbei kann zwischen Faser- und Zwischenfaserbruch unterschieden werden, jedoch keine Wechselwirkung zwischen den einzelnen Spannungskomponenten mit einberechnet werden.

Bruchkriterien mit teilweiser Interaktion der Spannungswerte

Im Gegensatz dazu berücksichtigen Bruchkriterien mit teilweiser Interaktion der Spannungswerte Wechselwirkungen zwischen den Basisbeanspruchungen bei der Bewertung des Zwischenfaserbruchs. Bekannte Vertreter dieser Kategorie sind die in Gleichung 3.11 und 3.12 aufgeführten Bedingungen. Diese wurden von PUCK [191] in 1969 vorgeschlagenen sowie von HASHIN und ROTEM

[192] in 1973 publiziert. In Abhängigkeit des vorliegenden Spannungszustandes werden hierbei die Basisfestigkeiten R^+ bzw. R^- verwendet.

$$\text{Faserbruch:} \quad F = \left(\frac{\sigma_1}{R_{\parallel}^{+,-}} \right)^2 = 1 \quad (3.11)$$

$$\text{Zwischenfaserbruch:} \quad F = \left(\frac{\sigma_2}{R_{\perp}^{+,-}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{R_{\perp\parallel}} \right)^2 = 1 \quad (3.12)$$

In 1980 entwickelte HASHIN [186] den Ansatz weiter und definierte für den Faser- und Zwischenfaserbruch jeweils ein Versagenskriterium für den Zug- und Druckbereich, Gleichung 3.13-3.16. Zudem wird hierbei anstelle der Schubfestigkeit $R_{\perp\perp}$ der Bruchwiderstand der Wirkebene $R_{\perp\perp}^A$ verwendet [188].

Faserbruch im Zugbereich $\sigma_1 > 0$:

$$F = \left(\frac{\sigma_1}{R_{\parallel}^+} \right)^2 + \frac{\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2}{R_{\perp\parallel}^2} = 1 \quad (3.13)$$

Faserbruch im Druckbereich $\sigma_1 < 0$:

$$F = \left(\frac{\sigma_1}{R_{\parallel}^-} \right)^2 = 1 \quad (3.14)$$

Zwischenfaserbruch im Zugbereich $(\sigma_2 + \sigma_3) > 0$:

$$F = \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{R_{\perp}^+} + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{R_{\perp\perp}^A} + \frac{\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2}{R_{\perp\parallel}^2} = 1 \quad (3.15)$$

Zwischenfaserbruch im Druckbereich $(\sigma_2 + \sigma_3) < 0$:

$$F = \frac{1}{R_{\perp}^-} \left[\left(\frac{R_{\perp}^-}{2R_{\perp\perp}^A} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_2 + \sigma_3) + \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{4R_{\perp\perp}^A} + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{R_{\perp\perp}^A} + \frac{\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2}{R_{\perp\parallel}^2} = 1 \quad (3.16)$$

Bruchkriterien mit vollständiger Interaktion der Spannungswerte

Die meisten Vorgehensweisen zur Bewertung der statischen Festigkeit von Faserverbundwerkstoffen gehören zur Gruppe der Bruchkriterien mit vollständiger Interaktion der Spannungswerte. Hierbei wird zwischen globalen und modalen Versagensbedingungen unterschieden. Bei Ersterem wird der Verbundwerkstoff analog zu Kapitel 2.3 als homogenes Kontinuum angesehen, sodass eine Unterscheidung der verschiedenen Versagensarten nicht möglich ist. Dies bietet den Vorteil einer einfachen Handhabung [193]. Grundlage der mathematischen Formulierungen ist die in Kapitel 2.1.4 vorgestellte Fließbedingung von HILL [28]. AZZI und TSAI [194] nahmen an, dass ein Erreichen der Fließgrenze aufgrund des spröden Werkstoffverhaltens gleichbedeutend mit dem Versagen des Werkstoffes ist. Des Weiteren legten sie ihrem Ansatz transversale Isotropie und einen ebenen Spannungszustand ($\sigma_3 = \tau_{13} = \tau_{23} = 0$) zugrunde. Aus diesen Grundüberlegungen und den Arbeiten

von GOL'DENBLAT und KOPNOV [195] resultierte das weit verbreitete und für den räumlichen Spannungszustand gültige Tsai-Wu-Kriterium [196], Gleichung 3.17.

$$F = \left(\frac{1}{R_{\parallel}^+} - \frac{1}{R_{\parallel}^-} \right) \sigma_1 + \left(\frac{1}{R_{\perp}^+} - \frac{1}{R_{\perp}^-} \right) (\sigma_2 + \sigma_3) + \frac{\sigma_1^2}{R_{\parallel}^+ R_{\parallel}^-} + \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{R_{\perp}^+ R_{\perp}^-} + 2F_{12} \sigma_1 (\sigma_2 + \sigma_3) + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_2 \sigma_3}{R_{\perp\perp}^2} + \frac{\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2}{R_{\perp\parallel}^2} = 1 \quad (3.17)$$

Hierbei ist zu beachten, dass dieses keinem physikalischen Ursprung entstammt und zudem nicht zwischen Fb und Zfb differenziert. Daher wird die Vorgehensweise in der Literatur [197] zum Teil kritisch gesehen. Neben den sechs Basisfestigkeiten muss der werkstoffbezogene Interaktionsparameter F_{12} ermittelt werden. Dies kann entweder mittels Näherungsformel [182], Gleichung 3.18, oder 45°-Off-Axis-Versuchen und des in Gleichung 3.19 aufgelisteten Formelzusammenhangs [196] erfolgen. Bei Letzterem wird die im Versuch ermittelte Bruchspannung mit σ_B gekennzeichnet.

$$F_{12} = F_{12}^* \frac{1}{\sqrt{R_{\parallel}^+ R_{\parallel}^- R_{\perp}^+ R_{\perp}^-}} \quad (3.18)$$

$$F_{12} = \frac{2}{\sigma_B^2} \left[1 - \frac{\sigma_B}{2} \left(\frac{1}{R_{\parallel}^+} - \frac{1}{R_{\parallel}^-} + \frac{1}{R_{\perp}^+} - \frac{1}{R_{\perp}^-} \right) - \frac{\sigma_B^2}{4} \left(\frac{1}{R_{\parallel}^+ R_{\parallel}^-} + \frac{1}{R_{\perp}^+ R_{\perp}^-} + \frac{1}{R_{\perp\parallel}^2} \right) \right] \quad (3.19)$$

In vielen Fällen fehlen die Messergebnisse zur Bestimmung des Parameters F_{12}^* . Daher wird dieser oftmals Null oder gleich $-\frac{1}{2}$ gesetzt [198].

Im Gegensatz zu den globalen Bedingungen, die die verschiedenen Bruchmodi mathematisch zwangsverbinden [31], beschreiben modale Bedingungen die einzelnen Versagensarten anhand separater Gleichungen, die interaktiv miteinander verbunden werden [199, 200]. CUNTZE [201] formulierte beispielsweise modale Bruchkriterien zur besseren Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen den Basisbeanspruchungen und Vorhersage des Zwischenfaserbruchs [202]. Dieser Ansatz wird auch Failure Mode Concept (FMC) genannt, basiert auf den Spannungsinvarianten der transversalen Isotropie [203] und beinhaltet die in Gleichung 3.20-3.24 aufgeführten mathematischen Zusammenhänge [204]. Es werden für den Faserbruch zwei und für den Zwischenfaserbruch drei Bedingungen aufgestellt. Hierbei werden die jeweiligen Auslastungsgrade mit Eff und zwei experimentell zu bestimmende Kurvenparameter mit b_{\perp}^{τ} bzw. $b_{\perp\parallel}$ gekennzeichnet.

$$\text{Fb1:} \quad Eff^{\parallel\sigma} = \left(\frac{\sigma_1}{R_{\parallel}^+} \right)^2 \quad (3.20)$$

$$\text{Fb2:} \quad Eff^{\parallel\tau} = \left(\frac{-\sigma_1}{R_{\parallel}^-} \right)^2 \quad (3.21)$$

$$\text{Zfb1:} \quad Eff^{\perp\sigma} = \frac{(\sigma_2 + \sigma_3) + \sqrt{(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + 4\tau_{23}^2}}{2R_{\perp}^+} \quad (3.22)$$

$$\text{Zfb2:} \quad Eff^{\perp\tau} = (b_{\perp}^{\tau} - 1) \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{R_{\perp}^-} + \frac{b_{\perp\parallel}^{\tau} \sqrt{(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + 4\tau_{23}^2}}{R_{\perp}^-} \quad (3.23)$$

$$\text{Zfb3: } E f f^{\perp\parallel} = \left\{ \frac{b_{\perp\parallel} \tilde{I}_{23-5} + \sqrt{b_{\perp\parallel}^2 \tilde{I}_{23-5}^2 + 4R_{\perp\parallel}^2 (\tau_{13}^2 - \tau_{12}^2)^2}}{2R_{\perp\parallel}^3} \right\}^{0,5} \quad (3.24)$$

$$\text{mit } \tilde{I}_{23-5} = (\sigma_2 + \sigma_3)(\tau_{31}^2 + \tau_{21}^2) - (\sigma_2 - \sigma_3)(\tau_{31}^2 - \tau_{21}^2) - 4\tau_{23}\tau_{31}\tau_{21}$$

Die aufgelisteten Bruchmodi werden mithilfe der Interaktionsformel, Gleichung 3.25, zusammengefasst, wobei der Exponent m anhand von Versuchsergebnissen parametrisiert werden soll [204].

$$E f f^m = (E f f^{\parallel\sigma})^m + (E f f^{\parallel\tau})^m + (E f f^{\perp\sigma})^m + (E f f^{\perp\tau})^m + (E f f^{\perp\parallel})^m \quad (3.25)$$

Zudem wird von CUNTZE [204] empfohlen die beiden Kurvenparameter b_{\perp}^{τ} und $b_{\perp\parallel}$ anhand von mehrachsigen Versuchen mit $\sigma_2^- - \sigma_3^-$ - und $\sigma_2^- - \tau_{12}$ -Spannungszuständen sowie Gleichung 3.26 und 3.27 zu bestimmen.

$$b_{\perp}^{\tau} = \frac{1 + (\sigma_2^- + \sigma_3^-)/R_{\perp}^-}{(\sigma_2^- + \sigma_3^-)/R_{\perp}^- + \sqrt{(\sigma_2^- - \sigma_3^-)^2/R_{\perp}^-}} \quad (3.26)$$

$$b_{\perp\parallel} = \frac{R_{\perp\parallel}^4 - \tau_{12}^4}{2\sigma_2^- \tau_{12}^2 R_{\perp\parallel}} \quad (3.27)$$

Wirkebenenbasierte Bruchkriterien

Die letzte Kategorie baut auf den Überlegungen von HASHIN [186] auf und berücksichtigt, dass das Materialversagen von den in der Bruchebene wirkenden Spannungen bestimmt wird. Bekanntester Vertreter ist die von PUCK [205] ab 1992 entwickelte und in 1996 [185] veröffentlichte Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Hierbei wird der Faserbruch anhand der Normalspannung senkrecht zur Faserrichtung und des in Gleichung 3.11 aufgeführten Sprödbbruchkriteriums bewertet. Die Definition des Zwischenfaserbruchs basiert hingegen auf den Bruchwiderständen der Wirkebene. Daher müssen die vorliegenden Basisbeanspruchungen des räumlichen Spannungszustandes in ein auf eine potenzielle Bruchebene bezogenes Koordinatensystem, transformiert werden. Dies erfolgt mithilfe der in Gleichung 3.28 aufgelisteten Transformationsbeziehung.

$$\begin{pmatrix} \sigma_n \\ \tau_{nt} \\ \tau_{n1} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 2 \sin \theta \cos \theta & 0 & 0 \\ -\sin \theta \cos \theta & \sin \theta \cos \theta & (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{pmatrix} \quad (3.28)$$

Die Faserrichtung wird nicht transformiert und weiterhin analog zu Abbildung 3.14 gekennzeichnet. Der Winkel θ beinhaltet die Winkelabweichung zwischen Richtung 2 und x_n und wird als Bruchwinkel θ_{fp} bezeichnet, falls es sich um die Bruchebene handelt. Da jeder Spannungszustand für ein Materialversagen verantwortlich sein kann, müssen alle möglichen Kombinationen der Basisbeanspruchungen überprüft und der Bruchwinkel iterativ bestimmt werden. Daher muss im Rahmen der Durchführung des statischen Festigkeitsnachweises die Ebene mit der höchsten Bruchwahrscheinlichkeit durch Variation des Winkels θ identifiziert werden. Im Falle eines räumlichen Spannungszustandes und einer komplexen Geometrie ist aufgrund der resultierenden Gleichungssysteme ein numerisches Lösungsverfahren notwendig. Abbildung 3.15 veranschaulicht die Transformation und zugehörige Nomenklatur.

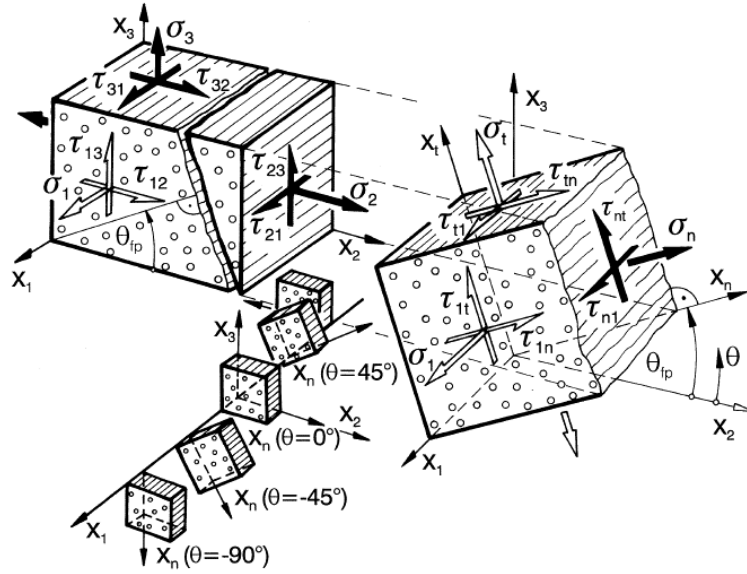


Abbildung 3.15.: Exemplarische Transformation der Basisbeanspruchungen in ein auf eine potenzielle Bruchebene bezogenes Koordinatensystem [185].

Des Weiteren unterscheidet PUCK zwischen bruchbeschleunigenden Zugbelastungen sowie bruchverhindernden Druckbelastungen [182] und postuliert auf Basis der Widerstände der Bruchebene die in Gleichung 3.29 und 3.30 dargestellten Zwischenfaserbruchkriterien.

$$\text{Zfb1: } \sigma_n \geq 0 \quad \sqrt{\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2 + \left(\frac{1}{R_{\perp}^+} - \frac{p_{\perp\psi}^+}{R_{\perp\psi}^A}\right)^2 \sigma_n^2} + \frac{p_{\perp\psi}^+}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n = 1 \quad (3.29)$$

$$\text{Zfb2: } \sigma_n \geq 0 \quad \sqrt{\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2 + \left(\frac{p_{\perp\psi}^-}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^-}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n = 1 \quad (3.30)$$

Die zusätzlichen Parameter $p_{\perp\psi}^+$, $p_{\perp\psi}^-$ und $R_{\perp\psi}^A$ können nach Gleichung 3.31 - 3.33 umgerechnet werden.

$$\frac{p_{\perp\psi}^{+/-}}{R_{\perp\psi}^A} = \frac{p_{\perp\psi}^{+/-}}{R_{\perp\perp}^A} \cos^2 \Psi + \frac{p_{\perp\psi}^{+/-}}{R_{\perp\parallel}^A} \sin^2 \Psi \quad (3.31)$$

$$\cos^2 \Psi = \frac{\tau_{nt}^2}{\tau_{nt}^2 + \tau_{n1}^2} \quad (3.32)$$

$$\sin^2 \Psi = \frac{\tau_{n1}^2}{\tau_{nt}^2 + \tau_{n1}^2} \quad (3.33)$$

Nachfolgend werden die Widerstände $R_{\perp\perp}^A$ und $R_{\perp\parallel}^A$ mit den dazugehörigen Basisfestigkeiten $R_{\perp\perp}^+$ und $R_{\perp\parallel}$ gleichgesetzt, da unter einachsiger Zugbelastung quer zur Faserachse sowie einachsiger Quer-Längs-Schubbeanspruchung keine geneigten Brüche auftreten und die Bruchebene somit der Wirkebene entspricht [185].

Bei den vier eingeführten p-Parametern handelt es sich um Neigungsparameter der Bruchkurven. Die beiden Faktoren $p_{\perp\parallel}^+$ und $p_{\perp\parallel}^-$ können durch *curvefitting* analog zu Abbildung 3.16 ermittelt werden.

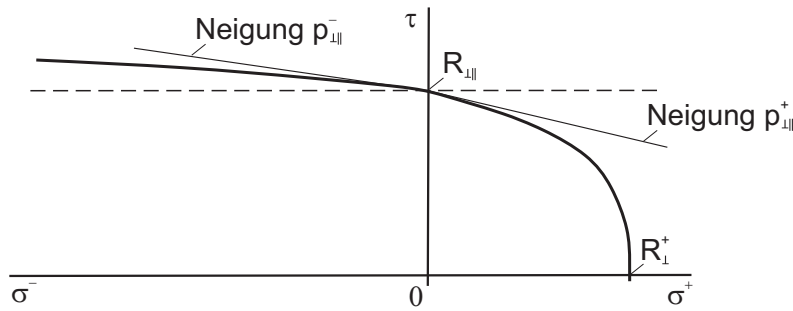


Abbildung 3.16.: Schematische Darstellung der Neigungsparameter $p_{\perp\parallel}^+$ und $p_{\perp\parallel}^-$ nach [31].

Für die Ermittlung der restlichen drei Unbekannten, $p_{\perp\parallel}^{+/-}$ und $R_{\perp\parallel}^A$ empfehlen KUHNEL [182] und PUCK, KOPP und KNOPS [206] $R_{\perp\parallel}^A$ mithilfe der Querdruckfestigkeit R_{\perp}^- nach Gleichung 3.34 zu berechnen und $p_{\perp\parallel}^-$ sowie $p_{\perp\parallel}^+$ anhand der in Gleichung 3.35 und 3.36 aufgeführten Formelzusammenhänge zu bestimmen.

$$R_{\perp\parallel}^A = \frac{R_{\perp\parallel}}{2p_{\perp\parallel}^-} \left(\sqrt{1 + 2p_{\perp\parallel}^- \frac{R_{\perp}^-}{R_{\perp\parallel}}} - 1 \right) \quad (3.34)$$

$$p_{\perp\parallel}^- = p_{\perp\parallel}^- \frac{R_{\perp\parallel}^A}{R_{\perp\parallel}} \quad (3.35)$$

$$p_{\perp\parallel}^+ = p_{\perp\parallel}^- \quad (3.36)$$

Demzufolge müssen für die Parametrierung des wirkebenenbezogenen Zfb-Kriteriums nach PUCK zwei Neigungsparameter ($p_{\perp\parallel}^-, p_{\perp\parallel}^+$) und drei Festigkeiten ($R_{\perp\parallel}, R_{\perp}^+, R_{\perp}^-$) experimentell bestimmt werden.

Im Falle eines ebenen Spannungszustandes können die Gleichungssysteme analytisch gelöst und die Zwischenfaserbruchkriterien in die in Abbildung 3.17 veranschaulichten Modi A-C unterteilt werden.

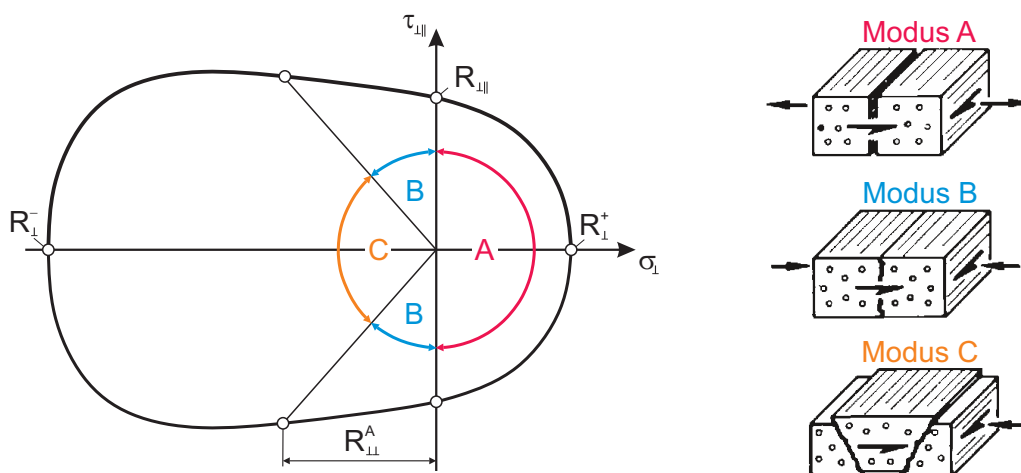


Abbildung 3.17.: σ_2 - τ_{12} -Bruchkurve des wirkebenenbezogenen Bruchkriteriums nach PUCK in Anlehnung an [185].

Visualisierung und Diskussion der Bruchkriterien

Bevor das Versuchsprogramm zur Überprüfung der Anwendbarkeit der Bruchkriterien von unidirektional verstärkten Verbundwerkstoffen auf Kupferwicklungen festgelegt wird, werden die einzelnen Ansätze miteinander verglichen und die wesentlichen Unterscheidungsmerkmale aufgezeigt. Zudem werden die im CFK- und GFK-Bereich aufgestellten Charakteristika des Bruchverhaltens aufgeführt, da deren Gültigkeit für Kupferwicklungen nachfolgend bewertet wird. Abbildung 3.18 visualisiert die in den vorherigen Abschnitten vorgestellten mathematischen Zusammenhänge in der σ_2 - τ_{12} - und σ_2 - σ_3 -Ebene.

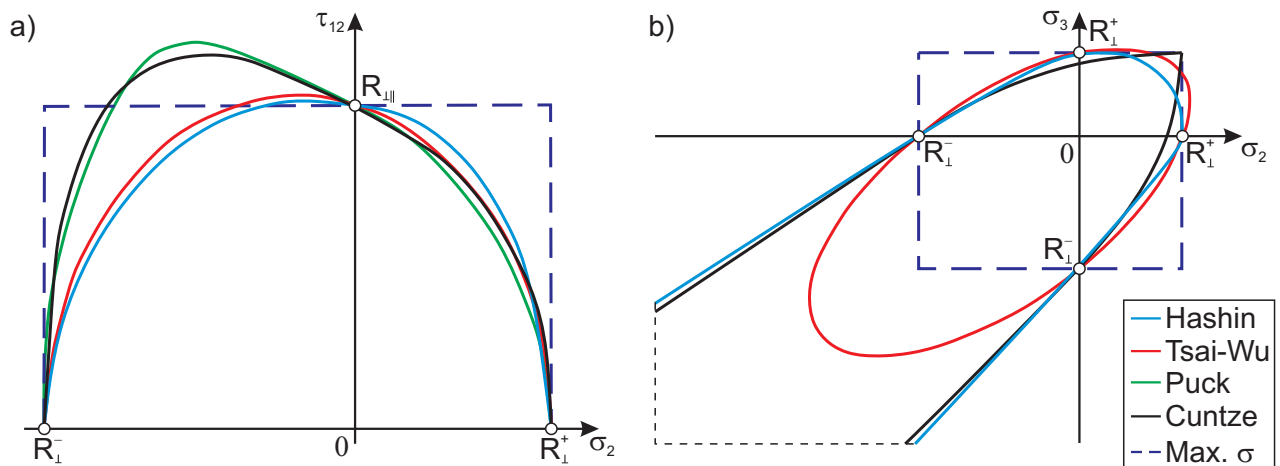


Abbildung 3.18.: Vergleich der Bruchkriterien in der a) σ_2 - τ_{12} - und b) σ_2 - σ_3 -Ebene.

Alle Ansätze haben die Basisfestigkeiten als Achsenschnittpunkte gemein. Das Kriterium der maximalen Spannung bietet aufgrund der vernachlässigten Interaktion zwischen den Beanspruchungen keine Möglichkeit einer Anpassung der Kurve. Dies trifft auch auf HASHIN's Formulierung zu, wobei aus der teilweisen Interaktion der Spannungswerte parabolische Verläufe resultieren. TSAI-WU's Ansatz bietet durch den Interaktionsparameter F_{12} die Möglichkeit den Verlauf der Graphen an die Messdaten anzupassen. Die Bruchkriterien nach PUCK sowie CUNTZE beinhalten die größte Anzahl an zu bestimmenden Unbekannten. Dies hat im Vergleich zu den anderen Modellen einen höheren experimentellen Aufwand, jedoch auch mehr Freiheitsgrade zur Beschreibung der gemessenen Versagensgrenzen zur Folge.

Auf Basis bisheriger experimenteller Erfahrungen wurden unter anderem die in Tabelle 3.9 aufgelisteten Thesen $H1$ – $H6$ zur Beschreibung des Bruchverhaltens unidirektional verstärkter Faserverbundwerkstoffe unter dreidimensionaler quasistatischer Last aufgestellt [203].

Nr.	Hypothese
$H1$	Unidirektional verstärkte Verbundwerkstoffe besitzen zwei Versagensarten, den Zfb und Fb.
$H2$	Beiden Versagensmodi liegt ein sprödes Bruchverhalten zugrunde.
$H3$	Fb wird vorrangig durch zur Faser parallel verlaufende Normalspannungen verursacht.
$H4$	Zfb wird hauptsächlich durch Spannungskombinationen, die nicht in Faserrichtung wirken, verursacht.
$H5$	Die Zwischenfaserbruchfestigkeit ist im Druckbereich höher als im Zugbereich.
$H6$	In Richtung der Faserachse ist die Zugfestigkeit höher als die Druckfestigkeit.

Tabelle 3.9.: Hypothesen zur Beschreibung des Bruchverhaltens von CFK und GFK unter dreidimensionaler quasistatischer Belastung nach [203].

Diese bilden neben den Verläufen der Bruchkurve die Grundlage für die Auswahl der Versuchstechniken sowie Definition des Versuchsplans, um die Anwendbarkeit der vorgestellten Bruchkriterien auf Kupferwicklungen bewerten zu können.

3.5.2 Versuchstechniken und -umfang

Folglich muss das Versuchsprogramm derart gewählt werden, dass das Bruchverhalten unter den Basisbeanspruchungen sowie unter kombinierten Spannungszuständen charakterisiert wird. Die Validierung erfolgt hierbei exemplarisch bei Raumtemperatur und an Kupferwicklungen, die einen Füllgrad von $\phi = 0,55$ aufweisen. Zudem werden die Basisfestigkeiten bei -40°C und 180°C ermittelt, um den Temperatureinfluss quantifizieren zu können. Da die im vorherigen Kapitel erläuterten Ansätze den Faserverbundwerkstoff als homogenes Kontinuum betrachten, ist es nicht notwendig die Grenzschichtfestigkeit separat zu ermitteln. Im Allgemeinen muss auf die Herstellbarkeit der Probekörper sowie auf die im Vergleich zu herkömmlichen FVK großen Fasern geachtet werden. Hierdurch können keine Verjüngungen, Kerben oder Löcher realisiert werden, wodurch die zur Verfügung stehenden Versuchstechniken eingeschränkt werden. Die Auswahl der Versuchstechniken und Definition des Versuchsumfangs gliedert sich in die folgenden drei hervorgehobenen Abschnitte.

Versuchsprogramm zur Bestimmung der Basisfestigkeiten

Die Basisfestigkeiten werden anhand des in Tabelle 3.10 aufgelisteten Versuchsprogramms ermittelt. Hierbei handelt es sich um die im Rahmen der Berechnungsmodellentwicklung, Kapitel 2.3.3, festgelegten Zug-, Druck- und Druckscherversuche. Letztere werden aufgrund der limitierten Probekörpergeometrien für die Bestimmung der Scherfestigkeiten $R_{\perp\parallel}$ und $R_{\perp\perp}$ herangezogen. Details zur Umrechnung der einachsigen Krafteinleitung sind in Anhang E.3 zu finden.


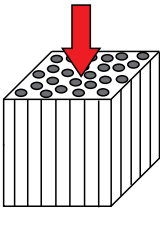
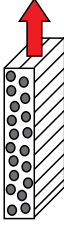
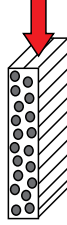
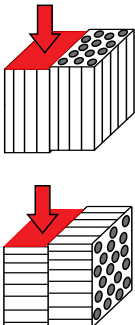
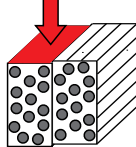
	Zug in Faser	Druck in Faser	Zug quer zur Faser	Druck quer zur Faser	Druckscherversuch	
Prinzipbild						
Maße mm (LxBxH)	10x5x80	10x10x10	10x5x50	10x5x25	10x10x10	10x10x10
Basisfestigkeit	R_{\parallel}^+	R_{\parallel}^-	R_{\perp}^+	R_{\perp}^-	$R_{\perp\parallel}$	$R_{\perp\perp}$

Tabelle 3.10.: Versuchsprogramm zur Bestimmung der Basisfestigkeit der Kupferwicklungen.

Versuchsprogramm zur Charakterisierung des Kurvenverlaufs in der σ_2 - τ_{12} -Ebene

PUCK und SCHÜRMAN [207] schlagen für die Festigkeitsanalyse von FVK unter mehrachsialen Belastungen die Zug-Druck-Torsions-Prüfung vor. Diese zieht dünnwandige Rohrprobekörper mit Taillierung heran und erlaubt es die Kennwerte bei kombinierten Normal- und Schubspannungen zu ermitteln. Da eine derartige Probenform im Falle der Kupferwicklungen und der zur Verfügung stehen-

den Hilfsvorrichtungen nicht umgesetzt werden kann, werden stattdessen nach der Empfehlung von CARLSSON, ADAMS und PIPES [208] sowie KUHNEL [182] Off-Axis-Versuche an Flachprobekörpern, Kapitel 2.3.3, durchgeführt. Die Winkelabweichung der Faserorientierung von der Krafterleitungsrichtung wird durch den Winkel θ beschrieben. Dieser ermöglicht es die Spannungskomponenten σ_1 , σ_2 und τ_{12} auf Basis der Normalspannung σ_x zu berechnen. Tabelle 3.11 beinhaltet das dazugehörige Gleichungssystem sowie das materialbezogene Koordinatensystem der Off-Axis-Probekörper.

Gleichungssystem		Koordinatensystem
$\sigma_1 = \cos^2(\theta) \sigma_x$	(3.37)	
$\sigma_2 = \sin^2(\theta) \sigma_x$	(3.38)	
$\tau_{12} = -0,5 \sin(2\theta) \sigma_x$	(3.39)	

Tabelle 3.11.: Gleichungssystem und materialbezogenes Koordinatensystem der Off-Axis-Proben.

Versuchsprogramm zur Charakterisierung des Kurvenverlaufs in der σ_2 - σ_3 -Ebene

Charakteristisch für die σ_2 - σ_3 -Ebene ist eine Festigkeitserhöhung unter biaxialen Drucklasten, Abbildung 3.18b. Diese soll für einen exemplarischen Spannungszustand untersucht werden. Folglich muss eine Versuchstechnik, bei der ein kombinierter σ_2^- - σ_3^- -Spannungszustand in der Kupferwicklung hervorgerufen wird, ausgewählt oder adaptiert werden. HINE u. a. [209] schlagen hierfür die Durchführung von Druckversuchen in einer Druckkammer vor, wodurch der Druckspannungskomponente σ_2^- ein hydrostatischer Druck überlagert werden kann. Hierbei muss der hydrostatische Druckanteil im Bereich der Querdruckfestigkeit R_{\perp} liegen. Hieraus würden Drücke von mehreren 1000 bar resultieren. Da eine derartige Versuchsanlage nicht zur Verfügung steht, wird stattdessen auf das Prinzip der sogenannten Quetschnut [181] zurückgegriffen. Bei diesem wird eine einachsige Druckbelastung σ_2^- eingeleitet und die Querdehnung senkrecht zur Belastung behindert, wodurch eine Querbelastung σ_3^- initiiert wird. Da aufgrund der steifen Kunststoffmatrix und des spröden Werkstoffverhaltens geringe Deformationen erwartet werden, wurde die in Abbildung 3.19 dargestellte Vorrichtung konzeptioniert und gefertigt. Vor dem Versuchsbeginn werden die beiden Schrauben drehmomentgesteuert angezogen und eine vorgegebene Vorspannung aufgebracht. Dies kompensiert zusätzlich die Toleranzen der

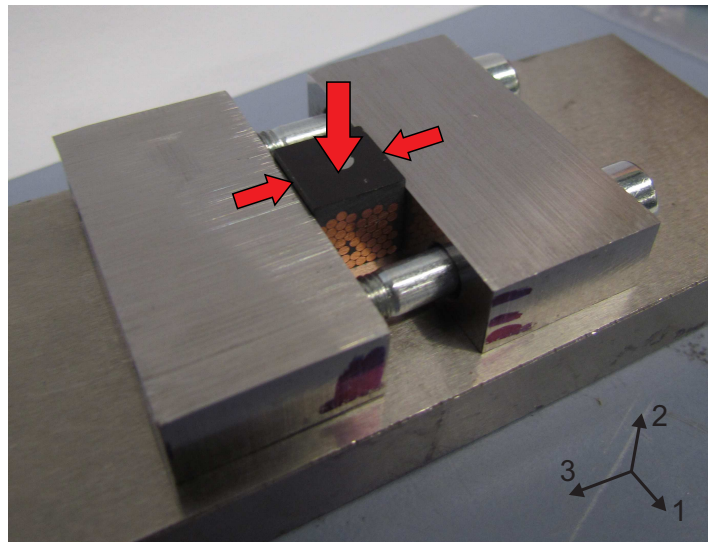


Abbildung 3.19.: Quetschnutaufbau und Krafterleitung.

Würfelprobekörper. Die infolge der Dehnungsbehinderung entstehende Spannung wird anhand des HOOK'SCHEN Gesetz, Gleichung 3.40 abgeschätzt [181].

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_{\parallel} & -\nu_{\perp\parallel}/E_{\parallel} & -\nu_{\perp\parallel}/E_{\parallel} \\ -\nu_{\perp\parallel}/E_{\parallel} & 1/E_{\perp} & -\nu_{\perp\perp}/E_{\perp} \\ -\nu_{\perp\parallel}/E_{\parallel} & -\nu_{\perp\perp}/E_{\perp} & 1/E_{\perp} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (3.40)$$

Falls $\sigma_1 = 0$ angenommen wird, kann die Bruchspannung σ_3 analytisch auf Basis der Schraubenvorspannung σ_2^v , der Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\perp}$ und der Belastung σ_2 abgeschätzt werden, Gleichung 3.41.

$$\sigma_3^- = \nu_{\perp\perp} \sigma_2^- + \sigma_2^v \quad (3.41)$$

3.5.3 Validierung und Temperaturabhängigkeit der Basisfestigkeiten

Für die Validierung der Vorgehensweisen werden nur die Ergebnisse von Probekörpern mit vollständiger Kunststofffüllung herangezogen. Im Falle der Off-Axis-Probekörper wird sich zudem auf Drucklasten fokussiert, da diese den Großteil des Kurvenverlaufs und die charakteristische Festigkeitsüberhöhung beschreiben. Zu Beginn wird die Gültigkeit der aus dem CFK- und GFK-Bereich stammenden Hypothesen, Tabelle 3.9, für Kupferwicklungen evaluiert. Im Anschluss werden die Anwendbarkeit und Verläufe der Bruchkriterien bewertet.

Allen Bruchkriterien der UD Faser-Verbund-Werkstoffen werden zwei Versagensmodi, der Fb und Zfb, zugrunde gelegt, Hypothese H1. Daher wird anhand von Zugversuchen in und quer zur Drahtichtung überprüft, ob dies auch auf Kupferwicklungen zutrifft. Abbildung 3.20 zeigt die zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Diagramme sowie Versagensarten.

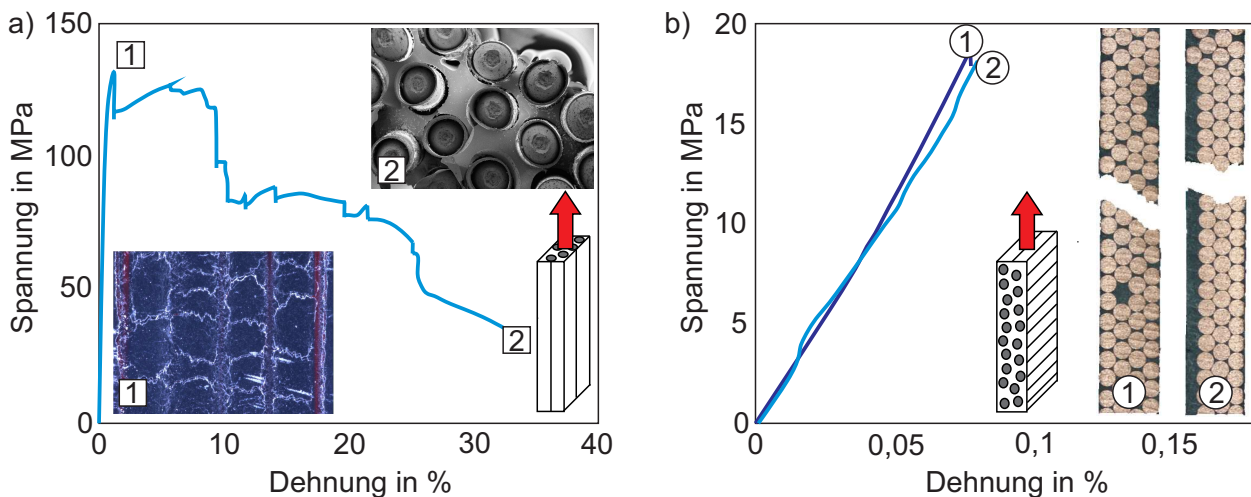


Abbildung 3.20.: Spannungs-Dehnungs-Diagramme sowie Versagensarten der Kupferwicklungen bei Zug a) in und b) quer zur Drahtachse.

Im Falle von Zugbelastungen in Drahtachse erreicht die ertragbare Spannung nach einer geringen Deformation ihr Maximum, wobei nachfolgend Risse in der Kunststoffmatrix initiiert werden. Bei anhaltender Belastung reißen die einzelnen Fasern nacheinander und der Spannungs-Dehnungs-Verlauf fällt abrupt ab. Bei Zugbeanspruchungen quer zu den Drähten tritt ein spröder Zfb auf. Folglich ist Hypothese H1 auch für Kupferwicklungen gültig. Da bei der Auslegung elektrischer Maschinen keinerlei

Risse toleriert werden können, sind nahezu nur Zfb relevant und die Streckgrenze, Abbildung 3.20a, wird als Grenzwert festgelegt. Daher liegt allen Versagenskriterien ein sprödes Bruchverhalten zugrunde, Hypothese $H2$. Ein Fb, der im Anwendungsfall eine untergeordnete Rolle spielt, wird vorrangig durch zum Draht parallel verlaufende Normalspannungen verursacht, Hypothese $H3$. Zfb werden durch alle Spannungszustände, jedoch hauptsächlich durch Spannungscombinationen, die nicht in Faserrichtung wirken, verursacht, Hypothese $H4$.

Tabelle 3.12 fasst die anhand der Versuche abgeleiteten Kennwerte bei Raumtemperatur zusammen. Hierbei handelt es sich um die Mittelwerte aus den einzelnen Versuchen. Auf die vorliegende Streuung wird nachfolgend noch näher eingegangen.

Versuch	Basisfestigkeit	Mittelwerte der Kenngrößen in MPa			
		σ_1	σ_2	σ_3	τ_{12}
Zug in Faser	R_{\parallel}^+	134	—	—	—
Druck in Faser	R_{\parallel}^-	-222	—	—	—
Zug quer zur Faser	R_{\perp}^+	—	18	—	—
Druck quer zur Faser	R_{\perp}^-	—	-154	—	—
CST heraus	$R_{\perp\perp}$	—	—	—	30
CST quer	$R_{\perp\parallel}$	—	—	—	67
CST in Faser	$R_{\perp\parallel}$	—	—	—	36
OAD30	—	83	-28	—	48
OAD45	—	57	-57	—	57
OAD60	—	30	-91	—	53
OAD75	—	10	-139	—	37
Quetschnut	—	—	-304	-102	—

Tabelle 3.12.: Übersicht über die Mittelwerte der ermittelten Kenngrößen bei RT.

Kupferwicklungen weisen analog zu GFK und CFK eine unter Druckbeanspruchung höhere Festigkeit quer zur Drahtachse als unter Zuglasten auf, Hypothese $H5$. Die Festigkeit in Drahtachse ist im Druckbereich höher als bei Zugbeanspruchungen, sodass Hypothese $H6$ nicht auf Kupferwicklungen übertragbar ist. Dies ist jedoch kein Ausschlusskriterium für die Anwendbarkeit der Bruchkriterien und lässt sich mit der Zugfestigkeit der Kupferdrähte, die um bis zu einem Faktor 20 kleiner ist als im Falle von Glas- oder Kohlefasern, sowie der Zug-Druck-Asymmetrie der Kunststoffmatrix begründen. Ein Vergleich der Bruchspannung σ_2 bei reiner Querdruckbelastung (Druck quer zur Faser) und biaxialer Druckbeanspruchung (Quetschnut) zeigt, dass Kupferwicklungen auch eine Festigkeitsüberhöhung bei kombiniertem σ_2^- - σ_3^- -Spannungszustand besitzen.

Nachdem die Charakteristika bisheriger UD FVK überprüft und die Grundvoraussetzungen zur Anwendung der Bruchkriterien erfüllt worden sind, werden nachfolgend die Modelle parametrisiert und die Bruchverläufe in der σ_1 - τ_{12} -Ebene mit den Messdaten abgeglichen. Die experimentell ermittelten Modellparameter der Kriterien nach TSAI-WU, CUNTZE und PUCK sind in Tabelle 3.13 aufgelistet.

Parameter	F_{12}	$b_{\perp\parallel}$	b_{\perp}^{τ}	$p_{\perp\parallel}^+$	$p_{\perp\parallel}^-$	$p_{\perp\perp}^+$	$p_{\perp\perp}^-$	$R_{\perp\perp}^A$
Wert	-0,00089	0,49	1,24	0,42	0,42	0,56	0,56	49,2

Tabelle 3.13.: Übersicht über die identifizierten bzw. berechneten Parameter des TSAI-WU, CUNTZE und PUCK Kriteriums.

Abbildung 3.21 veranschaulicht unter Annahme eines ebenen Spannungszustandes die dazugehörigen Kurvenverläufe sowie Ergebnisse der Off-Axis-Versuche bei Raumtemperatur. Das Kriterium der maximalen Spannung bildet den von bisherigen FVK bekannten Abfall der Festigkeit mit zunehmender Querdzugspannung ($\sigma_2 > 0$) nicht ab. Zudem wird analog zu HASHIN's Kriterium die im Experiment identifizierte Festigkeitsüberhöhung ($\sigma_2 < 0$) vernachlässigt. Diese wird hingegen von den Ansätzen nach PUCK, CUNTZE und TSAI-WU beschrieben, wobei eine detaillierte Unterscheidung zwischen den drei Kriterien aufgrund der Streuung der Messergebnisse nicht möglich ist. Da im vorliegenden Anwendungsfall vorrangig Zfb auslegungsrelevant sind, spielt es zudem eine untergeordnete Rolle, dass TSAI-WU nicht zwischen den beiden Versagensmodi unterscheidet. Folglich konnte die Anwendbarkeit der drei Bruchkriterien auf Kupferwicklungen aufgezeigt werden.

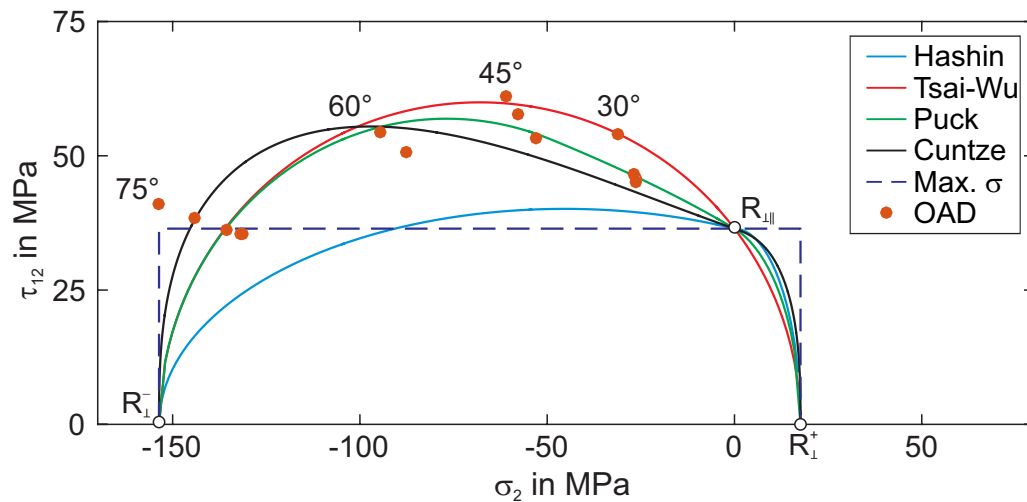


Abbildung 3.21.: Bruchkriterienverläufe und Ergebnisse der OAD-Versuche in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.

Der Einfluss der Temperatur auf die Basisfestigkeiten soll am Beispiel des TSAI-WU Kriteriums aufgezeigt werden, da dieses für den ebenen Spannungszustand keine zusätzlich zu parametrierenden Faktoren beinhaltet. Abbildung 3.22 zeigt die entsprechenden Kurvenverläufe, wobei nachfolgend die RT-Kurve als Referenz dient.

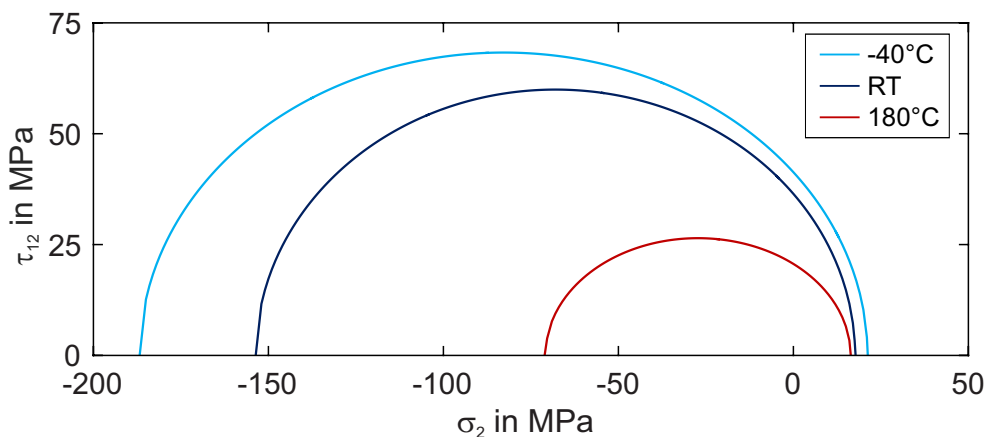


Abbildung 3.22.: Bruchkriterienverläufe und Ergebnisse der OAD-Versuche in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.

Tiefe Temperaturen wirken sich hauptsächlich bei hohen Querdrukspannungen aus und erhöhen die ertragbare Last. Hohe Temperaturen beeinflussen den gesamten Verlauf und reduzieren die Festigkeit im Querdrukbereich sowie die Schubfestigkeit. In zukünftigen Arbeiten gilt es den abgeschätzten Kurvenverlauf auch für -40°C sowie 180°C zu verifizieren.

3.6 Numerische Bemessungskonzepte für Kupferwicklungen unter statischer Last auf Basis der Einzelkomponenten

Nachdem im vorherigen Kapitel im Rahmen von Grundsatzuntersuchungen die Anwendbarkeit der Bruchkriterien nach TSAI-WU, CUNTZE und PUCK auf Kupferwicklungen nachgewiesen werden konnte, sollen nachfolgend Vorgehensweisen zur Reduktion des zukünftigen experimentellen Aufwandes entwickelt werden. Da in frühen Projektphasen verschiedene Matrixwerkstoffe betrachtet werden und die Herstellung der Verbundprobekörper sowie der resultierende Versuchsumfang zu kosten- und zeitintensiv ist, sollen Ansätze auf Basis der Einzelkomponenten eingeführt werden. Daher werden zwei unterschiedliche numerische Ansätze vorgestellt. Zu Beginn werden die Basisfestigkeiten der vorangegangenen Bruchkriterien anhand numerischer RVEs abgeschätzt. Im Anschluss wird eine Lokalisierungsmethodik eingeführt, bei der die Kupferwicklung wie in Kapitel 2.3 beschrieben als homogener Körper modelliert wird und die Kunststoffmatrix sowie Drähte im Bereich der kritischen Stellen mithilfe von Submodellen lokal aufgelöst werden.

3.6.1 Numerisches Abschätzen der statischen Verbundfestigkeiten mithilfe repräsentativer Volumenelemente

In der Literatur [31, 182, 210–215] existieren verschiedene mikromechanische analytische Ansätze zur Abschätzung der Basisfestigkeiten. Deren prognostizierten matrixdominierten Festigkeiten R_{\perp}^+ , R_{\perp}^- , R_{\parallel} und $R_{\perp\perp}$ weichen jedoch stark von den experimentell ermittelten Kennwerten ab [182, 211]. Deswegen fokussiert sich die vorliegende Dissertation in Anlehnung an Arbeiten aus dem FVK-Bereich [216–220] auf die Entwicklung rechnergestützter Vorgehensweisen. Hierbei werden auf Basis numerischer RVEs die Festigkeitsnachweise durchgeführt und Basisfestigkeiten abgeschätzt, Abbildung 3.23.



Abbildung 3.23.: Vorgehensweise zur Abschätzung der Bruchkurven mittels numerischer RVEs.

Dies erfordert neben den in Kapitel 3.3 sowie 3.4 definierten Versagenskriterien die Bewertung der Grenzschichtfestigkeit zwischen Kupferlackdraht und Duroplast. Vor diesem Hintergrund werden einzelne Drähte sowie Drahtbündel in die Kunststoffmatrix eingebettet und anschließend herausgezogen. Derartige Experimente werden als Auszugversuch oder *pull-out-test* bezeichnet. Um die einzelnen Konfigurationen miteinander vergleichen zu können, wird die sogenannte scheinbare Grenzflächenscherfestigkeit τ_{app} [221, 222] anhand des Kraftmaximums F_{max} , des Faserdurchmessers d_f und der Einbettlänge l_e berechnet, Gleichung 3.42.

$$\tau_{app} = \frac{F_{max}}{\pi d_f l_e} \quad (3.42)$$

Abbildung 3.24 veranschaulicht exemplarisch die Kraft-Weg-Diagramme der Einzeldrahtprobekörper bei -40°C, RT, 150°C und 180°C.

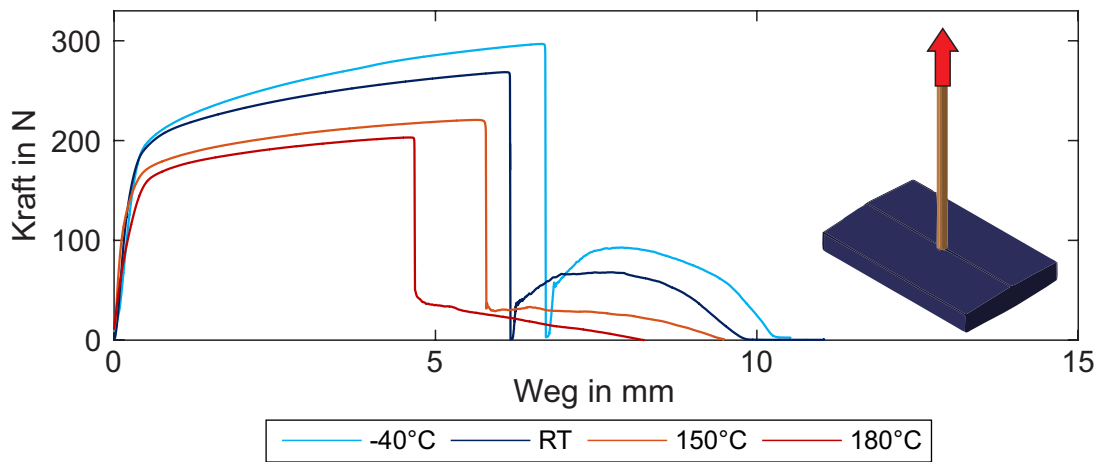


Abbildung 3.24.: Kraft-Weg-Verläufe der Einzeldraht-Auszugversuche bei -40°C, RT, 150°C und 180°C.

Diese zeigen das typische Verhalten von FVK [223]. Nach Erreichen des Kraftmaximums fallen die Kurven abrupt ab, da sich die Matrix vom Draht gelöst hat und nur noch Reibungskräfte übertragen werden. Dieser Effekt ist vor allem bei niedrigen Temperaturen ausgeprägt. Bei Temperaturen oberhalb 150°C liegen unter anderem aufgrund der größeren Wärmedehnung der Kunststoffmatrix im Vergleich zum Kupferlackdraht niedrigere Kontaktkräfte sowie flachere Verläufe vor. Je höher die Temperatur ist, desto niedriger ist das Kraftmaximum.

Der Einfluss von zusätzlichen Drähten in der Matrix auf die Grenzschichtfestigkeit wird mithilfe von τ_{app} quantifiziert und ist in Abbildung 3.25a dargestellt. Infolge der zusätzlichen Drähte werden Kerben und somit Spannungsüberhöhungen sowie -konzentrationen, Abbildung 3.14a, hervorgerufen. Daher liegen die Werte der Drahtbündelproben niedriger als im Falle der Einzeldrahtprüflinge.

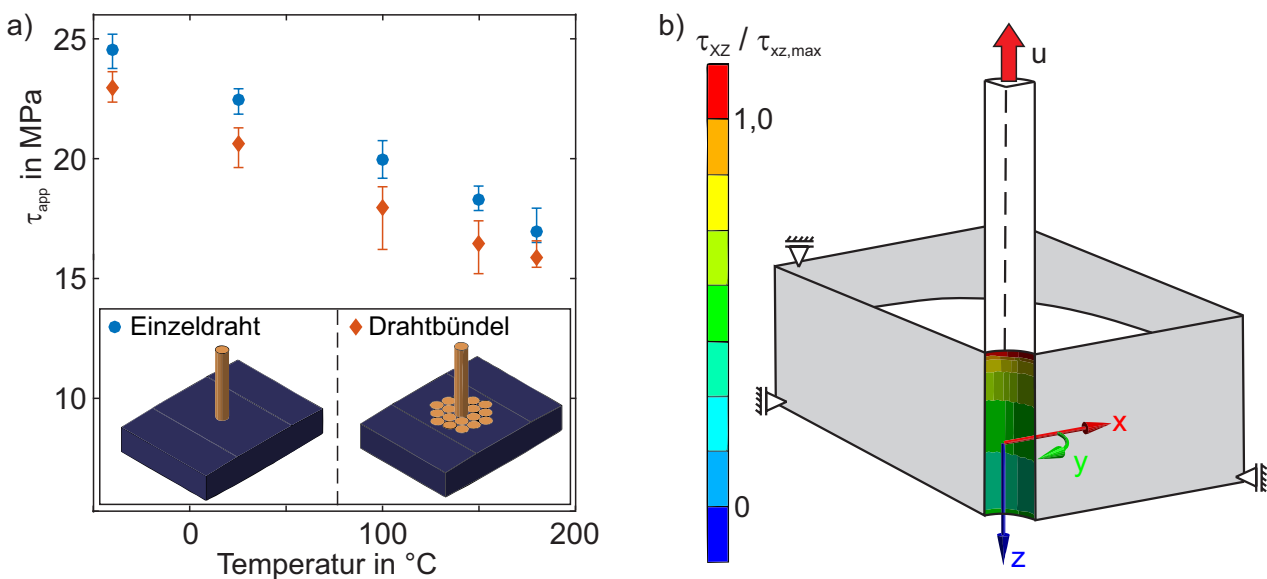


Abbildung 3.25.: a) Scheinbare Grenzflächenscherfestigkeiten der Einzeldraht- und Drahtbündelprobekörper bei -40°C, RT, 150°C und 180°C, b) Schematisches Simulationsmodell sowie exemplarische Scherspannungsverteilung in der Grenzschicht bei RT.

Zudem resultiert aus der chaotischen Drahtlage ein größeres Streuband. Ausführlichere Versuchsdetails sind in Anhang E.3 zu finden. Für die Abschätzung der Basisfestigkeiten werden digitale Zwillinge der Auszugversuche erstellt und die zum Versagenszeitpunkt vorliegenden Grenzschichtscherspannungen ermittelt. Abbildung 3.25b veranschaulicht den schematischen Aufbau des Simulationsmodells und eine exemplarische Scherspannungsverteilung in der Grenzschicht. Im Falle der Einzeldrahtproben wird die Bauteilsymmetrie ausgenutzt, das Modell entsprechend freigeschnitten sowie die Schnittflächen mit reibungslosen Randbedingungen versehen. Da im Randbereich die maximale Scherspannung vorliegt und dieser aufgrund des Steifigkeitssprungs in der Simulation nicht exakt abgebildet werden kann, wird anstelle des Maximums ein Spannungswert des äußeren Bereichs als Versagensgrenze gewählt.

Die Validität der entwickelten Vorgehensweise wird anhand der in Abbildung 3.23 dargestellten Drahtanordnungen exemplarisch validiert. Bei den vorliegenden Materialeigenschaften und -wechselwirkungen wird simulativ ein Matrixversagen für $\sigma_2 > -50$ MPa prognostiziert, da die Scherspannungen in der Grenzschicht nicht den definierten Grenzwert erreichen. Abbildung 3.26 vergleicht die empirisch ermittelten sowie auf Basis der RVEs berechneten Verläufe der Bruchkriterien in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.

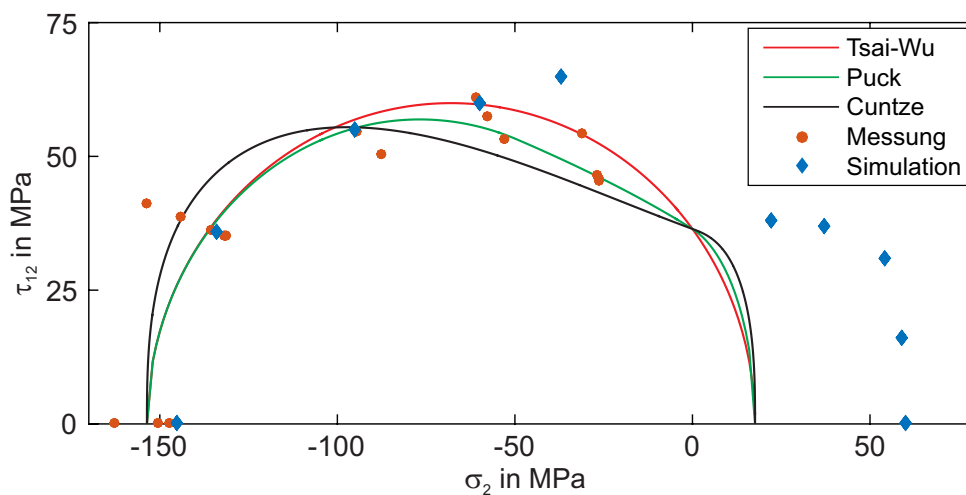


Abbildung 3.26.: Vergleich der numerisch und experimentell bestimmten Verläufe der Bruchkriterien in der σ_2 - τ_{12} -Ebene.

Im Querdruckbereich σ_2^- können die Messergebnisse mit guter Näherung numerisch abgeschätzt werden. Im Zugbereich weichen die beiden Verläufe hingegen stärker voneinander ab. Dies könnte auf das gewählte und nicht variierte RVE zurückgeführt werden. Im Gegensatz zum Werkstoffverhalten, das bei der untersuchten Materialkombination unabhängig von der Drahtanordnung, Abbildung 2.28, ist, beeinflussen unterschiedliche Kunststoffdicken die Verbundfestigkeiten maßgeblich. Dies gilt es in weiterführenden Arbeiten detaillierter zu untersuchen. Zur zuverlässigen Bewertung des Querzugbereichs werden weitere experimentelle Untersuchungen benötigt. Nichtsdestotrotz eignet sich die entwickelte Vorgehensweise die Versagensgrenzen für $\sigma_2 < 0$ abzuschätzen.

3.6.2 Durchführung des Festigkeitsnachweises mithilfe von Homogenisierungs- und Lokalisierungsmethoden

Loos u. a. [69] haben eine weitere Methodik zur Durchführung des Festigkeitsnachweises auf Basis der Einzelkomponenten entwickelt. Diese wird nachfolgend am Beispiel des Druckscherversuchs erläutert, angewendet und validiert. Abbildung 3.27 zeigt die Kraft-Weg-Diagramme sowie das Versa-

gensbild der betrachteten Kupferwicklungskonfiguration.

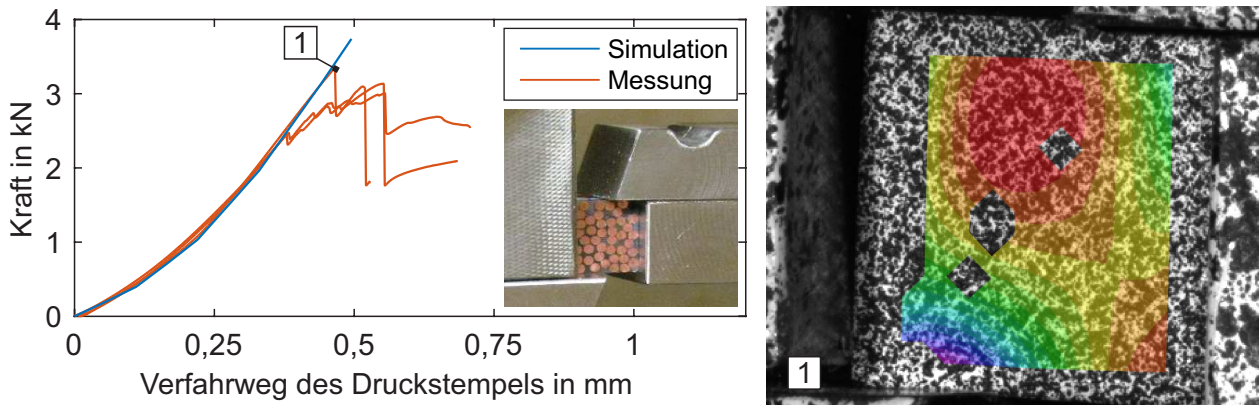


Abbildung 3.27.: CST - Kupferwicklung: Exemplarische Kraft-Weg-Diagramme und Rissinitiiierung.

Die grundlegende Idee besteht darin, die Kupferwicklung als homogenes Kontinuum zu modellieren und die auftretenden Spannungen sowie Dehnungen zu berechnen. Im Anschluss werden kritische Stellen identifiziert, die Drähte sowie Kunststoffmatrix in diesen Bereichen aufgelöst und die im homogenisierten Material auftretenden Verschiebungen mithilfe von Submodellen aufgebracht. Daraufhin wird die statische Festigkeit analog zum vorherigen Abschnitt anhand der Versagensgrenzkurven und Grenzschichtfestigkeiten bewertet. Tabelle 3.14 veranschaulicht die einzelnen Schritte, wobei zur Identifikation der kritischen Stellen exemplarisch die σ_{VM} Vergleichsspannung und maximale Hauptnormalspannung betrachtet werden.

1. Identifikation der kritischen Stellen	2. Generierung der Submodelle	3. Festigkeitsnachweis $a_{st} = \epsilon_{vor} / \epsilon_{ert}(h)$

Tabelle 3.14.: Festigkeitsnachweis mithilfe von Homogenisierungs- und Lokalisierungsmethoden: Visualisierung am Beispiel des Druckscherversuchs von Kupferwicklungen.

Details zur Erstellung der Submodelle sind in [69] zu finden. Beim Aufbringen der im homogenen Ersatzmodell berechneten Verschiebungen entstehen im Submodell keine Spannungsüberhöhungen. Dies unterstreicht, dass das Berechnungsmodell der Kupferwicklung das reale Werkstoffverhalten abbildet. Der simulativ abgeschätzte und experimentell ermittelte Versagenszeitpunkt stimmen miteinander überein, Abbildung 3.27. Zudem prophezeit die entwickelte Methodik eine Rissinitiierung im Inneren des Probekörpers. Der ausgewiesene Versagensort deckt sich mit den mittels optischer Messtechnik detektierten Versagensbildern. Folglich eignet sich die eingeführte Vorgehensweise zur Durchführung des statischen Festigkeitsnachweises von Kupferwicklungen. Je komplexer die Geometrie und / oder der Anwendungsfall ist, desto größer ist der Modellierungs- sowie Rechenaufwand und desto größer ist die zu erwartende Diskrepanz zwischen Simulation und Messung. Daher wird in diesen Fällen die entwickelte Methodik aus Kapitel 3.6.1 empfohlen.

3.7 Zusammenfassung

Der vorliegende Abschnitt behandelte den ersten der zwei zu erbringenden Festigkeitsnachweise, den statischen Festigkeitsnachweis. Im Zuge dessen wurden die Versagensgrenzen der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien unter statischer Last experimentell charakterisiert sowie Bemessungskonzepte aufgestellt und verifiziert. Die in Kapitel 2 entwickelten und validierten Berechnungsmodelle bildeten hierfür die Grundlage. Für einen besseren Abgleich der Simulation mit den Messungen wurde optische Messtechnik zur Bestimmung der Maschinensteifigkeiten sowie Berechnung der an den Probenoberflächen vorliegenden Verschiebungs- und Dehnungsfelder eingesetzt. Die Inhalte untergliederten sich in zwei Teile. Zu Beginn wurden die isotropen Werkstoffe und im Anschluss die Kupferwicklungen behandelt.

Die ertragbaren Dehnungen des Elektroblechs und der Kunststoffmatrix hängen von dem vorliegenden Spannungszustand, der durch die sogenannte Spannungsmehrachsigkeit quantifiziert wird, ab. Für die untersuchte Kupferlegierung wurde hingegen die Dehngrenze bzw. die dazugehörige plastische Dehnung als Grenzwert festgelegt, da diese ein entfestigendes Verhalten gezeigt hat. Die statischen Bemessungskonzepte wurden der Gestaltänderungs- sowie Normalspannungshypothese gegenüber gestellt und anhand von Material- sowie Bauteilversuchen verifiziert. Die numerisch prognostizierten und experimentell bestimmten Versagenszeitpunkte sowie -orte der Elektroblech- und Duroplastprüflinge stimmten sehr gut überein. Bei Ersteren traten lediglich größere Abweichungen bei den Zugscherproben und -blechschnitten auf. Diese begründen sich mit einem stärkeren Ausknicken des Blechs im Versuch als in der Simulation. Im Rahmen der Materialversuche konnte zudem eine Rissinitiierung im Inneren der ungekerbten und gekerbten Elektroblechproben festgestellt und simulativ abgebildet werden. Die Wahl des Plastifizierungsbeginns als Versagenskriterium der Kupferlegierung sagte ein Bersten des Kurzschlusskäfigs der untersuchten Asynchronrotoren mit einer Differenz von ca. 2,9% bei RT und 5% bei 180°C voraus.

Die Anwendbarkeit der aus dem Bereich der unidirektional verstärkten Kunststoffe stammenden Bruchkriterien auf den Kupfer-Kunststoff-Verbund konnte anhand von Versuchsreihen mit einachsiger sowie mehrachsiger Werkstoffbelastung aufgezeigt werden. Hierbei beschrieben die Kriterien nach TSAI-WU, PUCK und CUNTZE die ermittelten anisotropen Festigkeiten am besten. Um den zukünftigen experimentellen Aufwand reduzieren zu können, wurden zusätzlich zwei simulative Vorgehensweisen zur Abschätzung der Verbundfestigkeit auf Basis der Einzelkomponenten vorgestellt. Einerseits wurden numerische RVEs sowie die im vorherigen Teil aufgestellten Versagenskriterien der isotropen Werkstoffe verwendet und die ausgewählten Bruchkriterien anhand der Ergebnisse parametrisiert. Andererseits wurde das in Kapitel 2.3 validierte homogene Ersatzmaterial zur Identifikation kritischer Stellen herangezogen. In diesen Bereichen wurden die Kupferlackdrähte sowie Kunststoffmatrix lokal aufgelöst und die im homogenen Kontinuum vorliegenden Verschiebungen

mithilfe der Submodelltechnik aufgebracht. Im Anschluss wurden die statischen Festigkeiten analog zum ersten Ansatz bewertet. In beiden Fällen wurde zudem bei der Durchführung des statischen Festigkeitsnachweises die Grenzschichtfestigkeit, die anhand von Auszugprobekörper ermittelt wurde, berücksichtigt.

4 Bewertungsmodelle für den zyklischen Festigkeitsnachweis

Nachdem Bemessungskonzepte für die statische Festigkeit der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien aufgestellt sowie verifiziert worden sind, wird das zyklische Werkstoffverhalten näher untersucht und Methoden zur Lebensdauerabschätzung entwickelt. Diese werden benötigt, um den noch ausstehenden Nachweis der Festigkeitsanalyse durchführen zu können. Hierbei wird analog zum vorherigen Kapitel vorgegangen. Zu Beginn werden die isotropen Werkstoffe sowie im Anschluss die Kupferwicklungen behandelt. Beide Abschnitte leiten mit den entsprechenden Grundlagen ein.

4.1 Grundlagen der Schwingfestigkeitsanalyse isotroper Werkstoffe

Bevor auf die entwickelte Methode zur Lebensdauerabschätzung isotroper Werkstoffe näher eingegangen wird, werden die hierfür benötigten Grundlagen erläutert. Hierbei werden die Theorie und Grundbegriffe der Schwingfestigkeit sowie deren experimentelle Vorgehensweisen und herkömmliche Bemessungskonzepte aufgeführt. Weitere Details und Informationen sind u.a. [224–226] zu entnehmen.

4.1.1 Theorie und Grundbegriffe der Schwingfestigkeit

Im Allgemeinen lassen sich Schwingbelastungen nach GASSNER [227] und SONSINO [4] in zyklische Beanspruchungen mit konstanter und variabler Amplitude unterteilen. Hierbei beschreibt ein Schwingspiel das vollständige Durchlaufen zweier unterschiedlicher Belastungszustände. Auf Basis der oberen und unteren Spannungsgrenze σ_o bzw. σ_u werden die zugehörige Mittelspannung σ_m , Spannungsamplitude σ_a sowie das Spannungsverhältnis R bestimmt, Gleichung 4.1.

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a} \quad (4.1)$$

Die vorliegenden Belastungsfolgen werden in die in Tabelle 4.1 aufgelisteten Bereichen eingeteilt.

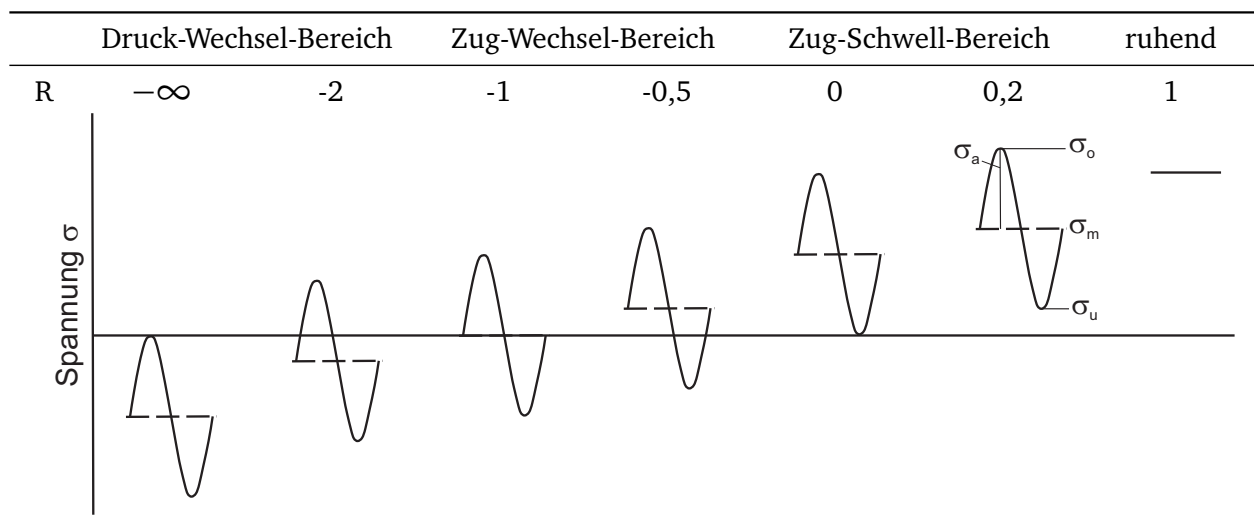


Tabelle 4.1.: Eingruppierung der Schwingspiele nach [224].

Infolge der zyklischen Belastungen kann die Mikrostruktur des Werkstoffes durch plastische Deformationen beeinflusst werden. Dies betrifft je nach Legierungszusammensetzung zum einen die Anordnung sowie Anzahl der Gitterfehlstellen und zum anderen das Mikrogefüge [228]. Derartige Vorgänge werden auch als transientes Werkstoffverhalten bezeichnet, wobei die größten Veränderungen innerhalb der ersten Lastwechsel auftreten und sich für höhere Schwingspielzahlen N ein Sättigungszustand einstellt, Abbildung 4.1a.

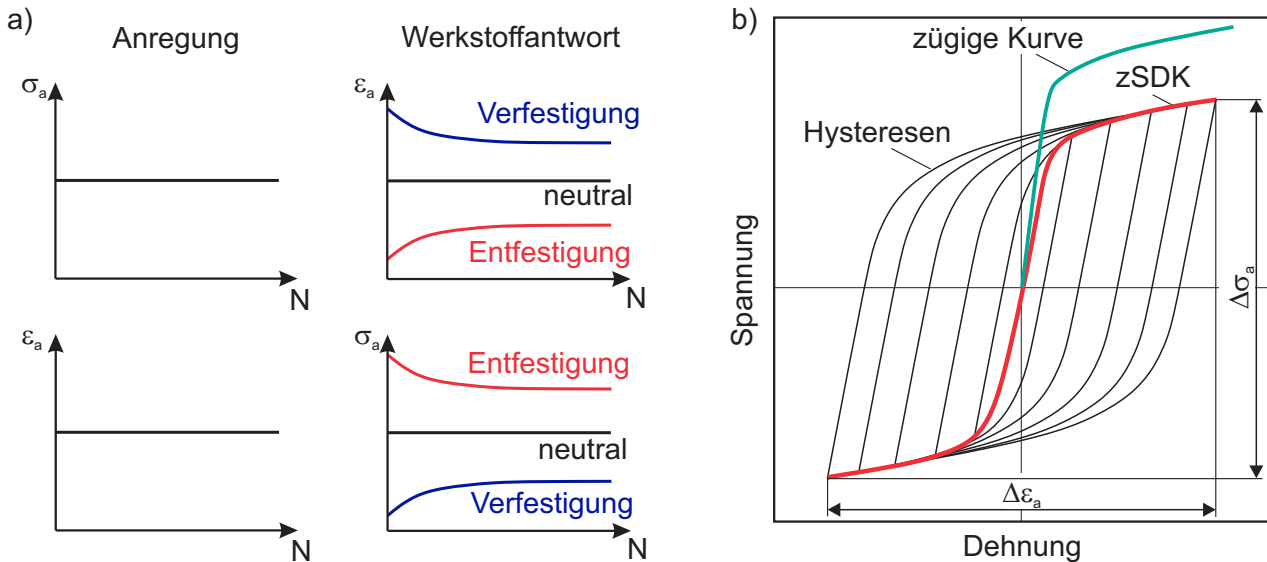


Abbildung 4.1.: a) Schematisches Wechselverformungsverhalten sowie b) zyklische und zügige Spannungs-Dehnungs-Kurve nach [229].

Nimmt bei konstanter Spannungsamplitude σ_a die resultierende Dehnungsamplitude ε_a mit steigender Schwingspielzahl ab bzw. die Spannungsamplitude bei konstanter Dehnungsamplitude zu, so ist von zyklischer Verfestigung die Rede. Im Falle eines genau umgekehrten Werkstoffverhaltens wird dies als Entfestigung bezeichnet. Ein neutrales Werkstoffverhalten liegt hingegen vor, falls der Werkstoff unabhängig von der vorliegenden Schwingspielzahl mit der gleichen Spannungs- bzw. Dehnungsamplitude antwortet. Üblicherweise werden Schwingfestigkeitsanalysen das Werkstoffverhalten des Sättigungsbereichs zugrunde gelegt. Der sich hierbei einstellende stabilisierte Zustand wird mithilfe der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve (zSDK) beschrieben. Diese bildet die Grundlage für eine Vielzahl von Bemessungskonzepten zur Lebensdauerabschätzung und ist schematisch in Abbildung 4.1b dargestellt. Es bilden sich stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Hysteresen aus. Ein Vergleich der zSDK mit der statischen bzw. zügigen Spannungs-Dehnungs-Kurve gibt zudem Aufschluss über das Wechselverformungsverhalten. Falls Erstere unterhalb verläuft, liegt ein entfestigendes Verhalten vor. Im anderen Fall verfestigt der Werkstoff.

Schwingbelastungen beeinflussen neben dem Werkstoffverhalten auch die ertragbaren Beanspruchungen. Je höher die vorliegende Spannungs- oder Dehnungsamplitude ist, desto niedriger ist die Bruchlastspielzahl N_B bzw. Lebensdauer, bis der Werkstoff versagt. Im Falle konstanter Belastungsamplituden kann die Schwingfestigkeit mithilfe der von WÖHLER [230] benannten Wöhlerlinie beschrieben werden [231, 232]. In Abhängigkeit der Materialzusammensetzung, Belastungsart, des Spannungsverhältnisses und Fertigungseinflusses liegen unterschiedliche Verläufe vor. Abbildung 4.2a veranschaulicht anhand fiktiver Wöhlerkurven grundlegende Zusammenhänge, die je nach Anwendungsfall unterschiedlich stark ausgeprägt sind. Im Allgemeinen wird zwischen Kurzzeitfestigkeit (Low Cycle Fatigue, LCF, $N_B < 5 \cdot 10^4$), Zeitfestigkeit (High Cycle Fatigue, HCF, $5 \cdot 10^4 < N_B < 2 \cdot 10^6$) und Langzeitfestigkeit (Very High Cycle Fatigue, VHCF, $N_B > 2 \cdot 10^6$) unterschieden [233, 234].

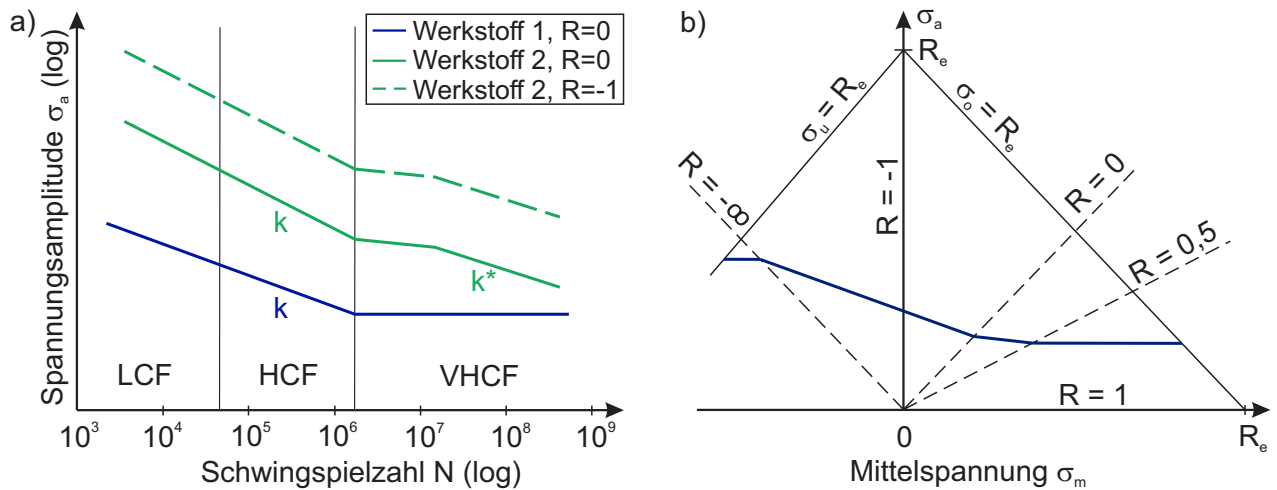


Abbildung 4.2.: a) Schematische Wöhlerkurven nach [233] und b) exemplarisches Haigh-Diagramm nach [71, 224].

Werkstoffe weisen typischerweise einen der in Abbildung 4.2a dargestellten Verläufe auf. Diese unterscheiden sich qualitativ vorrangig im Langzeitfestigkeits-Bereich. In diesem bleibt die ertragbare Belastung mit steigender Schwingspielanzahl entweder nahezu konstant, Werkstoff 1, oder fällt kontinuierlich ab, Werkstoff 2, was u.a. von [229, 235–238] aufgezeigt wurde. Mit steigenden Zug-Mittellasten nimmt die ertragbare Spannungsamplitude bei gleicher Lebensdauer ab. Dementsprechend liegt die Wöhlerlinie für die Wechselbelastung, $R = -1$, über der für die Zug-Schwell-Belastung, $R = 0$. Die Neigungen der Kurven werden mit k bzw. k^* bezeichnet.

Zur Bewertung des Einflusses des Spannungsverhältnisses können die ertragbaren Beanspruchungen bei $N_B = 2 \cdot 10^6$ mithilfe des Haigh-Diagramms visualisiert sowie ineinander umgerechnet werden, Abbildung 4.2b. Hierfür wird die Spannungsamplitude über der Mittelspannung aufgetragen. Grundlage der Umrechnung ist die von SCHÜTZ [239] definierte Mittelspannungsempfindlichkeit M , Gleichung 4.2.

$$M = \frac{\sigma_a(R = -1) - \sigma_a(R = 0)}{\sigma_m(R = 0)} = \frac{\sigma_a(R_{ist}) - \sigma_a(R_{soll})}{\sigma_m(R_{soll}) - \sigma_m(R_{ist})} \quad (4.2)$$

Durch Einsetzen von Gleichung 4.1 und anschließendem Auflösen nach der gesuchten Amplituden-spannung $\sigma_a(R_{soll})$ ergibt sich der in Gleichung 4.3 aufgeführte Zusammenhang.

$$\sigma_a(R_{soll}) = \frac{\sigma_a(R_{ist}) + M \cdot \sigma_m(R_{soll})}{M \cdot \frac{1 + R_{soll}}{1 - R_{soll}} + 1} \quad (4.3)$$

Hierbei werden nach FKM [71] die in Gleichung 4.4 aufgelisteten Mittelspannungsempfindlichkeitswerte sowie -bereiche empfohlen, um den Einfluss des Spannungsverhältnisses auf die ertragbaren Beanspruchungen zu berücksichtigen.

$$M = \begin{cases} M & \text{für } -\infty \leq R \leq 0 \\ M/3 & \text{für } 0 < R < 0,5 \\ 0 & \text{für } R \geq 0,5 \end{cases} \quad (4.4)$$

In realen Anwendungsfällen liegen nicht nur Schwingbeanspruchungen mit konstanter Amplitude, sondern breite Betriebsspektren an variablen Lasten vor. Um dennoch auf Basis der Wöhlerlinien eine Lebensdauer prognostizieren zu können, haben PALMGREN [240], LANGER [241] und MINER [242] die lineare Schadensakkumulation eingeführt. Um die Stufenschädigung d_i zu bestimmen, wird die Schädigung für jede Belastungsamplitude σ_a bzw. ε_a berechnet und mit der Stufenhäufigkeit n_i multipliziert. Dies wird exemplarisch in Abbildung 4.3 veranschaulicht.

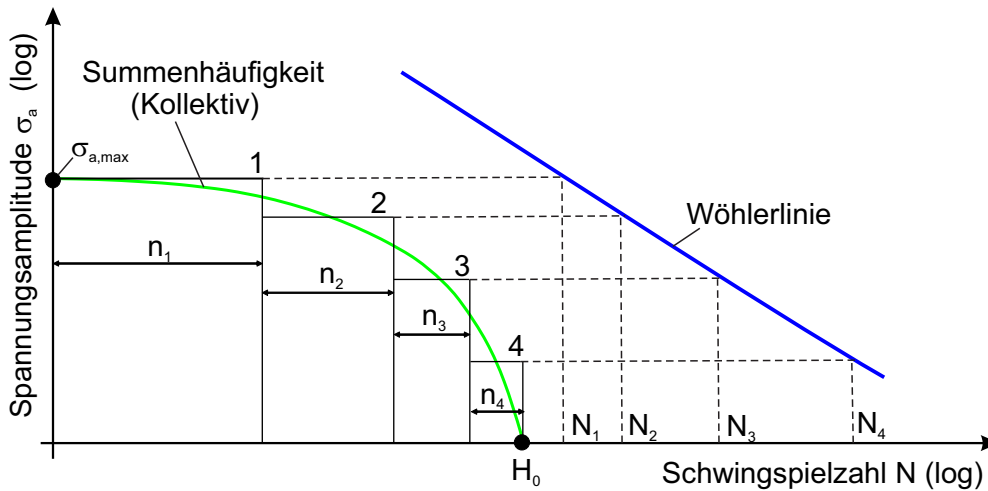


Abbildung 4.3.: Schematische Lebensdauerabschätzung und lineare Schadensakkumulation nach [4]

Die Gesamtschädigung D des Bauteils ergibt sich anschließend durch Summation der Stufenschädigungen, Gleichung 4.5. Bei der MINER-Modifikation original, wird davon ausgegangen, dass Amplituden oberhalb der Dauerfestigkeit keinen Einfluss auf die „Dauerfestigkeit“ haben, obwohl infolge der Schädigung, dieser Grenzwert abgesenkt werden müsste. Deshalb wurden unterschiedliche Modifikationen entwickelt. Die bekanntesten sind MINER-elementar, bei der die Zeitfestigkeitsgerade einfach verlängert wird, d.h. ein Abknicken der Wöhlerlinie vom Zeitfestigkeitsbereich in den Langzeitfestigkeitsbereich findet nicht statt. Diese bewertet den Schädigungseinfluss in der Regel zu hart. Bei der Modifikation nach LIU-ZENNER [243] wird die Wöhlerlinie auf Höhe des Kollektivhöchstwertes gedreht und zusätzlich die Dauerfestigkeit abgesenkt. Am verbreitetsten in der industriellen Anwendung ist die Modifikation nach HAIBACH. Hierbei berechnet sich die Neigung für die Langzeitfestigkeit aus der Neigung der Zeitfestigkeit mit $k^* = 2k - 1$. Weitere Details und modifizierte Ansätze der Schadensakkumulation sind unter anderem [224, 243–245] zu entnehmen. Alle Ansätze basieren auf dem gleichen Versagensgrenzwert. Falls die Gesamtschädigung den Wert eins überschreitet, wird ein Anriss bzw. Werkstoffversagen vorhergesagt.

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{n_i}{N_i} \quad (4.5)$$

Grundlage der Schädigungsrechnung sind Schwingspiele und Belastungsamplituden. Im Normalfall werden jedoch Betriebslastzeitfunktionen (BZF) als Auslegungsprämisse definiert, sodass diese entsprechend umgerechnet bzw. klassiert werden müssen. Hierfür existieren verschiedene statistische Vorgehensweisen, die sogenannte Zählverfahren. Zu den am weitverbreitetsten Vertretern zählen die Klassengrenzüberschreitungs- und Bereichspaarzählung sowie das Rainflow-Verfahren [246]. Letzteres wird nachfolgend exemplarisch erläutert. Weitere Details zu den einzelnen Verfahren sind der Literatur [224, 225, 246] zu finden.

Bei der Rainflow-Methode handelt es sich im Gegensatz zu den erst genannten um ein zweiparametrisches Verfahren, in dem Schwingenspiele entweder nach ihren Minima und Maxima oder nach Mittelwert und Amplitude eingeteilt werden [247]. Die BZF wird fiktiv um 90° gedreht und deren Extrema als Dächer, über die Regen rinnt bzw. abtropft, betrachtet. Hierbei werden drei Grundregeln aufgestellt.

- Zählvorgänge beginnen auf der Innenseite der Extrema.
- Zählvorgänge enden, falls ausgehend von einem Minimum ein kleineres Minimum bevorsteht oder auf ein Maximum ein größeres Maximum folgt.
- Ein Zählvorgang endet, wenn er auf einen vorangegangenen Verlauf trifft, d.h. die Hystherese wurde geschlossen.

Abgeschlossene Zählvorgänge werden aus der BZF entnommen und die Klassierung solange wiederholt, bis keine Schwingenspiele mehr identifiziert werden können und das sogenannte Residuum übrig bleibt. Abbildung 4.4 veranschaulicht die Vorgehensweise schematisch, wobei die Schwingenspiele nach den Mittelwerten und Amplituden gezählt werden.

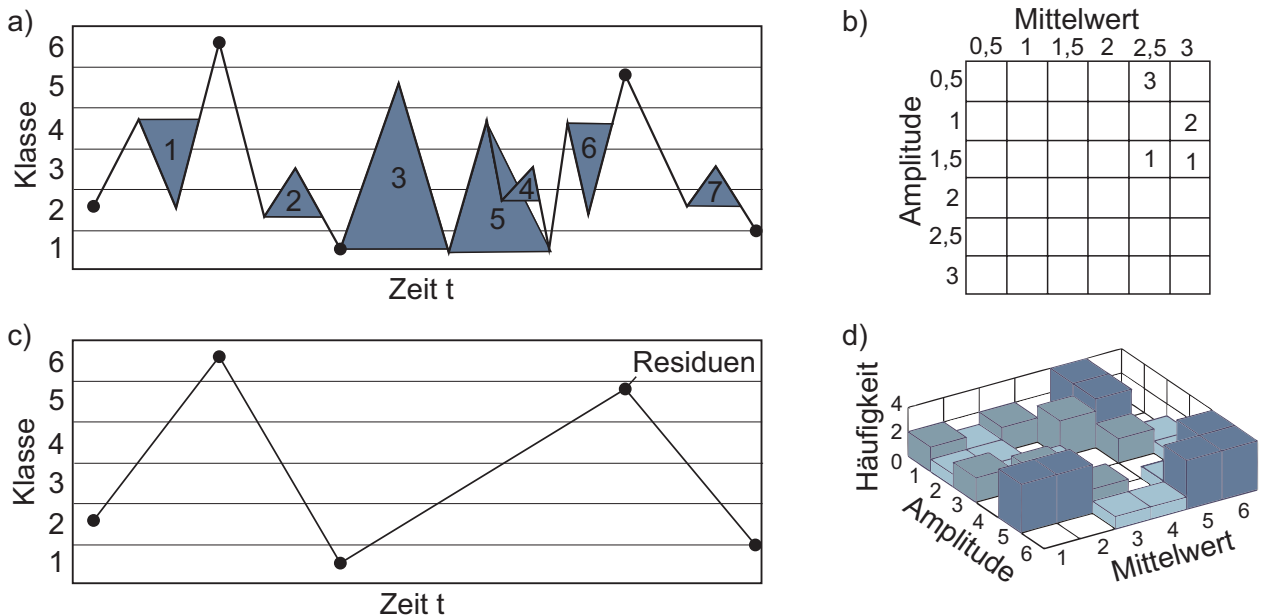


Abbildung 4.4.: Veranschaulichung des Rainflow-Verfahrens nach [224]: a) BZF, b) Residuum der Klassierung, c) 2D-Rainflowmatrix, d) 3D-Rainflowmatrix nach [248].

4.1.2 Experimentelle Vorgehensweisen

Die der rechnerischen Schwingfestigkeitsanalyse zugrunde liegenden zyklischen Werkstoffdaten können auf unterschiedliche Art und Weisen ermittelt werden. Im Allgemeinen sind die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche einer Vielzahl an statistischen Einflussgrößen unterworfen. Folglich müssen die Streuungen der Schwingspielzahlen und Beanspruchungsamplituden bei der Auswertung berücksichtigt werden. Üblicherweise beschreiben zyklische Werkstoffkennwerte den Mittelwert der Messdaten. Dies entspricht einer Ausfallwahrscheinlichkeit P_A bzw. Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}$ von 50 %. Unter Annahme einer GAUSS'SCHEN logarithmischen Normalverteilung lassen sich die Ergebnisse auf kleine Ausfallwahrscheinlichkeiten extrapolieren [225]. Auf Basis der Standardabweichungen s_N bzw. $s_{\sigma/\varepsilon}$ können nach Gleichung 4.6 bis 4.8 andere Ausfallwahrscheinlichkeiten berechnet werden [4]. Hierbei werden die Streumaße der Schwingspielzahlen und Beanspruchungsamplituden mit T_N und T_{σ} bzw. T_{ε} gekennzeichnet.

$$T_N = 1 : \frac{N_{10\%}}{N_{90\%}} = 1 : \frac{N_{50\%} + 1,28 \cdot s_N}{N_{50\%} - 1,28 \cdot s_N} \quad (4.6)$$

$$T_{\sigma} = 1 : \frac{\sigma_{10\%}}{\sigma_{90\%}} = 1 : \frac{\sigma_{50\%} + 1,28 \cdot s_{\sigma}}{\sigma_{50\%} - 1,28 \cdot s_{\sigma}} \quad (4.7)$$

$$T_{\varepsilon} = 1 : \frac{\varepsilon_{10\%}}{\varepsilon_{90\%}} = 1 : \frac{\varepsilon_{50\%} + 1,28 \cdot s_{\varepsilon}}{\varepsilon_{50\%} - 1,28 \cdot s_{\varepsilon}} \quad (4.8)$$

In Abhängigkeit der verwendeten Bewertungsmethode werden verschiedene Kenngrößen benötigt und die Versuche dementsprechend kraft- oder dehnungsgeregelt durchgeführt. Des Weiteren wird grundlegend zwischen Schwingfestigkeitsversuchen mit konstanten und variablen Amplitude unterschieden. Erstere werden auch Einstufen- oder Wöhlerversuche genannt. Hierbei werden die ertragbaren Schwingspielzahlen für vorgegebene Lasthorizonte ermittelt. Für die Wahl der Beanspruchungsamplituden existieren unterschiedliche Vorgehensweisen und Vorschriften. Diese kann beispielsweise nach oder in Anlehnung an SEP 1240 [249] oder DIN 50100 [234] erfolgen. Zur Charakterisierung des Einflusses variabler Amplituden auf die Lebensdauer führte GASSNER [227] in 1939 eine Methodik ein, die sich aus den folgenden Randbedingungen und Annahmen zusammensetzt [4].

- Die BZF bestehen aus Lastfolgen, die sich aus einer definierten Häufigkeitsverteilung von variablen Amplituden zusammensetzen.
- Die definierten Lastfolgen werden solange wiederholt, bis der Probekörper versagt. Die Anzahl an Wiederholungen muss hierbei mindestens 5 bis 10 betragen [247, 250, 251].
- Die Schwingfestigkeitsversuche werden mit verschiedenen Kollektivhöchstwerten durchgeführt, wobei die Häufigkeitsverteilung unverändert bleibt und die Amplituden linear skaliert werden.
- Die Auftragung der Versuchsergebnisse erfolgt im GASSNER-Diagramm. Hierbei wird der Kollektivhöchstwert in Abhängigkeit der Lebensdauer dargestellt.

Tabelle 4.2 gibt einen Überblick über die beiden Vorgehensweisen und stellt die zugrunde liegenden BZF und Kollektive sowie resultierenden Versagensgrenzen gegenüber. Im Falle der Wöhlerlinie wird zudem das erläuterte Streuband exemplarisch dargestellt.

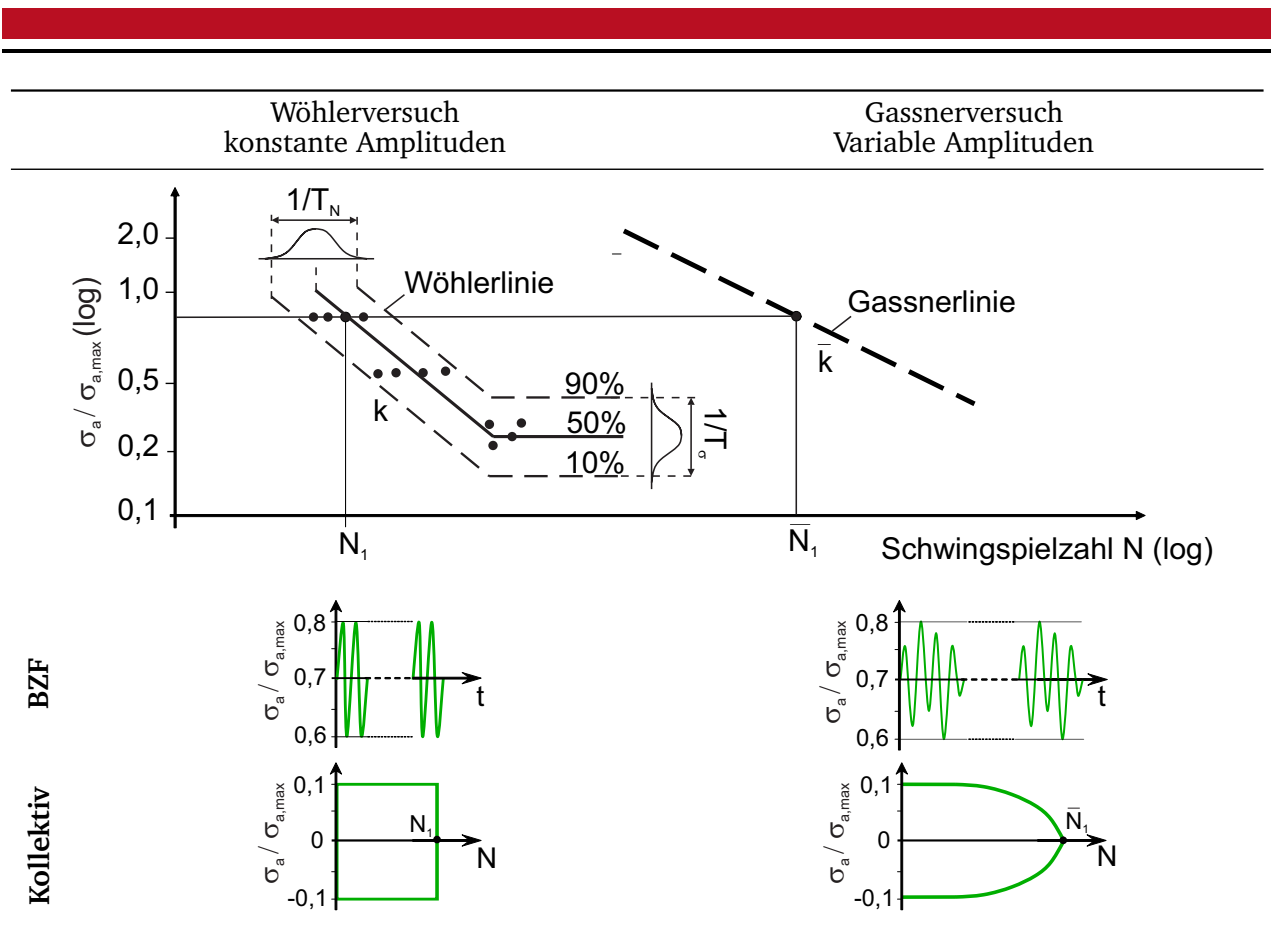


Tabelle 4.2.: Vergleich von Schwingfestigkeitsanalysen mit konstanter und variabler Amplitude: Gegenüberstellung der BZF, Kollektive und Lebensdauern nach [4].

Unter variablen Lasten werden höhere Schwingspielzahlen erreicht. Dies begründet sich damit, dass im Wöhlerversuch immer die maximale Amplitude auftritt, während diese im Gassnersversuch nur selten vorkommt und die kleinen Amplituden weniger schädigen. Dies hat zudem zur Folge, dass die Lebensdauer im Gassnersversuch im Falle einer Normalverteilung kleiner ist als bei einer Geradlinienverteilung, die einen größeren Anteil an kleineren Amplituden beinhaltet [4].

Das Wechselverformungsverhalten und die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve eines Werkstoffes können entweder anhand der stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der Einstufenversuche oder des von LANDGRAF [252] in 1969 vorgestellten Incremental Step Tests (IST) ermittelt werden. Dieser benötigt lediglich eine Probe und ermöglicht es, das zyklische Werkstoffverhalten innerhalb weniger Stunden zu ermitteln. Hierfür wird die maximale Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,max}$ initial aufgebracht und in vorgegebenen Inkrementen von Umkehrpunkt zu Umkehrpunkt bis zum vollständigen Entlasten der Probe reduziert. Im Anschluss wird die Dehnungsamplitude bis zum Maximalwert sukzessive erhöht, sodass der Ausgangszustand der Belastung vorliegt. Diese Prozedur wird bis zum Versagen der Probe wiederholt. Zur Ableitung der zyklischen σ - ε -Kurve wird die Teilfolge bei halber Lebensdauer verwendet. Diese ergibt sich aus den Umkehrpunkten im ersten und dritten Quadranten, da bei dieser BZF der Mittelspannungs- bzw. Mitteldehnungseinfluss als vernachlässigbar klein angenommen werden kann [229]. Durch die Wiederholung der Lastfolge bis zum Bruch der Probe können zudem Rückschlüsse auf die Lebensdauer unter variabler Schwingbelastung gezogen werden. Abbildung 4.5 veranschaulicht die Lastfolge eines IST und die auf Basis der Spannungsantworten abgeleitete zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve. Weiterhin existieren mehrere Ansätze zum Abschätzen der zyklischen Kennwerte und Versagensgrenzen. Diese werden beispielsweise in [253] näher erläutert.

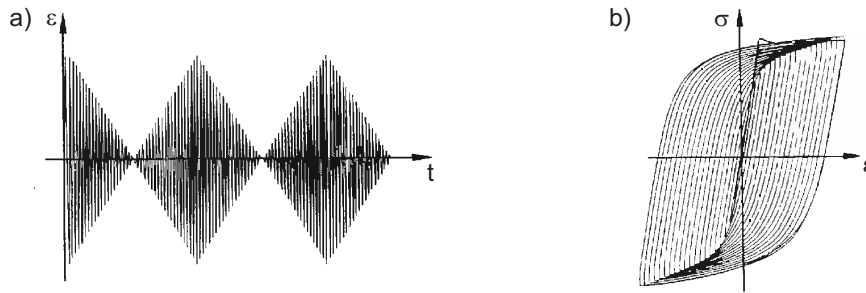


Abbildung 4.5.: Incremental Step Test: a) Lastfolge und b) abgeleitete zSDK nach [225].

4.1.3 Rechnerische Verfahren zur Lebensdauerabschätzung

Da eine rein experimentelle Schwingfestigkeitsanalyse auf Bauteilebene zeit- sowie kostenintensiv und somit nicht zielführend sowie wirtschaftlich ist, sind zahlreiche analytische bzw. numerische Vorgehensweisen entwickelt worden [71, 177, 224–226, 254]. Nachfolgend werden die am weitverbreitetsten Vertreter erläutert sowie das der anschließenden Methodenentwicklung zugrunde liegende Bemessungskonzept ausgewählt. Im Allgemeinen wird zwischen globalen und lokalen Beanspruchungsparametern bzw. Konzepten unterschieden. Erstere beschreiben globale Phänomene wie beispielsweise einen vollständigen Bruch, wohingegen Letztere die Rissinitiierung und zum Teil den Rißfortschritt bis zum instabilen Restbruch behandeln [225]. Des Weiteren lassen sich die Bemessungskonzepte in bauteilbasierte Ansätze, die die zugrunde liegenden Werkstoffkennwerte empirisch anhand von Bauteilen oder bauteilähnlichen Prüflingen ermitteln, und werkstoffbasierte Vorgehensweisen, die auf einer experimentellen Charakterisierung des Grundwerkstoffes basieren, gliedern. Abbildung 4.6 gibt einen Überblick über die Unterteilung der Berechnungskonzepte.

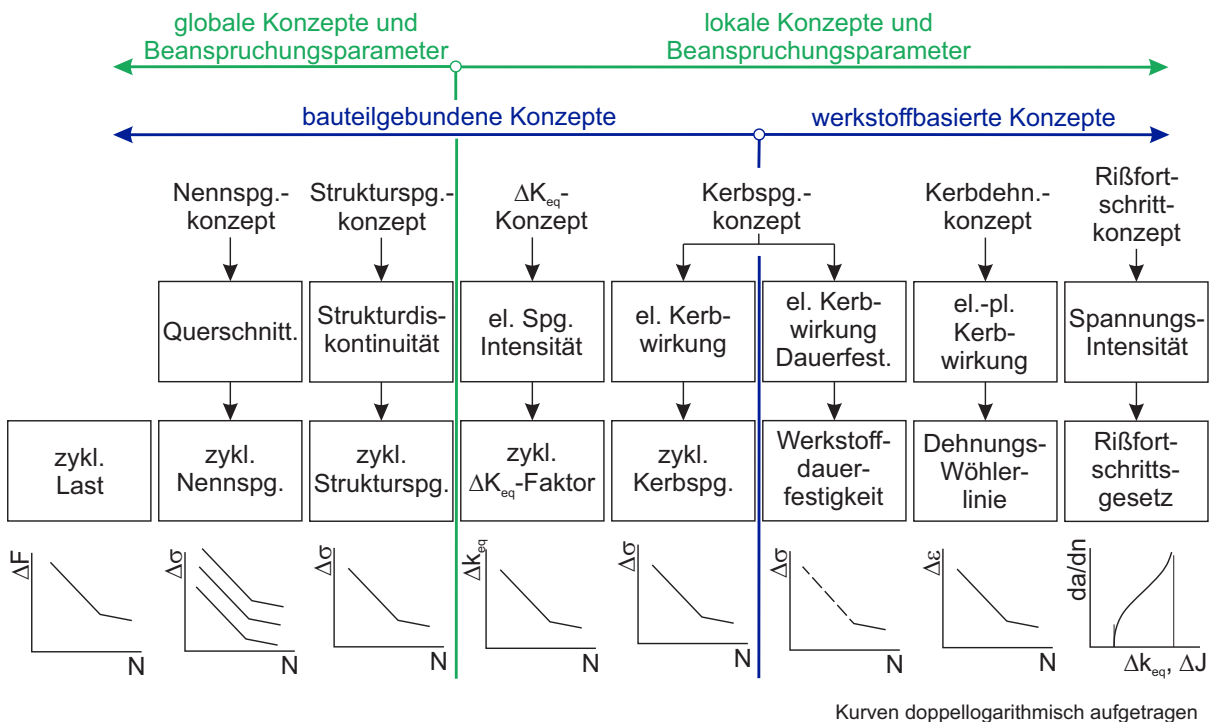


Abbildung 4.6.: Unterteilung klassischer Berechnungskonzepte nach [225].

Das Nennspannungskonzept basiert auf Normal- und Schubspannungen, die auf einen vorgegebenen Querschnitt bezogen werden, und Kerb- sowie Formzahlen, die geometrische Einflüsse auf die Festigkeit berücksichtigen. Grundvoraussetzung für eine hohe Prognosegüte ist die Definition eines geeigneten Nennquerschnitts, was bei komplexeren Bauteilgeometrien mit veränderlichen Querschnitt nicht zutrifft. Abhilfe bietet in diesen Fällen für Schweißverbindungen das Strukturspannungskonzept [255]. Dieses bildet die Schweißnaht im FEM-Modell nicht ab, sondern extrapoliert die Spannungen bzw. Dehnungen der benachbarten Komponenten auf den Schweißnahtbereich, sodass die Definition einer Nennspannung entfällt [4]. Generell benötigen globale Konzepte spezifische bauteilgebundene Versuche und / oder Umrechnungsformeln sowie -faktoren. Da sich die vorliegende Arbeit werkstoffbasierte Festigkeitsnachweise zum Ziel gesetzt hat, werden die oben erläuterten Ansätze nicht weiter behandelt.

Im Gegensatz zu den vorherigen Modellen erfolgt die Lebensdauerbewertung beim örtlichen Konzept, das auch Kerbgrundkonzept genannt wird, auf Basis der lokal vorliegenden elastisch-plastischen Beanspruchungsamplituden [226]. Hierbei wird angenommen, dass die Materialeigenschaften im Bauteil anhand von ungekerbten Materialproben beschrieben werden können. Das zugrunde gelegte zyklische Werkstoffverhalten kann entweder mithilfe eines elastisch plastischen Materialmodells oder durch eine Kombination aus linearer Elastizität und der Neuber-Hyperbel [256] abgebildet werden. Weitere Vertreter der werkstoffbasierten Ansätze sind die sogenannten Rissfortschritt Konzepte. Diese finden Anwendung, falls die Lebensdauer nach Anriss von Bedeutung ist. In diesen Fällen wird beispielsweise der Spannungsintensitätsfaktor K , der das Spannungsfeld in der Nähe einer Rissspitze beschreibt [257], oder das J -Integral, das durch eine energetische Betrachtung des Bruchvorgangs bestimmt wird und die lokalen plastischen Deformationen berücksichtigt [258, 259], verwendet. Da bei der Auslegung von elektrischen Maschinen ein Anriss zu vermeiden ist, werden derartige Ansätze nicht weiter betrachtet und sich nachfolgend auf das örtliche Konzept beschränkt.

4.2 Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit im örtlichen Konzept zur Lebensdauerabschätzung isotroper Materialien

Zur Bewertung der Anrisslebensdauer infolge der lokal im Bauteil vorliegenden Spannungs-Dehnungs-Zustände wird klassischerweise das örtliche Konzept herangezogen. Abbildung 4.7 veranschaulicht die Vorgehensweise schematisch.

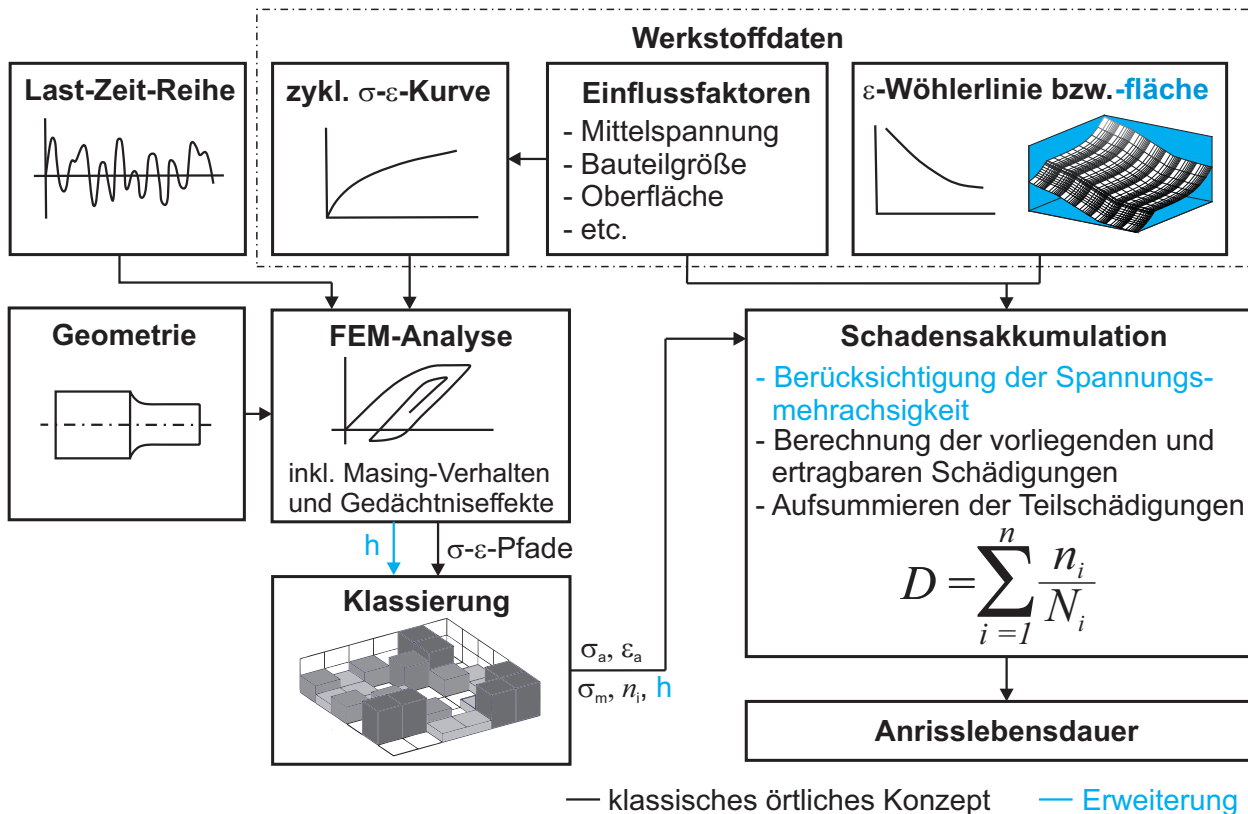


Abbildung 4.7.: Prinzipieller Ablauf der Lebensdauerabschätzung nach dem klassischen örtlichen Konzept nach [225, 260] sowie Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit.

Valide Berechnungsmodelle zur Beschreibung des Werkstoffverhalten, Kapitel 2, sind sowohl für den statischen als auch zyklischen Festigkeitsnachweis Grundvoraussetzung. Da linear elastische Berechnungen Näherungsformeln zum Abbilden des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens [261, 262] sowie der makroskopischen Stützwirkung [263, 264] benötigen, wird sich für eine nichtlineare FEM Berechnung entschieden. Hieraus resultiert ein erhöhter Ressourcenbedarf, jedoch auch eine deutlich höhere Prognosegüte bezüglich des Versagensorts und der ausgewiesenen Lebensdauer [265, 266]. Es werden Lastumlagerungen infolge der plastischen Deformationen berücksichtigt. Die BZF wird anhand der zyklischen σ - ϵ -Kurve in lokale Spannungen sowie Dehnungen umgerechnet. Hierbei wird zum einen angenommen, dass im Falle einer Beanspruchungsumkehr der Spannungsdehnungsverlauf der verdoppelten Erstbelastungskurve folgt, was auch als Masing-Verhalten oder -Gesetz bezeichnet wird [267]. Zum anderen werden Regeln zur Beschreibung des Werkstoffgedächtnisses [268] aufgestellt. Diese legen den Verlauf der σ - ϵ -Pfade mit beliebigen Beanspruchungsumkehrpunkten nach dem Schließen einer Hysterese fest [269]. Die berechneten Spannungs- und Dehnungswerte werden anschließend beispielsweise nach dem von CLORMANN und SEEGER [268] entwickelten Rainflow-Algorithmus klassiert und die schädigende Wirkung des vorliegenden Beanspruchungszustands mit Schädigungsparametern P bewertet. Diese sollen die auftretende Werkstoffschädigung quantifizieren.

SMITH, WATSON und TOPPER [270] haben den in Gleichung 4.9 aufgeführten Schädigungsparameter P_{SWT} zur Berücksichtigung der Mittelspannung eingeführt.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (4.9)$$

BERGMANN [271] modifizierte den Ansatz und behandelte den Mittelspannungseinfluss für den Zug- und Druckbereich gesondert. Dies bildete die Grundlage für den von FIEDLER, VARFOLOMEEV und WÄCHTER [177] vorgeschlagenen Formelzusammenhang, Gleichung 4.10, zur Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit M , Gleichung 4.2.

$$P_B = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (4.10)$$

mit

$$k = \begin{cases} M \cdot (M + 2) & \text{für } \sigma_m \geq 0 \\ \frac{M}{3} \cdot \left(\frac{M}{3} + 2\right) & \text{für } \sigma_m < 0 \end{cases} \quad (4.11)$$

Aus der BZF und Schädigungsrechnung resultiert ein Schädigungsparameter-Kollektiv. Dieses wird der vom Werkstoff ertragbaren Schädigung gegenübergestellt. Hierfür wird klassischerweise die Dehnungswöhlerlinie in eine Schädigungsparameterwöhlerlinie überführt, wobei Anpassungen infolge der Einflussfaktoren vorgenommen werden können [177, 272, 273]. Abschließend wird mittels linearer Schadensakkumulation [224, 240, 242, 274] die theoretische Lebensdauer abgeschätzt.

Generell kann die mathematische Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens auf verschiedene Art und Weisen erfolgen. Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve wird üblicherweise nach RAMBERG und OSGOOD [275] beschrieben. Hierbei wird die Dehnungsamplitude ε_a als Summe des elastischen und plastischen Anteils und $\varepsilon_{a,e}$ definiert, Gleichung 4.12. Die elastische Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,e}$ beinhaltet den Quotienten aus Spannungsamplitude σ_a und Elastizitätsmodul E . Die plastische Dehnungsamplitude wird anhand des zyklischen Verfestigungsexponenten n' , des Elastizitätsmoduls und des zyklischen Festigkeitskoeffizient K' , der der Spannungsamplitude bei 100% plastischer Dehnung entspricht, berechnet.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad (4.12)$$

Im Falle der Dehnungswöhlerlinie wird typischerweise die Formulierung nach BASQUIN [276], COFFIN [277] und MANSON [278] verwendet. Diese basiert auf dem Elastizitätsmodul und vier zyklischen Werkstoffkenngrößen. Hierzu zählen der Schwingfestigkeitskoeffizienten σ'_f , Schwingfestigkeitsexponent b , Duktilitätskoeffizienten ε'_f und Duktilitätsexponent c , Gleichung 4.13.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_i)^b + \varepsilon'_f (2N_i)^c \quad (4.13)$$

Mithilfe der Kompatibilitätsbedingungen, Gleichung 4.14, können zudem die Kenngrößen der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve bestimmt werden.

$$K' = \frac{\sigma'_f}{\varepsilon'_f n'}, \quad n = \frac{b}{c} \quad (4.14)$$

Die vorgestellten klassischen Ansätzen sind für eine Vielzahl von Materialien gültig [224, 225], decken jedoch nicht alle Legierungsgruppen und Werkstoffklassen ab. Vor diesem Hintergrund haben FATEMI u. a. [279] und WAGENER [229] bilineare bzw. trilineare Ansätze zur Beschreibung des elastischen Anteils der Wöhlerlinie eingeführt. WAGENER [229] unterteilt hierfür die gesamte Lebensdauer in Abhängigkeit des transienten Verhaltens in drei Bereiche. Der erste Bereich beinhaltet über den Schwingspielzahlabschnitt ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten und wird nach BASQUIN [276], COFFIN [277] und MANSON [278] ausgewertet. Der zweite Bereich beginnt bei Einsetzen der Ver- bzw. Entfestigung und endet, sobald makroskopisch betrachtet keine Plastizität mehr, sondern reine Elastizität vorliegt. Die nachfolgenden Schwingspiele werden dem dritten Bereich zugeordnet. Aus der Untergliederung resultiert ein charakteristischer Verlauf. Die Dehnungswöhlerlinie weist im ersten und dritten Bereich eine flache Neigung auf und fällt im mittleren Abschnitt steil ab. Mathematisch werden die einzelnen Bereiche (Index $i = 1,2,3$) nach Gleichung 4.15 beschrieben.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_{fi}}{E} (2N_i)^{bi} + \varepsilon'_f (2N_i)^c \quad (4.15)$$

Zusätzlich werden die nachfolgenden Übergangsbedingungen definiert, Gleichung 4.16-4.17.

$$1 \rightarrow 2 : \quad \frac{\sigma'_{f1}}{E} \cdot (2 \cdot N)^{b1} \leq \frac{\sigma'_{f2}}{E} \cdot (2 \cdot N)^{b2} \quad (4.16)$$

$$2 \rightarrow 3 : \quad \frac{\sigma'_{f2}}{E} \cdot (2 \cdot N)^{b2} \leq \frac{\sigma'_{f3}}{E} \cdot (2 \cdot N)^{b3} \quad (4.17)$$

Für den dritten Bereich werden in Anlehnung an die Schadensakkumulation nach PALMGREN-MINER aufgrund fehlender Messdaten im VHCF drei Varianten vorgeschlagen [238], Gleichung 4.18-4.20.

Original: $b_3 = b_1$ (4.18)

Elementar: $b_3 = b_2$ (4.19)

HAIBACH [224]: $b_3 = \frac{1}{2/b_2 + 1}$ (4.20)

Die Parametrierung der zSDK erfolgt anhand des ersten Bereichs, da dieser das nichtlineare Spannungs-Dehnungsverhalten beinhaltet [229, 279]. Folglich werden die Gleichungen 4.13 und 4.14 sowie die Kennwerte b_1 und σ'_{f1} herangezogen. Abbildung 4.8 vergleicht die zSDK und Dehnungswöhlerlinien der vorgestellten mathematischen Formulierungen am Beispiel von EN AW-6060.

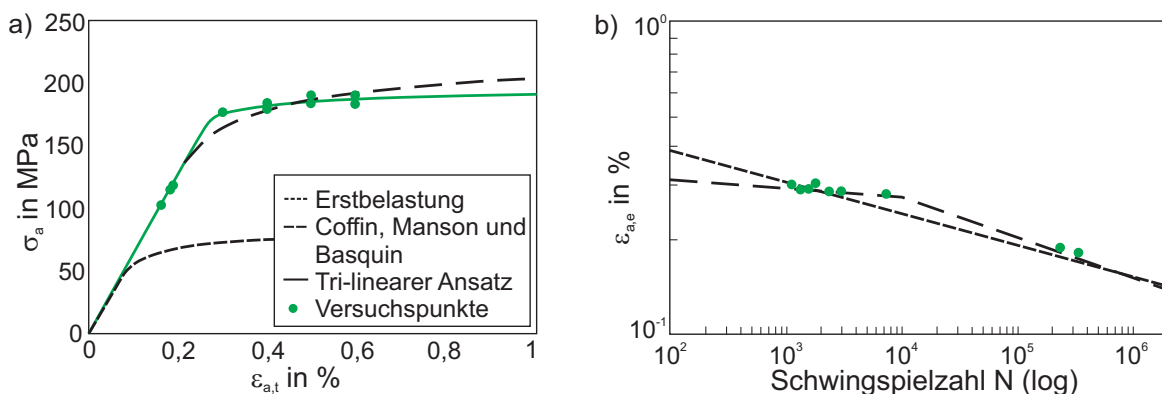


Abbildung 4.8.: Vergleich der Dehnungswöhlerlinien und zSDK von EN AW-6060 T4 ausgewertet nach tri-linearem sowie COFFIN, MANSON und BASQUIN Ansatz nach [238].

Erweiterung des örtlichen Konzepts

Nachfolgend soll ein Übertrag der in Kapitel 3.1.2 vorgestellten Abhängigkeit der ertragbaren statischen Belastung von der vorliegenden Spannungsmehrachsigkeit auf Schwingfestigkeit und das örtliche Konzept näher untersucht werden. Hierfür wird das Bemessungskonzept wie in Abbildung 4.7 dargestellt erweitert. Die ertragbare Dehnungsamplitude wird als Funktion der Spannungsmehrachsigkeit $f_{\varepsilon_a}(h)$ beschrieben und der Schädigungsparameter P_h aufbauend auf den Überlegungen von BERGMANN [271] sowie FIEDLER, VARFOLOMEEV und WÄCHTER [177] definiert, Gleichung 4.21. Falls sich die Spannungsmehrachsigkeit an der betrachteten Stelle während eines Schwingspiels ändert, wird deren Maximum für die Bewertung verwendet, da die Beanspruchbarkeit unter statischer Last mit steigender Spannungsmehrachsigkeit sinkt. Aufgrund fehlender experimenteller Daten werden die Wirkzusammenhänge aus den statischen Untersuchungen, Kapitel 3.2 und 3.4, zugrunde gelegt und sich für die konservative Annahme entschieden. Der Einfluss der Mittelspannungsempfindlichkeit wird zudem analog zu Gleichung 4.2 einberechnet.

$$P_h = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot f_{\varepsilon_a}(h) \cdot E} \quad (4.21)$$

Dies hat zudem zur Folge, dass anstelle der Dehnungswöhlerlinie eine Wöhlerfläche herangezogen wird. Die Schadensakkumulation erfolgt, indem auf Basis der Ergebnisse der Beanspruchungssimulation die jeweils vorherrschenden und ertragbaren Schädigungen sowie die hieraus hervorgehenden Teilschädigungen kalkuliert und aufsummiert werden. Die Validität der getroffenen Annahmen und des definierten Schädigungsparameters wird nachfolgend anhand der für elektrische Maschinen spezifischen isotropen Materialien überprüft. Da für diese Materialien zudem die Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit noch nicht vollumfänglich quantifiziert worden sind, werden diese zusätzlich experimentell charakterisiert.

4.3 Zyklischer Festigkeitsnachweis - Elektroblech

Das im vorherigen Abschnitt vorgestellte Bemessungskonzept für isotrope Werkstoffe unter zyklischer Last wird nachfolgend für Elektroblech näher untersucht. Einleitend werden die Materialversuche zur Charakterisierung der benötigten Eingangs- bzw. Bewertungsgrößen definiert. Im Anschluss werden die zyklischen Werkstoffkennwerte abgeleitet sowie Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit bestimmt. Des Weiteren wird der Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Bruchschwingspielzahlen ermittelt. Abschließen wird die Vorgehensweise analog zu Kapitel 3.2.3 anhand von Rotorversuchen validiert und die Prognosegüte bewertet. Die einzelnen Prüflinge sowie Blechschnitte stammen aus der gleichen Charge des bisher verwendeten Elektroblechs. Die zugehörigen Konturen werden erneut mittels Laserstrahlschneiden herausgeschnitten.

4.3.1 Materialversuche und Festlegen des Versagenskriteriums

Ausgangspunkt für die Definition des Untersuchungsumfangs sind die im Rahmen der statischen Analyse ausgeübten Versuche. Die gekerbten sowie Zugscher-Prüflinge werden weiterhin verwendet, wohingegen die taillierte Kontur durch eine ungekerbte Form ersetzt wird. Des Weiteren werden ungekerbte Mikroproben geprüft, um einen möglichen Größeneinfluss zu quantifizieren. Die unter konstanter Belastungsamplitude ertragbaren Schwingspiele werden für alle aufgezählten Geometrien ermittelt. Zudem werden Incremental Step Tests, Abbildung 4.5, zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter variabler Last und Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve an den ungekerbten Proben durchgeführt. Die Belastung der gekerbten Varianten wird kraft- bzw. spannungsgeregelt eingeleitet. In den anderen Fällen erfolgt dies weg- bzw. dehnungsgesteuert. Es werden die Spannungsverhältnisse $R = -1$ und $R = 0$ zur Ermittlung der Mittelspannungsempfindlichkeit

untersucht. Details zu den eingesetzten Prüfmaschinen sowie -abläufen sind in Anhang F.1 aufgeführt. Tabelle 4.3 fasst die gewählten Probeformen und Schwingfestigkeitsanalysen zusammen.

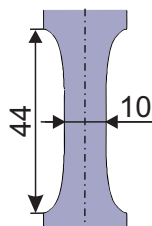
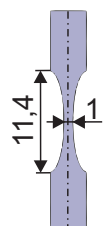
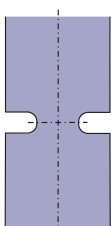
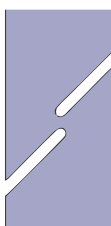
	ungekerbte Probe (Zug)	Mikroprobe (Mikro)	gekerbte Probe (gekZug)	Zugscherprobe (ZugScher)
Bild				
Versuch	Wöhler, IST	Wöhler, IST	Wöhler	Wöhler

Tabelle 4.3.: Zyklische Versuche an Elektroblech: Gewählte Probeformen und Randbedingungen.

Bevor mit der experimentellen Charakterisierung begonnen werden kann, müssen das Versagenskriterium und der Bereich, in dem das Wechselverformungsverhalten beschrieben werden soll, definiert werden. Dies betrifft vor allem die dehnungsgeregelten Versuche, da bei diesen ein Anriss nicht direkt detektiert werden kann und somit anderweitig bestimmt werden muss.

Hierfür existieren verschiedene Richtlinien und Regelwerke [249, 280–284]. In der vorliegenden Arbeit wird den Empfehlungen des SEP 1240 [249] gefolgt. Der Anriss der Probe wird nach Versuchsende bestimmt, indem die Spannungsamplitude oder Oberspannung über die Schwingspielzahl aufgetragen wird. Dies spiegelt das Wechselverformungsverhalten des Werkstoffes wider. Dieser verodert entfestigt zu Beginn. Die nachfolgenden stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen werden für die Beschreibung der zyklischen σ - ϵ -Kurve verwendet, da diese den Großteil der Lebensdauer repräsentieren. Sobald ein Riss initiiert wird, nimmt die Querschnittsfläche und somit die zum Einstellen der geforderten Dehnung benötigte Kraft ab, Abbildung 4.9. Die Anrisschwingspielzahl N_A beinhaltet den Zyklus, bei dem ein 10%-iger Spannungsabfall gegenüber dem stabilisierten Bereich vorliegt [249]. Zudem wird die Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve standardisiert, indem vorgegeben wird, dass diese bei halber Anrisschwingspielzahl erfolgen soll.

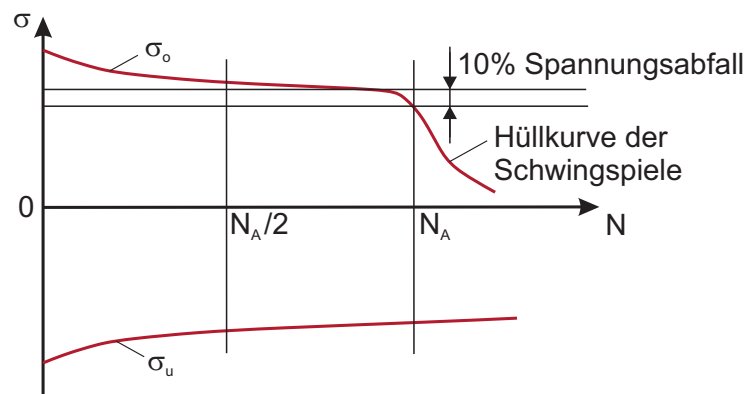


Abbildung 4.9.: Schematisches Wechselverformungsverhalten eines entfestigenden Werkstoffes und Kriterium zur Anrissbestimmung nach [249].

4.3.2 Ableiten des zyklisches Werkstoffverhaltens und Bestimmung des Größeneffekts sowie der Mittelspannungsempfindlichkeit

Zunächst werden die dehnungsgeregelten Versuche ausgewertet, da diese die Grundlage für das örtliche Konzept sowie die weiteren Berechnungen bilden. Die beiden nachfolgenden Abbildungen zeigen die anhand der ungekerbten Proben sowie Wöhlerversuche und IST abgeleiteten Kennwerte.

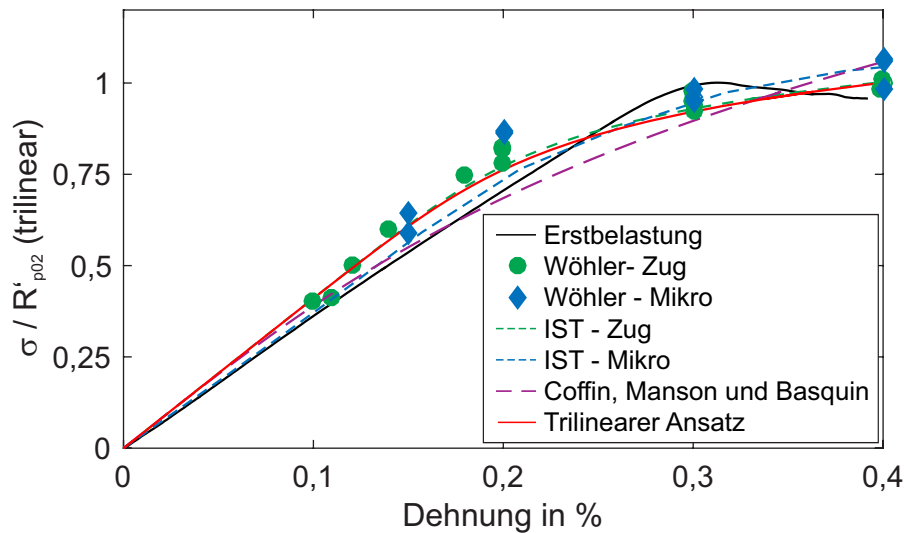


Abbildung 4.10.: Schwingfestigkeitsanalyse Elektroblech: zSDK ausgewertet nach tri-linearem sowie COFFIN, MANSON und BASQUIN Ansatz, Ergebnisse der IST.

Zunächst wird das Wechselverformungsverhalten des untersuchten Elektroblechs betrachtet, Abbildung 4.10. Ein Vergleich der Erstbelastungskurve mit den zyklischen Spannungs-Dehnungskurven lässt Rückschlüsse auf ein nahezu neutrales Verhalten ziehen. Des Weiteren stimmen die Verläufe der IST sehr gut mit den Spannungs-Dehnungs-Punkten der Wöhlerversuche überein, sodass die zyklischen σ - ε -Kurven mittels eines Versuchs mit variabler Amplitude ermittelt werden kann. Die Ergebnisse der Mikroproben liegen im Streuband der makroskopischen Prüflinge, sodass kein Größeneinfluss identifiziert werden kann. Eine Gegenüberstellung der parametrisierten mathematischen Modelle zeigt eine hohe Prognosegüte im Falle des tri-linearen Ansatzes und größere Abweichungen bei der Formulierung der Dehnungswöhlerlinie nach COFFIN, MANSON und BASQUIN.

Abbildung 4.11 veranschaulicht für verschiedene Dehnungsamplituden die experimentell ermittelten und berechneten ertragbaren Anrisschwingspielzahlen.

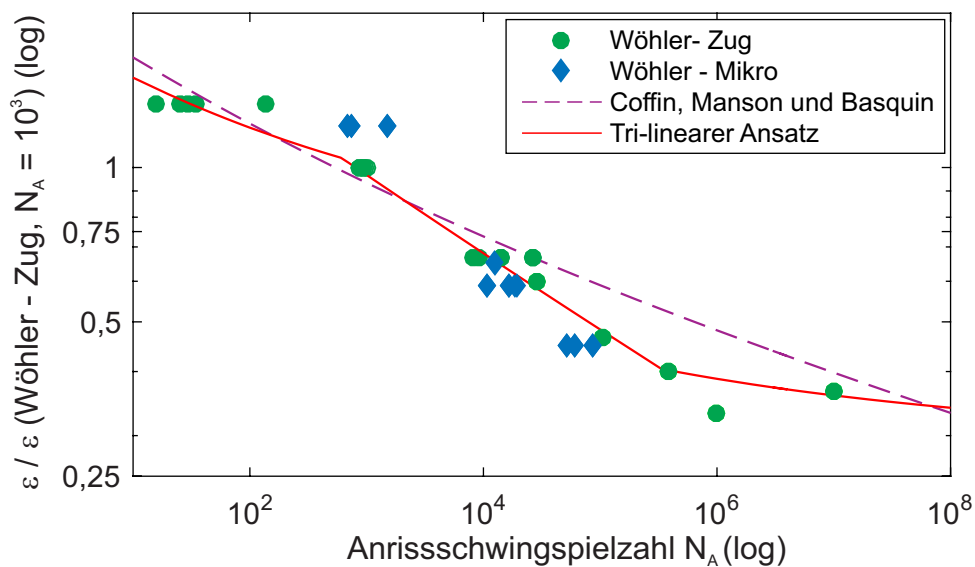


Abbildung 4.11.: Schwingfestigkeitsanalyse Elektroblech: Wöhlerlinien ausgewertet nach tri-linearem sowie COFFIN, MANSON und BASQUIN Ansatz.

Auch im Falle der Dehnungswöhlerlinien ist kein Größeneinfluss zu erkennen. Zudem weichen die Verläufe der unterschiedlichen Spannungsverhältnisse nicht signifikant voneinander ab, sodass eine Mittelspannungsempfindlichkeit nicht quantifiziert werden kann. Die bei den zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven beobachtete Modellgüte der beiden Ansätze trifft auch auf die Beschreibung der Anrisslebensdauer zu. Das tri-lineare Konzept bildet die experimentellen Ergebnisse besser ab als die herkömmliche Formulierung nach COFFIN, MANSON und BASQUIN. Daher wird dieses für die nachfolgenden Betrachtungen verwendet.

4.3.3 Einfluss der Spannungsmehrsichtigkeit auf die ertragbaren Schwingenspielzahlen

Nachdem die zyklischen Werkstoffkennwerte ermittelt und mathematisch beschrieben sowie der Größeneinfluss und die Mittelspannungsempfindlichkeit charakterisiert worden sind, wird der Einfluss der Spannungsmehrsichtigkeit näher untersucht. Hierfür werden die kraftgeregelten Versuche in der Simulation nachgebildet und die zu den gemessenen Belastungsamplituden gehörigen lokal vorliegenden Dehnungen sowie Spannungsmehrsichtigkeiten ausgeleitet. Die in Kapitel 3.2 entwickelte statische Versagensgrenzkurve wird auf die einzelnen Niveaus der Dehnungswöhlerlinie, Abbildung 4.11, skaliert. Die hieraus resultierende Schar an Versagenskriterien wird daraufhin anhand der Ergebnisse der gekerbten und Zugscher-Proben verifiziert, Abbildung 4.12.

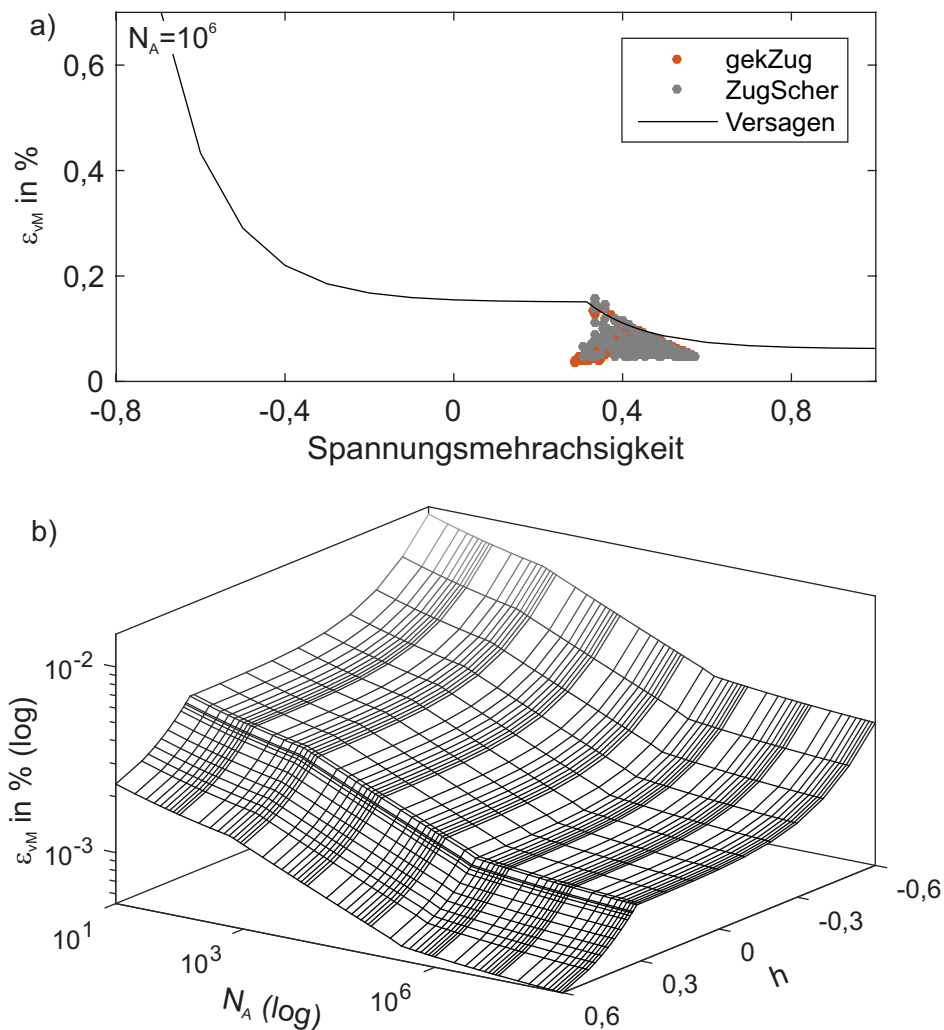


Abbildung 4.12.: Vergleich der skalierten Versagensgrenzkurven mit den Messergebnissen a) für $N_A = 10^6$ und b) im dreidimensionalen Raum.

Abbildung 4.12a zeigt für eine Anrisschwingspielzahl von 10^6 die auf die Dehnungsamplitude der ungekehrten Probe skalierte Versagensgrenzkurve sowie die zum Versagenszeitpunkt vorliegenden lokalen VON MISES Vergleichsdehnungen. Der für statische Lasten definierte Formelzusammenhang zur Beschreibung der spannungsmehrachsigkeitsabhängigen ertragbaren Dehnung lässt sich auf die Schwingfestigkeit übertragen und liefert valide Werte. Die durch die kombinierte experimentelle und numerische Vorgehensweise ermittelten Punktwolken überschreiten die skalierte Grenzkurve nur leicht. Die Abweichung befindet sich zudem in der Streubreite der zyklischen Versuche, sodass das Versagen der Probekörper mit der entwickelten Methodik abgeschätzt werden kann. Abbildung 4.12 veranschaulicht zudem die Ergebnisse im dreidimensionalen Raum.

4.3.4 Validierung des erweiterten örtlichen Konzepts anhand von Drehzahlwechselltests

Die Erweiterung des örtlichen Konzepts und Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit im zyklischen Festigkeitsnachweis wird exemplarisch anhand von Bauteilversuchen validiert. Hierfür werden sogenannte Drehzahlwechselltests (DWT) durchgeführt, bei denen Rotoren einem zeitlichen Verlauf von Drehzahlen ausgesetzt werden. Die hieraus resultierende Fliehkraftbelastung wird den aus der Montage vorliegenden Beanspruchungen überlagert.

Der prinzipielle Aufbau der Rotoren entspricht der in Abbildung 3.8 dargestellten Ausführung. Anstelle der bisherigen Blechschnitte wird die in Tabelle 4.4 veranschaulichte Kontur verwendet. Es wird ein sogenanntes Sägezahnprofil als BZF definiert. Dieses beinhaltet eine initiale Beschleunigung bis zur maximalen Drehzahl n_{max} , die 0,5 s gehalten wird, und ein anschließendes Abbremsen des Prüflings. Dieser wird bei Erreichen des Nulldurchgangs weiter bis $-n_{max}$ beschleunigt. Nach einer Verweildauer von 0,5 s wird die Richtung der Beschleunigung umgekehrt. Sobald die Drehzahl erneut den Wert Null erreicht ist ein Zyklus des Sägezahnprofils abgeschlossen. Dieser setzt sich aus zwei Schwingspielen zusammen und wird solange wiederholt, bis der Rotor versagt. Weitere Details zum Versuchsaufbau sind in Anhang F.3 zu finden. Für die Validierung der Versagensgrenze P_h werden zwei Prüfläufe durchgeführt. Hierbei beträgt n_{max} einmal 16.000 min^{-1} und einmal 17.000 min^{-1} . Die Modellierung und Simulationsrandbedingungen werden analog zum statischen Festigkeitsnachweis, Kapitel 3.2.3 gewählt. Tabelle 4.4 stellt die numerisch abgeschätzten und experimentell ermittelten Bruchschwingzahlen gegenüber.

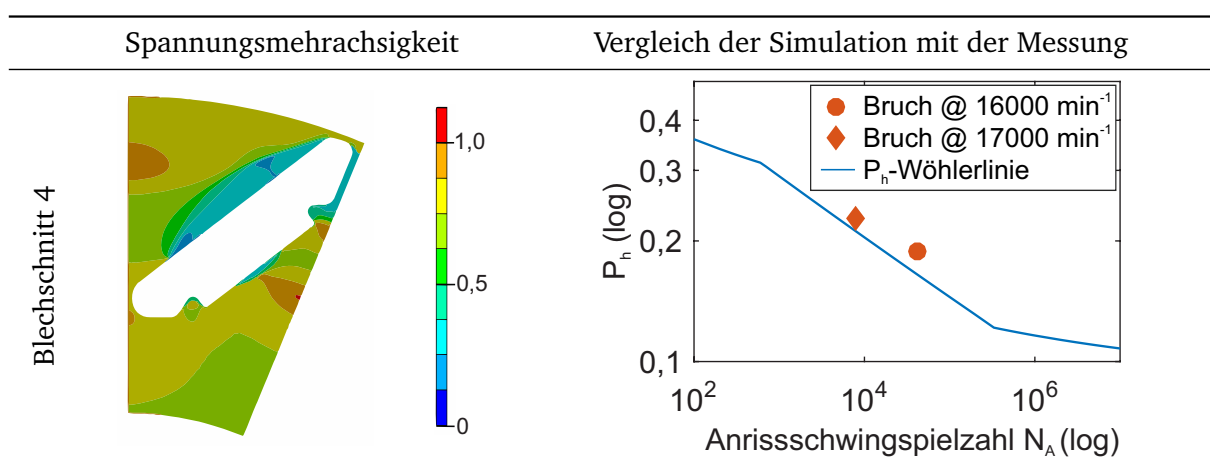


Tabelle 4.4.: Elektrolech: Validierung des zyklischen Festigkeitsnachweises anhand von Bauteilversuchen. Veranschaulichen der Spannungsmehrachsigkeit sowie Bruchschwingzahlen.

In beiden Fällen wird rechnerisch die experimentelle Lebensdauer geringfügig unterschätzt, d.h. die Berechnungsergebnisse sind konservativ. In weiterführenden Arbeiten sollten zudem weitere Blechschnittkonturen untersucht werden, um die Gültigkeit der Methodik für ein breiteres Spektrum an Spannungsmehrachsigkeiten bewerten zu können.

4.4 Zyklischer Festigkeitsnachweis - Duroplast

Nachdem für das Elektroblech die für das örtliche Konzept benötigten Kennwerte ermittelt und der Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Schwingfestigkeit quantifiziert wurden, wird Selbiges für den Duroplast durchgeführt. Zu Beginn wird das Versuchsprogramm festgelegt und im Anschluss die Parameter abgeleitet sowie die ertragbaren Schwingspielzahlen bei unterschiedlichen Spannungszuständen bestimmt.

4.4.1 Festlegen der Schwingfestigkeitsanalysen

In Anlehnung an die Generierung der Versagenskurve für statische Lasten werden Versuche definiert, die Druck-, Schub-, und Zugbeanspruchungen beinhalten. Bei Letzteren werden zudem einachsige und biaxiale Spannungszustände betrachtet. Zur Charakterisierung der Mittelspannungsempfindlichkeit werden im Falle der Schub- und einachsigen Zuglast die Zug-Schwell-Belastung $R = 0$ und Wechselbelastung $R = -1$ untersucht. Tabelle 4.5 listet die zu den Versuchen gehörigen Probenformen, Regelgrößen und untersuchten Spannungsverhältnisse auf.

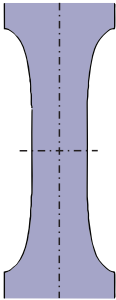
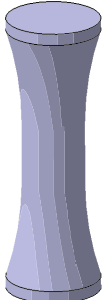
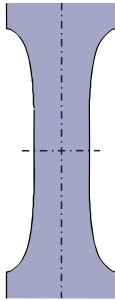
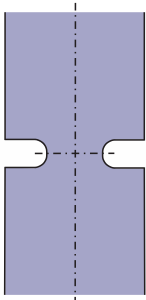
	Druck	Schub	einachsige Zug	biaxial
Bild				
Probenform	ungekerbt	Torsion	ungekerbt	gekerbt
h	-0,33	0	0,33	0,33 bis 0,57
R-Wert	$-\infty$	0, 1	0, 1	0
Regelgröße	σ	M_t	ε	σ

Tabelle 4.5.: Zyklische Versuche an Duroplast: Gewählte Probenformen und Randbedingungen.

Alle Prüflinge werden aus Plattenmaterial hergestellt, wobei die Torsionsprobekörper gedreht und die restlichen Konturen wasserstrahlgeschnitten werden. Analog zum Elektroblech wird der Empfehlung des SEP1240 [249] gefolgt und ein 10%-iger Spannungsabfall gegenüber dem stabilisierten Bereich als Versagenskriterium gewählt. Details zu den Probenabmessungen sowie Prüfapparaturen sind Anhang F.1 zu entnehmen.

4.4.2 Ableiten des zyklischen Werkstoffverhaltens

Bevor die Bruchschwingspielzahlen analysiert werden, wird das Wechselverformungsverhalten des Duroplasts betrachtet. Abbildung 4.13a veranschaulicht einen Vergleich der statischen und zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve. Ähnlich wie das Elektroblech zeigt der untersuchte Kunststoff ein neutrales Verhalten, da die anhand der Schwingversuche ermittelten Messwerte im Bereich des statischen Verlaufs liegen. Folglich kann das Materialverhalten und die auftretende Zug-Druck-Asymmetrie mithilfe des in Kapitel 2.3.1 parametrisierten DRUCKER-PRAGER Modells beschrieben werden.

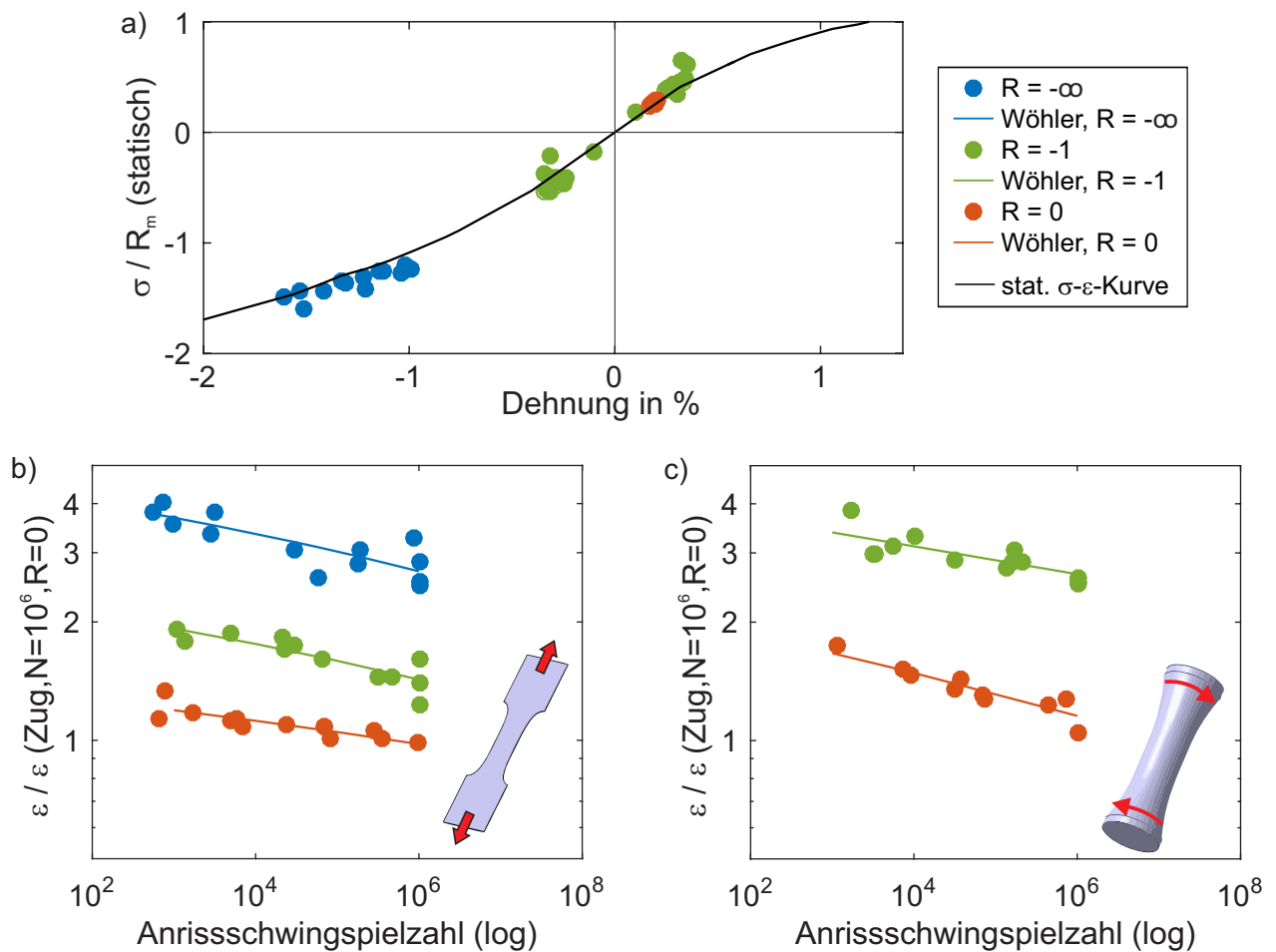


Abbildung 4.13.: Duroplast: a) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie Wöhlerlinien der b) ungerbten Proben und c) Torsionsprüflinge.

Die für die im vorherigen Abschnitt festgelegten Spannungszustände und -verhältnisse ermittelten Dehnungswöhlerlinien sind in Abbildung 4.13 dargestellt. Die ertragbaren Schwingspielzahlen werden sowohl vom Spannungsverhältnis und somit von der Mittelspannung als auch vom Spannungszustand maßgeblich beeinflusst. Im Druck-Wechsel-Bereich können höhere Belastungsamplituden als im Zug-Schwell-Bereich ertragen werden. Zudem ist die Beanspruchbarkeit unter Druck am höchsten und unter Zug am geringsten. Dies wird im nachfolgenden Kapitel genauer charakterisiert.

Auf Basis der Torsion- sowie Zugversuche werden die Mittelspannungsempfindlichkeiten nach Gleichung 4.2 und anhand der beiden Spannungsverhältnisse $R = 0$ sowie $R = -1$ berechnet. Hierbei kann eine Abhängigkeit der Kennwerte von der Belastungsart identifiziert werden. Die Mittelspan-

nungsempfindlichkeit weist unter Normalspannung ($M_\sigma \approx 2$) einen niedrigeren Wert als in Falle von Schubspannungen ($M_\tau \approx 3,3$) auf.

4.4.3 Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die ertragbaren Schwingenspielzahlen

Nachdem die dem örtlichen Konzept zugrunde gelegten Kennwerte ermittelt wurden, werden nachfolgend die Anrisschwingspielzahlen in Abhängigkeit des vorliegenden Spannungszustandes näher analysiert. Hierfür wird den Wöhlerlinien, die in Abbildung 4.13 dargestellt sind und ein Spannungsverhältnis von $R = 0$ besitzen, ihre in Tabelle 4.5 zugeordneten Spannungsmehrachsigkeit zugeteilt. Zusätzlich werden Versuche an gekerbten Proben durchgeführt und in der Simulation nachgebildet. Dies ermöglicht es einen Zusammenhang zwischen der biaxialen Zugbelastung und den lokal vorliegenden Dehnungen zu ermitteln sowie den Anrisschwingspielzahlen entsprechende Dehnungsamplituden zuzuordnen. Des Weiteren wird analog zum Elektroblech die statische Grenzkurve, Abbildung 3.12, auf die Niveaus der Dehnungswöhlerlinie der ungekerbten Proben skaliert. Die resultierenden Versagenskriterien werden anschließend mit den Messergebnissen verglichen. Abbildung 4.14 veranschaulicht die Gegenüberstellung am Beispiel der Anrisschwingspielzahlen 10^4 und 10^6 sowie im 3D-Raum.

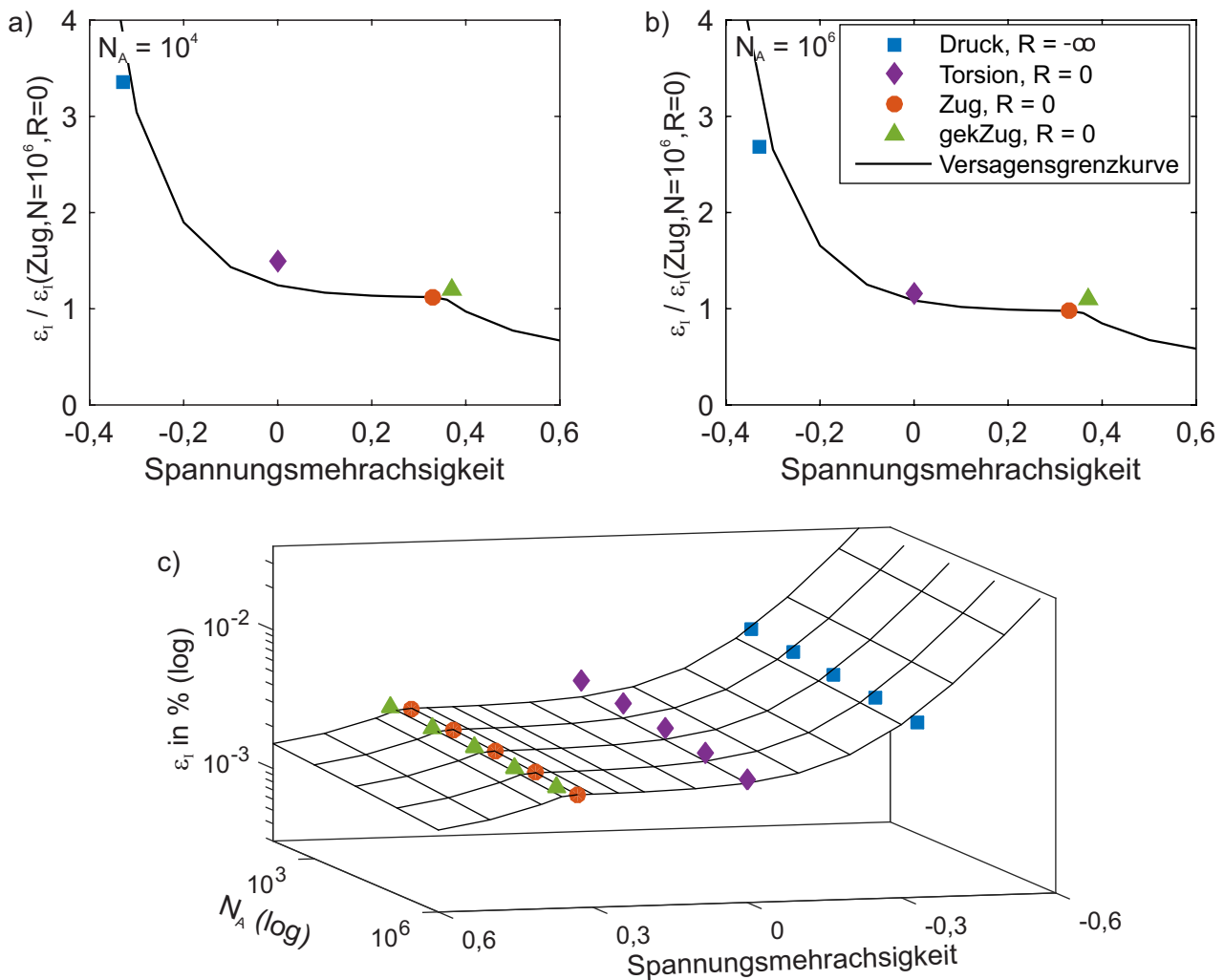


Abbildung 4.14.: Duroplast: Vergleich der numerisch abgeschätzten Versagenskriterien mit den Messergebnissen am Beispiel der Anrisschwingspielzahlen a) 10^4 und b) 10^6 sowie c) im 3D-Raum.

Neben der statischen Festigkeit hängt auch die zyklische Beanspruchbarkeit maßgeblich vom vorliegenden Spannungszustand ab. Je höher die vorliegende Spannungsmehrachsigkeit ist, desto niedriger ist die ertragbare Dehnungsamplitude. Die anhand der statischen Grenzkurve abgeschätzten Versagenskriterien stimmen sehr gut mit den Messergebnissen überein. Dies trifft sowohl für die beiden betrachteten Lebensdauern als auch den 3D-Raum zu.

4.5 Homogenisierte Bruchkriterien zur Durchführung des zyklischen Festigkeitsnachweises von Kupferwicklungen

Nachdem geeignete Vorgehensweisen zur Lebensdauerabschätzung der isotropen Materialien sowie der Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Beanspruchbarkeit aufgezeigt wurden, wird abschließend der zyklische Festigkeitsnachweis von Kupferwicklungen behandelt. Hierbei wird zunächst ein Einblick in die homogenisierten Bruchkriterien gegeben und im Anschluss das zyklische Werkstoffverhalten der Kupferwicklungen analysiert.

4.5.1 Grundlagen der Bemessungskonzepte für unidirektional verstärkte Faserverbundwerkstoffe

Für die Lebensdauerabschätzung von unidirektional verstärkten Kunststoffen existiert eine Vielzahl an Vorgehensweisen [285]. Der Großteil dieser Ansätze leitet sich von den statischen Bemessungskonzepten ab und basiert auf den in Kapitel 3.5 erläuterten Bruchkriterien. Die Anwendbarkeit der Kriterien nach PUCK, CUNTZE und TSAI-WU auf Kupferwicklungen für die Durchführung des statischen Festigkeitsnachweises ist in Kapitel 3.5.3 aufgezeigt worden. Daher wird unterstellt, dass die aus dem CFK und GFK stammenden Erweiterungen der Kriterien auf zyklische Beanspruchungen auch für Kupferwicklungen gültig sind. Deshalb wird sich zudem auf die experimentelle Charakterisierung anstelle der Modellparametrierung fokussiert. Es wird lediglich ein Einblick in die mathematischen Formulierungen am Beispiel des TSAI-WU Kriteriums gegeben und die von BOLENDER, BÜTER und SONSINO [286] empfohlene Vorgehensweise exemplarisch erläutert.

Diese beruht auf Gleichung 3.17, nimmt einen ebenen Spannungszustand an und ersetzt die statischen durch zyklische Kennwerte, die von der Schwingungszahl N sowie vom Spannungsverhältnis R abhängen. Hierdurch ergeben sich die in Gleichung 4.22-4.24 aufgeführten Bruchbedingungen.

$$F_{11}\sigma_1^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{ss}\tau_{12}^2 + F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 = 1 \quad (4.22)$$

mit

$$F_{11} = \frac{1}{R_{\parallel}^+(N,R) \cdot R_{\parallel}^-(N,R)}, \quad F_1 = \frac{1}{R_{\parallel}^+(N,R)} - \frac{1}{R_{\parallel}^-(N,R)}, \quad F_{22} = \frac{1}{R_{\perp}^+(N,R) \cdot R_{\perp}^-(N,R)} \quad (4.23)$$

$$F_{12} = -\frac{1}{2} \sqrt{F_{11} \cdot F_{22}}, \quad F_{ss} = \frac{1}{R_{\perp\parallel}(N,R)^2} \quad (4.24)$$

Im Allgemeinen resultiert aus der Berücksichtigung der Schwingungszahl sowie des Spannungsverhältnisses ein hoher experimenteller Aufwand. Vor diesem Hintergrund ist eine Datenbank programmiert worden, die Versagenshüllkurven auf Basis von Wöhlerlinien, die anhand von Off-Axis Probekörper ermittelt werden, generiert. SPANCKEN u. a. [287] schlagen als Berechnungsgrundlage

die experimentelle Charakterisierung von Probekörpern mit einem Faserwinkel von 0° , 45° und 90° sowie das Prüfen der Spannungsverhältnisse $R = 0$ und $R = -1$ vor. Weitere Details zum vorgestellten Bemessungskonzept sind der Literatur [286, 287] zu entnehmen.

4.5.2 Werkstoffcharakterisierung des Verbundes und Ableiten des zyklischen Werkstoffverhaltens

Im folgenden Abschnitt wird exemplarisch das zyklische Werkstoffverhalten von Kupferwicklungen, welche die von SPANCKEN u. a. [287] vorgeschlagenen Drahtanordnungen und einen Füllgrad von 55% aufweisen, untersucht. Die Versuche werden unter Wechselbelastung ($R = -1$) durchgeführt. Die zyklische Beanspruchbarkeit wird mittels Wöhlerversuche ermittelt, wobei ein 10%-iger Spannungsabfall weiterhin als Anrisskriterium gewählt wird. Für die Bestimmung der zyklischen σ - ε -Kurven werden zusätzlich IST herangezogen. Abbildung 4.15 fasst die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsanalysen zusammen.

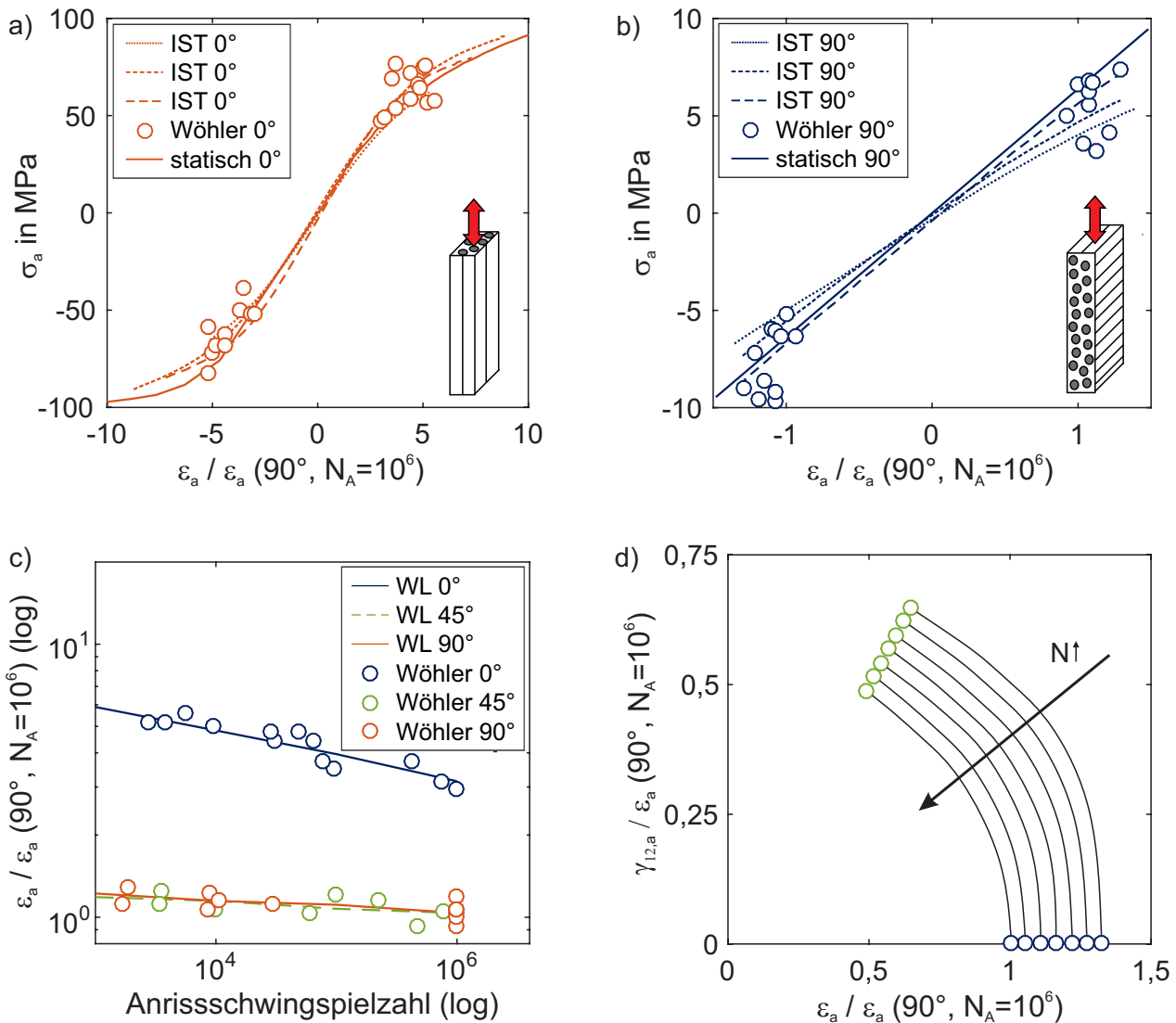


Abbildung 4.15.: Zyklisches Werkstoffverhalten der untersuchten Kupferwicklungen: Vergleich der Erstbelastung mit den IST und Wöhlerversuchen im Falle einer Belastung a) in Drahtrichtung sowie b) quer zu dieser, c) Wöhlerlinien für Drahtanordnungen von 0° , 45° sowie 90° , d) ermittelter Sektor der Bruchkurvenschar.

Ein Vergleich der statischen mit den zyklischen Spannungs-Dehnungskurven, die zum einen aus den dehnungsgeregelten Wöhlerversuchen abgeleitet und zum anderen mit Hilfe des Incremental Step Tests bestimmt worden sind, deutet auf ein neutrales Werkstoffverhalten hin.

Abbildung 4.15c stellt die Wöhlerlinien der drei Drahtanordnungen in einer doppeltlogarithmischen Darstellung gegenüber. Im Allgemeinen unterliegen die Ergebnisse aller Varianten in etwa der gleichen Streuung. Die ertragbare Dehnungsamplitude ist bei einer Beanspruchung des Kupferdraht-Kunststoff-Verbundes in Drahtrichtung am höchsten und in den anderen beiden Fällen um bis zu einem Faktor 5 niedriger. Die Beanspruchbarkeit befindet sich bei den Drahtanordnungen 0° und 45° nahezu auf dem gleichen Niveau. Die Ergebnisse der 45° -Off-Axis-Versuche werden mithilfe des in Tabelle 3.11 aufgeführten Gleichungssystems in das materialbezogene Koordinatensystem der Kupferwicklungen transformiert. Abbildung 4.15d veranschaulicht die Ergebnisse in der σ_2 - τ_{12} - bzw. ε_2 - γ_{12} Ebene. Für jedes Schwingenspiel ist der für FVK charakteristische Verlauf zu erkennen. Bei vorherrschender Schubbelastung γ_{12} nimmt die ertragbare Querdehnung ε_2 ab. Je höher die Schwingenspielzahl ist, desto niedriger ist die Beanspruchbarkeit und desto näher befindet sich die Versagensgrenze am Ursprung.

4.6 Numerisches Abschätzen der zyklischen Verbundfestigkeiten der Kupferwicklung auf Basis der Einzelkomponenten

Im vorangegangenen Abschnitt ist Einblick in die mathematische Beschreibung der Lebensdauerabschätzung von anisotropen Werkstoffen und des damit verbundenen experimentellen Aufwandes gegeben worden. Für eine vollständige Modellparametrierung der Bruchkriterien werden zusätzlich zu den bereits durchgeführten Schwingfestigkeitsanalysen weitere Versuchsreihen benötigt. Eine rein experimentelle Ermittlung der Kenngrößen ist zeit- und kostenintensiv, sodass in frühen Projektphasen keine Konzepte und unterschiedlichen Materialien bewertet werden können. Daher wird nachfolgend eine numerische Vorgehensweise zum Abschätzen der zyklischen Werkstoffkennwerte und Verbundfestigkeiten auf Basis der Einzelkomponenten entwickelt.

4.6.1 Grundlegende Idee

In Anlehnung an die in Kapitel 3.6.1 eingeführte Vorgehensweise zum numerischen Abschätzen der statischen Verbundfestigkeiten von Kupferwicklungen wird eine Methodik zur Approximation der zyklischen Kenngrößen vorgestellt. Diese ist schematisch in Abbildung 4.16 dargestellt.

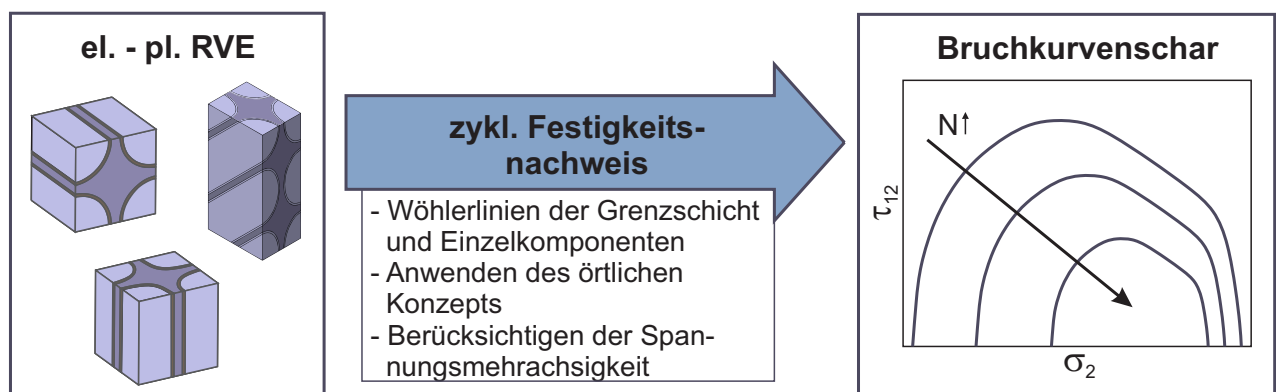


Abbildung 4.16.: Vorgehensweise zur Abschätzung der Bruchkurvenschar mittels numerischer RVEs.

Grundlage bilden erneut numerische RVEs, wobei anstelle der statischen die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der Werkstoffe verwendet werden. Es werden unterschiedliche Drahtanordnungen

und Lastfälle nachgebildet. Die jeweiligen Randbedingungen sind entsprechend des zu parametrisierenden Modells zu wählen. Die Lebensdauer der einzelnen Konfigurationen wird mithilfe des örtlichen Konzepts und unter Berücksichtigung der Spannungsmehrachsigkeit, Kapitel 4.4.3, abgeschätzt. Dies erfordert Wöhlerlinien, die bei unterschiedlichen Spannungszuständen ermittelt werden, und / oder die Kenntnis über den Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Schwingbeanspruchbarkeit. Des Weiteren wird die Prognosegüte der Vorgehensweise erhöht, indem die zyklische Grenzschichtfestigkeit charakterisiert wird. Im vorliegenden Kapitel wird sich auf den Versuchsumfang aus Kapitel 4.5.2 fokussiert, da dieser die Grundlage für die Validierung der Vorgehensweise bildet.

4.6.2 Charakterisierung der zyklischen Festigkeit von Kupfer und der Grenzschicht

Bevor die Verbundeigenschaften betrachtet werden, werden die für das Anwenden des vorgestellten Konzepts noch fehlenden Kenngrößen ermittelt. Dies betrifft die Schwingfestigkeitsanalyse von Kupfer und der Grenzschicht. Da unter statischer Last der Plasifizierungsbeginn als Versagenskriterium der betrachteten Kupferlegierung identifiziert worden ist, wird sich nachfolgend auf die klassischen Kennwerte des örtlichen Konzepts beschränkt. Dies kann jedoch nicht verallgemeinert werden, sondern muss für jeden Anwendungsfall individuell betrachtet werden [288]. Der festgelegte Versuchsumfang beinhaltet Wöhlerversuche zur Bestimmung der zyklischen σ - ε -Kurven sowie der ertragbaren Dehnungsamplituden bei den beiden Spannungsverhältnissen $R = 0$ und $R = -1$. Ergänzend dazu wird das Verhalten unter variabler Beanspruchungsamplitude in Form von Incremental Step Tests untersucht. Abbildung 4.17 fasst die Ergebnisse der dehnungsgeregelten Experimente zusammen.

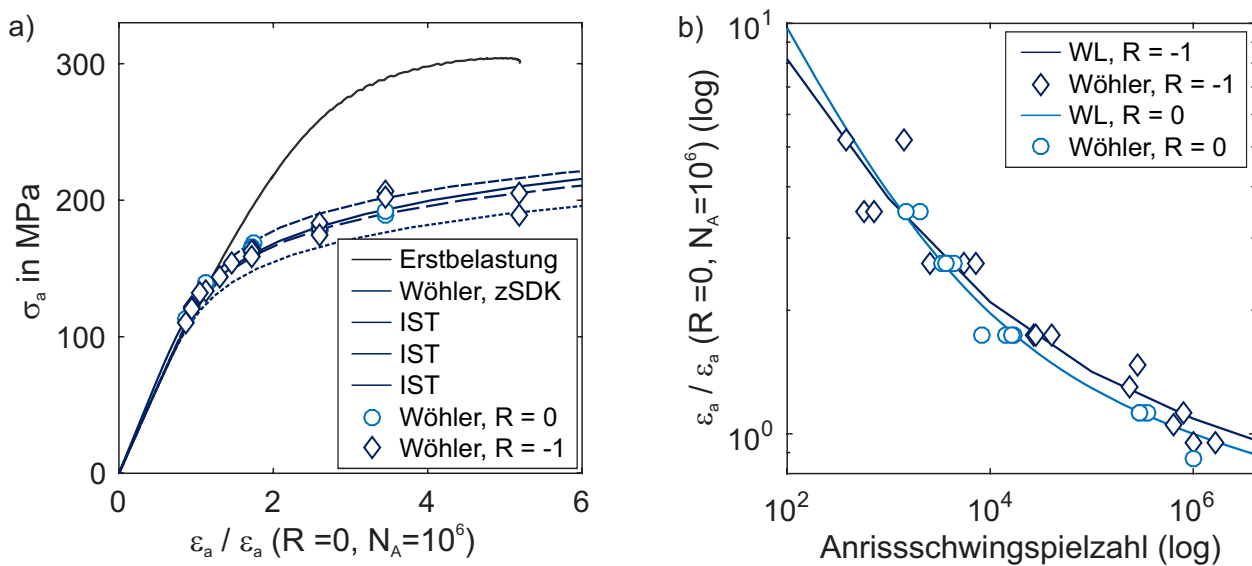


Abbildung 4.17.: Zyklische Werkstoffverhalten der untersuchten Kupferlegierung: a) zSDK - Vergleich der Erstbelastung mit den IST sowie Wöhlerversuchen, b) Wöhlerlinien für $R = 0$ und $R = -1$.

Die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven verlaufen unterhalb der Erstbelastungskurve, Abbildung 4.17a. Folglich entfestigt der Werkstoff bis stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Hysteresen vorliegen. Die unter konstanter und variabler Schwingbeanspruchung ermittelten Kurven stimmen sehr gut miteinander überein, sodass durch das Verwenden von Incremental Step Tests der experimentelle Aufwand reduziert werden kann. Abbildung 4.17b stellt die beiden Dehnungswöhlerlinien dar. Es ist kein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Spannungsverhältnissen zu erkennen, so-

dass eine Mittelspannungsempfindlichkeit nicht quantifiziert werden kann. Die Ergebnisse werden mathematisch nach **BASQUIN**, **COFFIN** und **MANSON** beschrieben.

Für die Charakterisierung der zyklischen Grenzschichtfestigkeit werden die Auszugsprobekörper aus Kapitel 3.6.1 herangezogen und diese zyklisch unter Wechselbelastung ($R = -1$) belastet. Die Lasteinleitung erfolgt hierbei weggesteuert. Als Versagenskriterium wird in Anlehnung an Abbildung 4.9 ein signifikanter Kraftabfall gewählt. Abbildung 4.18 zeigt die Ergebnisse der Einzeldraht- und Drahtbündelprüflinge.

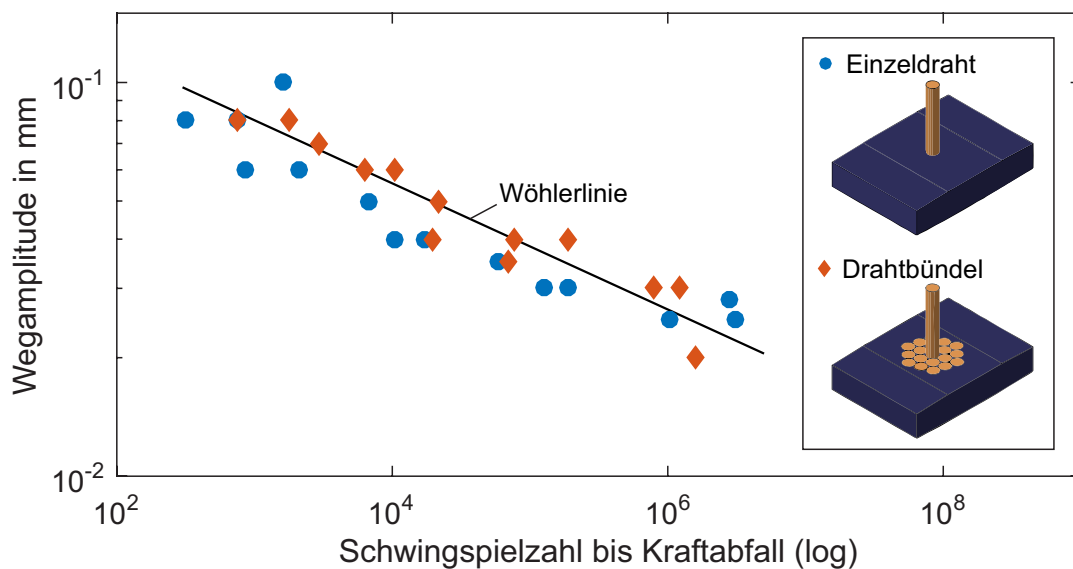


Abbildung 4.18.: Ertragbare Schwingspielzahlen der Einzeldraht- und Drahtbündelprobekörper.

Details zum Versuchsaufbau sind Anhang F.1 zu entnehmen. Für die numerische Bewertung der Grenzschichtfestigkeit werden analog zum statischen Fall, Abbildung 3.25b, digitale Zwillinge erstellt und Formelzusammenhänge, die die äußeren Lasten mit den lokal vorliegenden Dehnungen bzw. Spannungen verknüpfen, ausgeleitet. Die Ergebnisse der Drahtbündelprüflinge zeigen tendenziell eine etwas längere Lebensdauer auf, befinden sich jedoch nahe des Streubands der Einzeldrahtprobekörper.

4.6.3 Validierung

Nachdem alle benötigten Eingangsgrößen zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte der Kupferwicklungen vorliegen, wird die vorgestellte Vorgehensweise anhand der im vorherigen Abschnitt ermittelten Messdaten, Abbildung 4.15, validiert. Im ersten Schritt wird überprüft, ob das Werkstoffverhalten bei einer Belastung in sowie quer zur Drahttrichtung in der Simulation abgebildet wird. Grundlage bilden hierfür die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der Kunststoffmatrix, Abbildung 4.13a, und des Kupfers, Abbildung 4.17a. Im zweiten Schritt werden die experimentell bestimmten und numerisch abgeschätzten Schwingspielzahlen verglichen. Hierbei werden die Ergebnisse der Probekörper mit den Drahtanordnungen 0° , 45° und 90° herangezogen. In der Simulation werden analog zu Kapitel 3.6.1 RVEs mit der Anordnung Quad_a verwendet, Tabelle 2.3. Abbildung 4.19 fasst die Gegenüberstellung in Form von zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven und Wöhlerlinien zusammen.

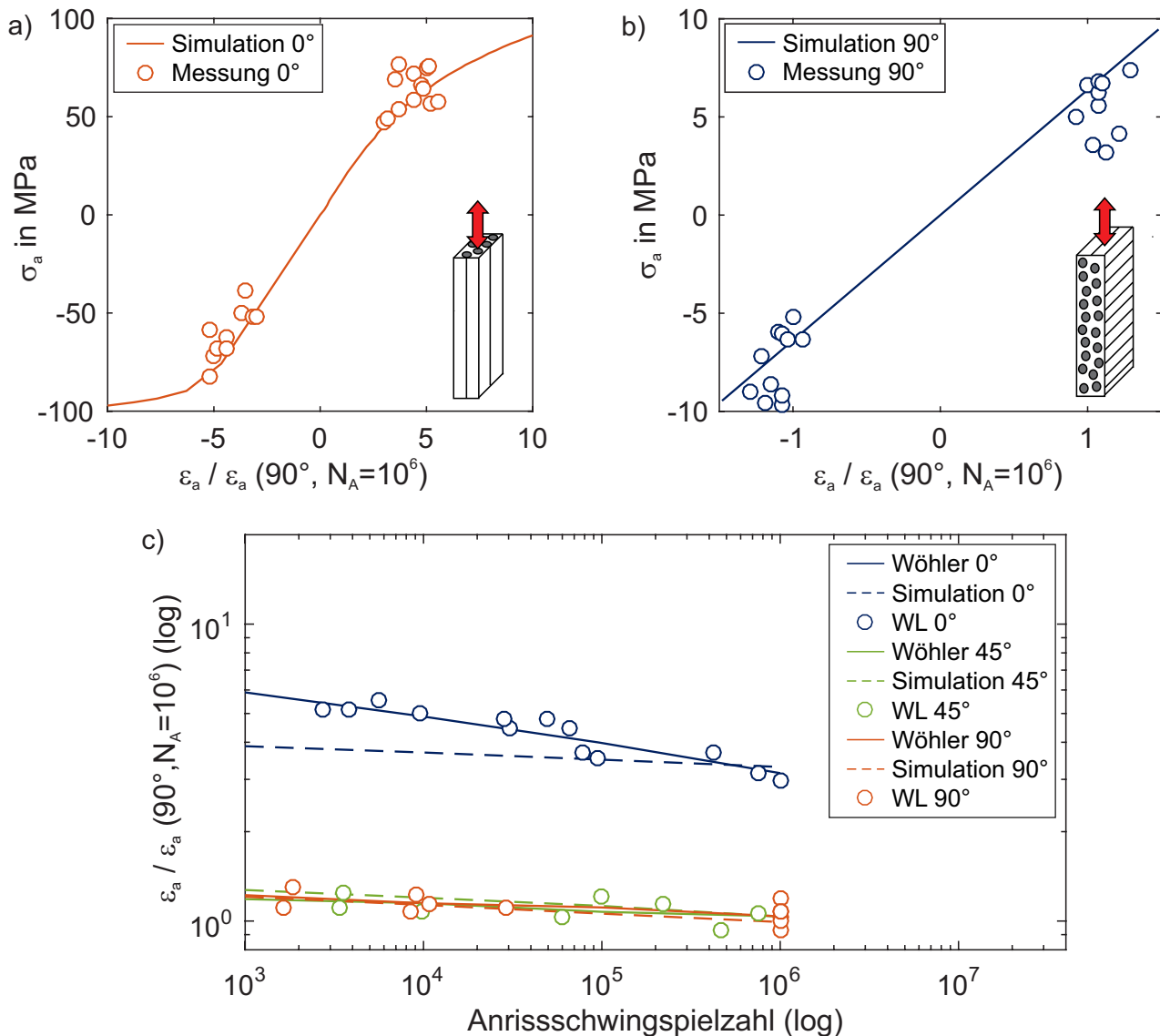


Abbildung 4.19.: Zyklisches Werkstoffverhalten der untersuchten Kupferwicklungen: Vergleich der experimentell ermittelten und numerisch abgeschätzten a,b) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie c) Wöhlerlinien (WL).

Die simulativ abgeschätzten Verläufe der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven befinden sich sowohl im Falle einer Belastung in als auch quer zur Drahttrichtung im Bereich der anhand der Wöhlerversuche ermittelten Spannungs-Dehnungs-Wertepaare, Abbildung 4.19a,b. Des Weiteren werden die experimentell bestimmten Wöhlerlinien der Drahtanordnungen 0° sowie 45° von der entwickelten Methodik trotz der getroffenen Modellannahmen mit guter Näherung prognostiziert. Es treten lediglich größere Abweichungen auf, falls die Drähte parallel zur Belastungsrichtung verlaufen, $\theta = 0$. Hierbei wird die ertragbare Dehnungsamplitude vor allem für niedrige Schwingspielzahlen zu konservativ vorhergesagt. Dies hat außerdem zur Folge, dass die auf Basis der Messergebnisse abgeleitete Steigung der Wöhlerlinie in der Simulation nicht abgebildet wird.

Die Prognosegüte könnte weiter gesteigert werden, indem die zyklische Verbundfestigkeit der anderen Drahtanordnungen aus Tabelle 2.3 bewertet und berücksichtigt werden. In weiterführenden Arbeiten sollte der Einfluss der unterschiedlichen Einheitszellen auf die zyklischen Kennwerte quantifiziert werden. Zudem sollte die Übertragbarkeit der Vorgehensweise auf andere Matrixwertstoffe,

die beispielsweise kein neutrales Wechselverformungsverhalten, Abbildung 4.1 und Abbildung 4.13a, besitzen, überprüft werden.

4.7 Zusammenfassung

Im vorangegangenen Abschnitt wurde der letzte noch zu erbringende Festigkeitsnachweis, der zyklische Festigkeitsnachweis, behandelt. Im Zuge dessen wurden das Wechselverformungsverhalten sowie die Schwingfestigkeit der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien experimentell charakterisiert und entsprechende Bemessungskonzepte weiterentwickelt bzw. validiert. Hierbei wurden die Inhalte analog zu Kapitel 3 in zwei Teile untergliedert. Anfangs wurden die isotropen Werkstoffe und im Anschluss die Kupferwicklungen behandelt. Alle untersuchten Materialien hatten gemein, dass die zSDK anhand von IST abgeschätzt werden konnten, sodass zukünftig das Werkstoffverhalten mittels eines Versuchs mit variabler Amplitude abgeschätzt werden kann.

Die Lebensdauerabschätzung des Elektroblechs und Duroplasts wurde auf Basis des örtlichen Konzepts durchgeführt, wobei dieses derart erweitert wurde, dass die Spannungsmehrachsigkeit in der Bewertung berücksichtigt wurde. Hierfür wurden im Rahmen der FEM-Analyse die zu den Spannungs-Dehnungs-Pfade gehörigen Spannungsmehrachsigkeiten berechnet und ausgeleitet. Zusätzlich wurden die ertragbaren Schwingspielzahlen in Abhängigkeit der Belastungsamplitude und des vorliegenden Spannungszustandes definiert, indem die statischen Versagensgrenzkurven aus Kapitel 3.2.2 bzw. 3.4.1 auf die einzelnen Niveaus der Dehnungswöhlerlinien skaliert wurden. Es wurde der Schädigungsparameter P_h , der auf Formulierungen von BERGMANN [271] sowie FIEDLER, VARFOLOMEEV und WÄCHTER [177] basiert und die ertragbare Dehnungsamplitude als Funktion der Spannungsmehrachsigkeit beschreibt, aufgestellt. Dieser wurde der Schädigungsrechnung und linearen Schadensakkumulation zugrunde gelegt. Für die mathematische Beschreibung der Schwingfestigkeitsergebnisse erwies sich beim Elektroblech der trilineare Ansatz und beim Duroplast die Formulierung nach COFFIN, MANSON sowie BASQUIN am zielführendsten. Weiterhin zeigten im Falle des Elektroblechs Versuchsreihen an Mikroproben keinen Größeneinfluss auf. Die Gegenüberstellung der Spannungsverhältnisse $R = -1$ und $R = 0$ ließ keinen Rückschluss auf einen Mittelspannungseinfluss zu. Eine Validierung anhand von Drehzahlwechseltest zeigte, dass die Lebensdauer der Rotoren und somit des Elektroblechs mit guter Näherung abgeschätzt werden konnte. Im Gegensatz zum Elektroblech hingen die ertragbaren Schwingspielzahlen der Kunststoffmatrix von der jeweils vorliegenden Mittelspannung ab. Die resultierende Schädigungsparameterfläche stimmte sehr gut mit den Messergebnissen der zyklischen Druck-, Schub- und Zugversuchen überein. Nachdem unter statischer Last bereits ein entfestigendes Verhalten der Kupferlegierung festgestellt worden ist, wurden lediglich ungekerbte Proben getestet. Hierbei konnte auch ein entfestigendes Wechselverformungsverhalten, jedoch kein Mittelspannungseinfluss identifiziert werden.

Da im Rahmen der statischen Festigkeitsnachweise, Kapitel 3.5.3, die Anwendbarkeit der Kriterien nach PUCK, CUNTZE und TSAI-WU auf Kupferwicklungen nachgewiesen wurde, wurde unterstellt, dass die aus dem CFK und GFK stammenden Erweiterungen der Kriterien auf Schwingbeanspruchungen auch für Kupferwicklungen gültig sind. Deshalb wurde sich auf die experimentelle Charakterisierung anstelle der Modellparametrierung fokussiert. Die Schwingfestigkeit der Kupferwicklungen wurde exemplarisch für Drahtanordnungen von 0° , 45° und 90° sowie ein Spannungsverhältnis von $R = -1$ untersucht. Die ertragbare Dehnungsamplitude war bei einer Beanspruchung des Kupferdraht-Kunststoff-Verbundes in Drahtrichtung am höchsten und in den anderen beiden Fällen um bis zu einem Faktor 5 niedriger. Die Lebensdauer der Kupferwicklungen könnte aufgrund der oben getroffenen Annahmen beispielsweise anhand des zyklischen TSAI-WU Kriteriums abgeschätzt werden. Für dessen vollständige Modellparametrierung würden zusätzlich zu den bereits durchgeführten Schwingfestigkeitsanalysen weitere Versuchsreihen benötigt. Da dies jedoch zeit- und kostenintensiv

ist, wurde analog zu Kapitel 3.6.1 eine Vorgehensweise zum Abschätzen der zyklischen Werkstoffkennwerte und Verbundfestigkeiten auf Basis der Einzelkomponenten sowie RVEs entwickelt. Hierfür wurde die zyklische Grenzschichtfestigkeit zwischen Duroplast und Kupferlackdraht anhand von Auszugsversuchen ermittelt. Es wurden sowohl Einzeldraht- als auch Drahtbündelprüflinge herangezogen, wobei kein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Konfigurationen festgestellt werden konnte. Die in den RVEs vorliegenden Spannungs-Dehnungsfelder wurden anhand der im Kapitel festgelegten Versagenskriterien bewertet. Die simulativ abgeschätzten und experimentell bestimmten Verläufe der zSDK stimmten sowohl im Falle einer Belastung in als auch quer zur Drahtrichtung sehr gut überein. Zudem wurden die experimentell bestimmten Wöhlerlinien der Drahtanordnungen 0° sowie 45° von der entwickelten Methodik trotz der getroffenen Modellannahmen mit guter Näherung prognostiziert. Falls die Drähte parallel zur Belastungsrichtung verliefen, wurden lediglich die ertragbare Dehnungsamplituden für niedrige Schwingspielzahlen zu konservativ vorhergesagt.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit war es einen werkstoffbasierten Festigkeitsnachweis für elektrische Antriebseinheiten aufzuzeigen. Dies beinhaltete die Identifikation auslegungsrelevanter Schädigungs- sowie Versagensmechanismen, das Validieren sowie Erweitern bestehender Modelle und Entwickeln neuer Methoden zur Bewertung der Betriebsfestigkeit.

5.1 Zusammenfassung

Hierbei bestand die Herausforderung darin, für die elektrischen Maschinen spezifische Materialien zu charakterisieren, modellieren und Akzeptanzkriterien festzulegen. Dies betraf zum einen die isotropen Werkstoffe Kupfer, Elektroblech und Duroplast sowie zum anderen das Blechpaket und die Kupferwicklung. Die werkstoffbasierte Auslegungsmethodik gliederte sich in drei Teile. Grundlage für die Durchführung der Festigkeitsnachweise waren Berechnungsmodelle, anhand derer die im Bauteil vorliegenden Spannungen und Dehnungen abgebildet werden, Kapitel 2. Die anschließend durchzuführende Bewertung der Beanspruchungen unterteilte sich in statische und zyklische Analysen, Kapitel 3 und 4. Die den einzelnen Modellen und Ansätzen zugrunde liegenden Grundlagen wurden in den jeweiligen Abschnitten einleitend erläutert.

Berechnungsmodelle

Zu Beginn wurden das strukturmechanische Verhalten der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien experimentell charakterisiert und Berechnungsmodelle entwickelt sowie validiert. Im Falle des Blechpakets konnte neben der aus der Literatur bereits bekannten nichtlinearen Steifigkeit in Stapelrichtung eine Abhängigkeit des Schubmoduls sowie der Querkontraktionszahl von der Kompression des Stapels aufgezeigt werden. Je nach Blechpaketkonfiguration waren die Wechselwirkungen mehr oder weniger stark ausgeprägt. Dies erfordert bei der Maschinenauslegung eine experimentelle Charakterisierung aller infrage kommenden Blechpaketvarianten. Daher wurden Methoden eingeführt, die das Werkstoffverhalten binnen weniger Stunden abschätzen und charakteristische Kennfelder generieren. Um die abzubildenden Eigenschaften der Blechpakete vollumfänglich beschreiben zu können, wurde ein vorspannungsabhängiges transversal isotropes Materialmodell entwickelt und in ANSYS Mechanical implementiert. Hierbei wurde die Vorspannungsabhängigkeit der Kenngrößen mithilfe von abschnittsweise definierter Funktionen und Feldvariablen beschrieben. Die Plastizität in Blechebene wurde durch eine isotrope Verfestigung berücksichtigt. Die Materialparameter eines jeden Elements wurden am Ende einer jeden Berechnungssiteration auf Basis der jeweils vorliegenden Spannungen bzw. Dehnungen aktualisiert.

Der für die Fixierung, elektrische Isolierung und bessere thermische Anbindung der Kupferdrähte verwendete Duroplast zeigte ein von der Belastungsart abhängiges Materialverhalten. Die identifizierte Zug-/ Druckasymmetrie wurde mithilfe des Drucker-Prager-Modells in der Simulation abgebildet. Die Eigenschaften des Kupferlackdraht-Duroplast-Verbunds wurden auf Basis von numerischen RVEs ermittelt. Für die Elastizitätskonstanten wurden linear elastische Materialmodelle herangezogen, wohingegen die nichtlineare Werkstoffantwort anhand von elastisch plastischen Modellen bestimmt wurde. Die abgeleiteten Kenngrößen der einzelnen Drahtanordnungen wurden im Anschluss gemittelt. Durch die entwickelte Vorgehensweise konnten die Verbundeigenschaften auf Basis der Einzelkomponenten abgeschätzt werden, sodass der zukünftige experimentelle Aufwand reduziert wurde und Aussagen in frühen Projektphasen getroffen werden können. Dem homogenen Ersatzmaterial

lag eine transversal isotrope Elastizität und die Fließbedingung nach HILL zugrunde. Zudem konnte eine Frequenzabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften der Kupferlegierungen identifiziert werden. Diese ermöglicht es, die dynamischen Kenngrößen sowie das Relaxations- und Kriechverhalten durch DTMA und inverse Laplace-Transformation abzuschätzen.

Die entwickelten und validierten Berechnungsmodelle ermöglichten die in den einzelnen Komponenten vorliegenden Spannungen sowie Dehnungen numerisch zu berechnen und bildeten die Grundlage für die Durchführung der nachfolgenden statischen und zyklischen Festigkeitsnachweise.

Statischer Festigkeitsnachweis

Im Zuge der statischen Festigkeitsanalysen, Kapitel 3, wurden die Versagensgrenzen der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien experimentell charakterisiert sowie Bemessungskonzepte aufgestellt und verifiziert. Für einen besseren Abgleich der Simulation mit den Messungen wurde optische Messtechnik zur Bestimmung der Maschinensteifigkeiten sowie Berechnung der an den Probenoberflächen vorliegenden Verschiebungs- und Dehnungsfelder eingesetzt. Die Inhalte untergliederten sich in zwei Teile. Zu Beginn wurden die isotropen Werkstoffe und im Anschluss die Kupferwicklungen behandelt.

Die ertragbaren Dehnungen des Elektroblechs und der Kunststoffmatrix hingen von dem vorliegenden Spannungszustand, der durch die sogenannte Spannungsmehrachsigkeit quantifiziert wird, ab. Für die untersuchte Kupferlegierung wurde hingegen die Dehngrenze bzw. die dazugehörige plastische Dehnung als Grenzwert festgelegt, da diese ein entfestigendes Verhalten gezeigt hat. Die statischen Bemessungskonzepte wurden der Gestaltänderungs- sowie Normalspannungshypothese gegenübergestellt und anhand von Material- sowie Bauteilversuchen verifiziert. Die numerisch prognostizierten und experimentell bestimmten Versagenszeitpunkte sowie -orte der Elektroblech- und Duroplastprüflinge haben sehr gut übereingestimmt. Bei Ersteren traten Abweichungen bei den Zugscherproben und -blechsnitten auf. Diese begründen sich mit einem stärkeren Ausknicken des Blechs im Versuch als in der Simulation. Im Rahmen der Materialversuche konnte zudem eine Rissinitiierung im Inneren der ungekerbten und gekerbten Elektroblechproben festgestellt und simulativ abgebildet werden. Die Wahl des Plastifizierungsbeginns als Versagenskriterium der Kupferlegierung sagte ein Bersten des Kurzschlusskäfigs der untersuchten Asynchronrotoren mit einer Differenz von ca. 2,9% bei RT und 5% bei 180°C voraus.

Die Anwendbarkeit der aus dem Bereich der unidirektional verstärkten Kunststoffe stammenden Bruchkriterien auf den Kupfer-Kunststoff-Verbund konnte anhand von Versuchsreihen mit einachsiger sowie mehrachsiger Werkstoffbelastung aufgezeigt werden. Hierbei beschrieben die Kriterien nach TSAI-WU, PUCK und CUNTZE die ermittelten anisotropen Festigkeiten am besten. Um den zukünftigen experimentellen Aufwand reduzieren zu können, wurden zusätzlich zwei simulative Vorgehensweisen zur Abschätzung der Verbundfestigkeit auf Basis der Einzelkomponenten vorgestellt. Einerseits wurden numerische RVEs sowie die im vorherigen Teil aufgestellten Versagenskriterien der isotropen Werkstoffe verwendet und die ausgewählten Bruchkriterien anhand der Ergebnisse parametrisiert. Andererseits wurde das in Kapitel 2.3 validierte homogene Ersatzmaterial zur Identifikation kritischer Stellen herangezogen. In diesen Bereichen wurden die Kupferlackdrähte sowie Kunststoffmatrix lokal aufgelöst und die im homogenen Kontinuum vorliegenden Verschiebungen mithilfe der Submodelltechnik aufgebracht. Im Anschluss wurden die statischen Festigkeiten analog zum ersten Ansatz bewertet. In beiden Fällen wurde zudem bei der Durchführung des statischen Festigkeitsnachweises die Grenzschichtfestigkeit, die anhand von Auszugprobekörper ermittelt wurde, berücksichtigt.

Der letzte noch zu erbringende Festigkeitsnachweis, der zyklische Festigkeitsnachweis, wurde in Kapitel 4 behandelt. Im Zuge dessen wurden das Wechselverformungsverhalten sowie die Schwingfestigkeit der für elektrische Maschinen spezifischen Materialien experimentell charakterisiert und das örtliche Konzept weiterentwickelt bzw. validiert. Hierbei wurden die Inhalte analog zu Kapitel 3 in zwei Teile untergliedert. Anfangs wurden die isotropen Werkstoffe und im Anschluss die Kupferwicklungen behandelt. Alle untersuchten Materialien hatten gemein, dass die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve anhand von Incremental Step Tests abgeschätzt werden konnten, sodass zukünftig das Werkstoffverhalten mittels eines Versuchs mit variabler Amplitude abgeschätzt werden kann.

Die Lebensdauerabschätzung des Elektroblechs und Duroplasts wurde auf Basis des örtlichen Konzepts durchgeführt, wobei dieses derart erweitert wurde, dass die Spannungsmehrachsigkeit in der Bewertung berücksichtigt wurde. Hierfür wurden im Rahmen der FEM-Analyse die zu den Spannungs-Dehnungs-Pfade gehörigen Spannungsmehrachsigkeiten berechnet und ausgeleitet. Zusätzlich wurden die ertragbaren Schwingspielzahlen in Abhängigkeit der Belastungsamplitude und des vorliegenden Spannungszustandes definiert, indem die statischen Versagensgrenzkurven auf die einzelnen Niveaus der Dehnungswöhlerlinien skaliert wurden. Es wurde der Schädigungsparameter P_h , der die ertragbare Dehnungsamplitude als Funktion der Spannungsmehrachsigkeit beschreibt, aufgestellt. Dieser wurde der Schädigungsrechnung und linearen Schadensakkumulation zugrunde gelegt. Für die mathematische Beschreibung der Schwingfestigkeitsergebnisse erwies sich beim Elektroblech der trilineare Ansatz und beim Duroplast die Formulierung nach COFFIN, MANSON sowie BASQUIN am zielführendsten. Weiterhin zeigten im Falle des Elektroblechs Versuchsreihen an Mikroproben keinen Größeneinfluss auf. Die Gegenüberstellung der Spannungsverhältnisse $R = -1$ und $R = 0$ ließ keinen Rückschluss auf einen Mittelspannungseinfluss zu. Eine Validierung anhand von Drehzahlwechseltest zeigte, dass die Lebensdauer der Rotoren und somit des Elektroblechs mit guter Näherung abgeschätzt werden konnte. Im Gegensatz zum Elektroblech hingen die ertragbaren Schwingspielzahlen der Kunststoffmatrix von der jeweils vorliegenden Mittelspannung ab. Die resultierende Schädigungsparameterfläche stimmte sehr gut mit den Messergebnissen der zyklischen Druck-, Schub- und Zugversuchen überein. Nachdem unter statischer Last bereits ein entfestigendes Verhalten der Kupferlegierung festgestellt worden ist, wurden lediglich ungekerbte Proben getestet. Hierbei konnte auch ein entfestigendes Wechselverformungsverhalten, jedoch kein Mittelspannungseinfluss identifiziert werden.

Da im Rahmen der statischen Festigkeitsnachweise, Kapitel 3.5.3, die Anwendbarkeit der Kriterien nach PUCK, CUNTZE und TSAI-WU auf Kupferwicklungen nachgewiesen worden ist, wurde unterstellt, dass die aus dem CFK und GFK stammenden Erweiterungen der Kriterien auf Schwingbeanspruchungen auch für Kupferwicklungen gültig sind. Deshalb wurde sich auf die experimentelle Charakterisierung anstelle der Modellparametrierung fokussiert. Die Schwingfestigkeit der Kupferwicklungen wurde exemplarisch für Drahtanordnungen von 0° , 45° und 90° sowie ein Spannungsverhältnis von $R = -1$ untersucht. Die ertragbare Dehnungsamplitude war bei einer Beanspruchung des Kupferdraht-Kunststoff-Verbundes in Drahtrichtung am höchsten und in den anderen beiden Fällen um bis zu einem Faktor 5 niedriger. Die Lebensdauer der Kupferwicklungen könnte aufgrund der oben getroffenen Annahmen beispielsweise anhand des zyklischen TSAI-WU Kriteriums abgeschätzt werden. Für dessen vollständige Modellparametrierung würden zusätzlich zu den bereits durchgeführten Schwingfestigkeitsanalysen weitere Versuchsreihen benötigt. Da dies jedoch zeit- und kostenintensiv ist, wurde analog zu Kapitel 3.6.1 eine Vorgehensweise zum Abschätzen der zyklischen Werkstoffkennwerte und Verbundfestigkeiten auf Basis der Einzelkomponenten sowie RVEs entwickelt. Hierfür wurde die zyklische Grenzschichtfestigkeit zwischen Duroplast und Kupferlackdraht anhand von

Auszugsversuchen ermittelt. Es wurden sowohl Einzeldraht- als auch Drahtbündelprüflinge herangezogen, wobei kein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Konfigurationen festgestellt werden konnte. Die in den RVEs vorliegenden Spannungs-Dehnungsfelder wurden anhand der im Kapitel festgelegten Versagenskriterien bewertet. Die simulativ abgeschätzten und experimentell bestimmten Verläufe der zSDK stimmten sowohl im Falle einer Belastung in als auch quer zur Drahttrichtung sehr gut überein. Zudem wurden die experimentell bestimmten Wöhlerlinien der Drahtanordnungen 0° sowie 45° von der entwickelten Methodik trotz der getroffenen Modellannahmen mit guter Näherung prognostiziert. Falls die Drähte parallel zur Belastungsrichtung verliefen, wurden lediglich die ertragbare Dehnungsamplituden für niedrige Schwingspielzahlen zu konservativ vorhergesagt.

5.2 Ausblick

Der aufgezeigte werkstoffbasierte Festigkeitsnachweis ist größtenteils am Beispiel von 0,3 mm dicken nichtkornorientierten Elektroblech, hochreinem Kupfer und einer mit anorganischen Harzträgern gefüllten Epoxidharz-Formmasse validiert worden. Die untersuchten Werkstoffe zeigten mit Ausnahme des Kupfers ein neutrales Wechselverformungsverhalten. In weiterführenden Arbeiten sollte die Übertragbarkeit der Methoden auf weitere Werkstoffe und Anwendungsfälle überprüft werden. Im Zuge dessen sollten auch andere Herstellungsverfahren und Werkstoffzusammensetzungen betrachtet werden. Die Konturen der Elektrobleche sind beispielsweise laserstrahlgeschnitten worden. Da diese in Großserienanwendungen vorrangig gestanzt werden, sollte unter anderem untersucht werden, ob der Stanzkanteneinfluss von der Probengröße oder der Spannungsmehrachsigkeit abhängt.

Weiterhin beeinflussen elektrische und magnetische Felder die Schwingfestigkeit von unter anderem Keramik, Edel- und Baustähle [289–295]. Da in elektrischen Maschinen hohe sowie zum teil alternierende elektrische und magnetische Feldstärken vorherrschen, sollte deren Effekt auf die Festigkeiten der eingesetzten Materialien analysiert werden.

Nachdem strukturdynamische Aspekte der Betriebsfestigkeit im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht behandelt worden sind, sollten diese nachfolgend betrachtet und in den vorgestellten Festigkeitsnachweis integriert werden. Hierbei sowie bei der akustischen Auslegung elektrischer Maschinen sollte die identifizierte Frequenzabhängigkeit der Aluminium- und Kupferlegierungen berücksichtigt und deren Auswirkung quantifiziert werden.

Die eingeführten Vorgehensweisen zur Abschätzung der Relaxations- und Kriecheigenschaften haben plausible Wirkzusammenhänge aufgezeigt. Deren Prognosegüte gilt es jedoch an entsprechenden Versuchsreihen zu validieren.

A Betreute studentische Arbeiten

Dies ist eine alphabetische Auflistung der betreuten Studenten, welche mich durch ihre Abschlussarbeit unterstützt haben.

Name	Titel
Ebnet, Daniel	Anwendung und Validierung von Festigkeitstheorien für Kupfer-Kunststoff-Verbunde anhand experimenteller Analysen, Masterarbeit, 2016, Technische Hochschule für angewandte Wissenschaften Deggendorf
Koller, Roman	Experimentelle und numerische Analyse der mechanischen Eigenschaften eines Kupfer-Harz-Verbunds, Diplomarbeit, 2016, Hochschule München
Mögel, Paul	Experimentelle und numerische Analyse eines Statorblechpaketes, Diplomarbeit, 2015, Technische Universität Dresden

Tabelle A.1.: Auflistung betreuter studentischer Arbeiten



B Finite Elemente Methode

Die Finite Elemente Methode basiert auf den Überlegungen von CLOUGH in 1960 [296] und hat sich für die Berechnung komplexer Konstruktionen und Bauteile etabliert [297]. Hierbei handelt es sich um ein allgemeines Diskretisierungsverfahren für Kontinuumsprobleme [298], bei dem der betrachtete Gegenstand in eine endliche Anzahl physikalisch und mathematisch beschreibbarer Elemente unterteilt wird. Diese besitzen charakteristische Differenzialgleichungen, die über ein Approximationsverfahren gelöst werden können, und sind über sogenannte Elementknoten miteinander verbunden, wobei gewisse Randbedingungen einzuhalten sind. Es sind beispielsweise das Gleichgewicht zwischen den äußeren und inneren Kräften am Knoten sowie Steifigkeitsbedingungen zu beachten [299]. In Abhängigkeit der vorliegenden Geometrie und Belastungsart kommen verschiedene Elementtypen, die unterschiedliche Freiheitsgrade (DoF) besitzen, in Frage. Der zu untersuchende Körper kann hierbei durch eine Kombination verschiedener Typen diskretisiert werden [299]. Prinzipiell steht der FEM-Analyse die in Abbildung B.1 aufgeführte Elementbibliothek zur Verfügung.

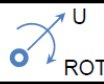

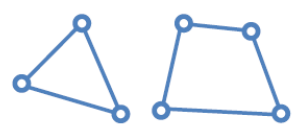

Elementknoten			
DoF:	U, ROT		
Linielemente			
Typ:	Stab	Balken	
DoF:	U_x, U_y, U_z	$U_x, U_y, U_z, ROT_x, ROT_y, ROT_z$	
Flächenelemente			
Typ:	Membran	Schale	
DoF:	U_x, U_y, U_z	$U_x, U_y, U_z, ROT_x, ROT_y, ROT_z$	
Volumenelemente			
DoF:	U_x, U_y, U_z		

Abbildung B.1.: Elementenbibliothek der Finite Elemente Methode nach [300].

Das energetisch stabile Gleichgewicht über alle Elemente repräsentiert die Gesamtlösung des betrachteten Systems. Je nach Anwendungsfall werden unterschiedliche Lösungsgrößen und charakteristische Gleichungen herangezogen. Im Falle einer statischen Analyse handelt es sich um die Knotenverschiebung u , aus der sich weitere Kenngrößen wie beispielsweise Dehnungen und Spannungen berechnen lassen. Das der Problemstellung zugrunde liegende Gleichungssystem ist in Gleichung B.1 aufgeführt.

$$\vec{F} = \mathbf{K} \cdot \vec{U} \quad (\text{B.1})$$

Hierbei beinhaltet \mathbf{K} die Systemsteifigkeit, deren Einträge sich aus den vorgegebenen geometrischen Abmessungen sowie Materialkennwerten und -modellen ergeben. Zudem enthält \vec{U} die Knotenverschiebungen und \vec{F} die an den Knoten wirkenden Momente und Kräfte. Einzelne Einträge des zu lösenden Gleichungssystems werden durch die Definition von Lagerungen, äußeren Lasten und Kontaktbedingungen vorgegeben. Die restlichen zu bestimmenden Zustandsgrößen werden iterativ ermittelt, wobei verschiedene Lösungsverfahren gewählt werden können. Zu den bekanntesten Vertretern zählen das Prinzip der virtuellen Arbeit [301] und das GALERIKIN-Verfahren [302]. Weitere Details zu den einzelnen Verfahren sind den aufgelisteten Quellen zu entnehmen. Abbildung B.2 veranschaulicht die einzelnen Schritte der Finiten Elemente Methode am Beispiel eines Balkens.

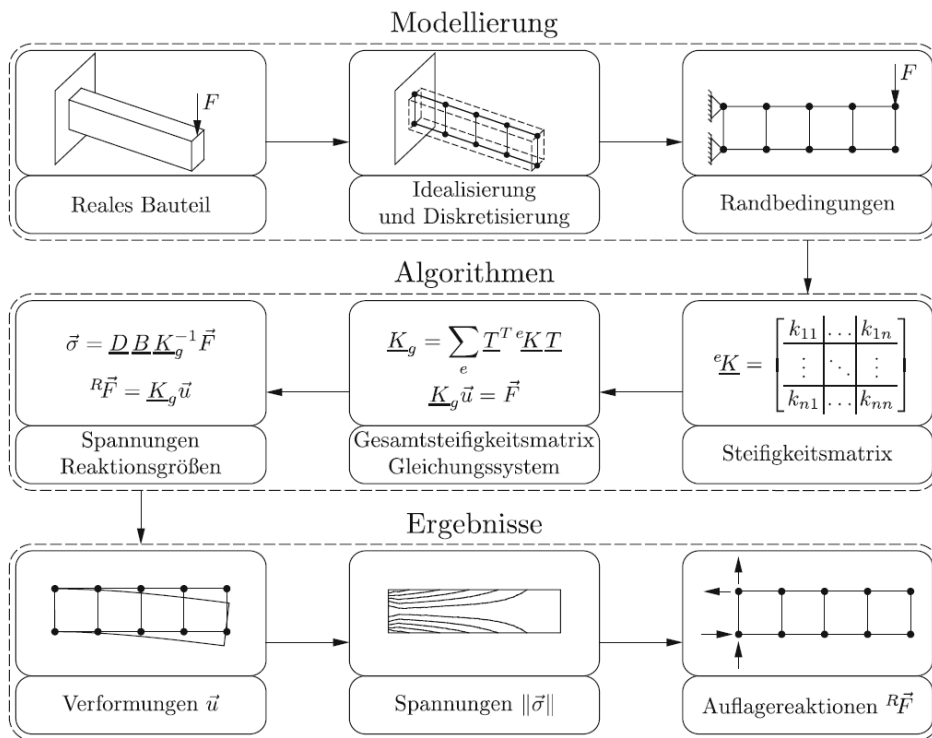


Abbildung B.2.: Schritte bei der Anwendung der FEM [302].

Im Allgemeinen lässt sich das reale Verhalten eines Systems mithilfe der FEM approximieren, wobei die Prognosegüte von den in Abbildung B.3 dargestellten Einflussfaktoren abhängt.

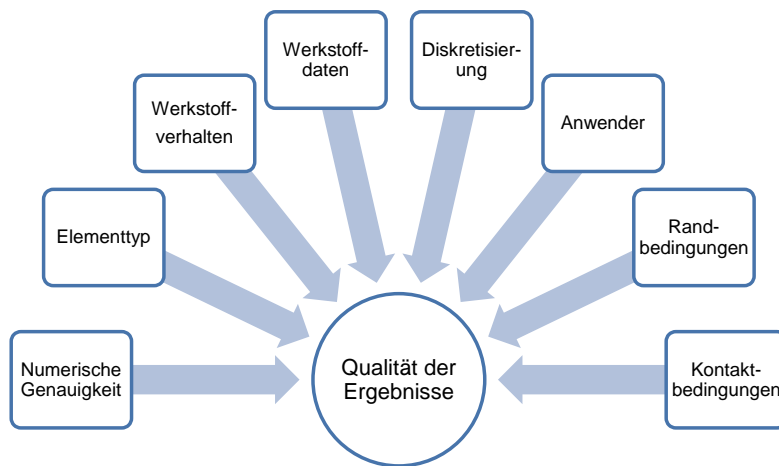


Abbildung B.3.: Übergeordnete Aspekte der Modellierung nach [299, 300].

C Berechnungsmodelle: detailliertere Versuchsumfänge und -ergebnisse

In diesem Kapitel werden weitere Hintergrundinformationen sowie Ergebnisse zu den in Kapitel 2 entwickelten und/oder validierten Berechnungsmodellen aufgeführt.

C.1 Experimentelle Charakterisierung - Blechpaket

C.1.1 Probenabmessungen

Druck- und DMTA-Versuche

Die Druck- sowie DMTA Versuche wurden an den in Abbildung 2.9 dargestellten Proben durchgeführt.

Druck-Torsionsprüflinge

Einzelteilzeichnungen

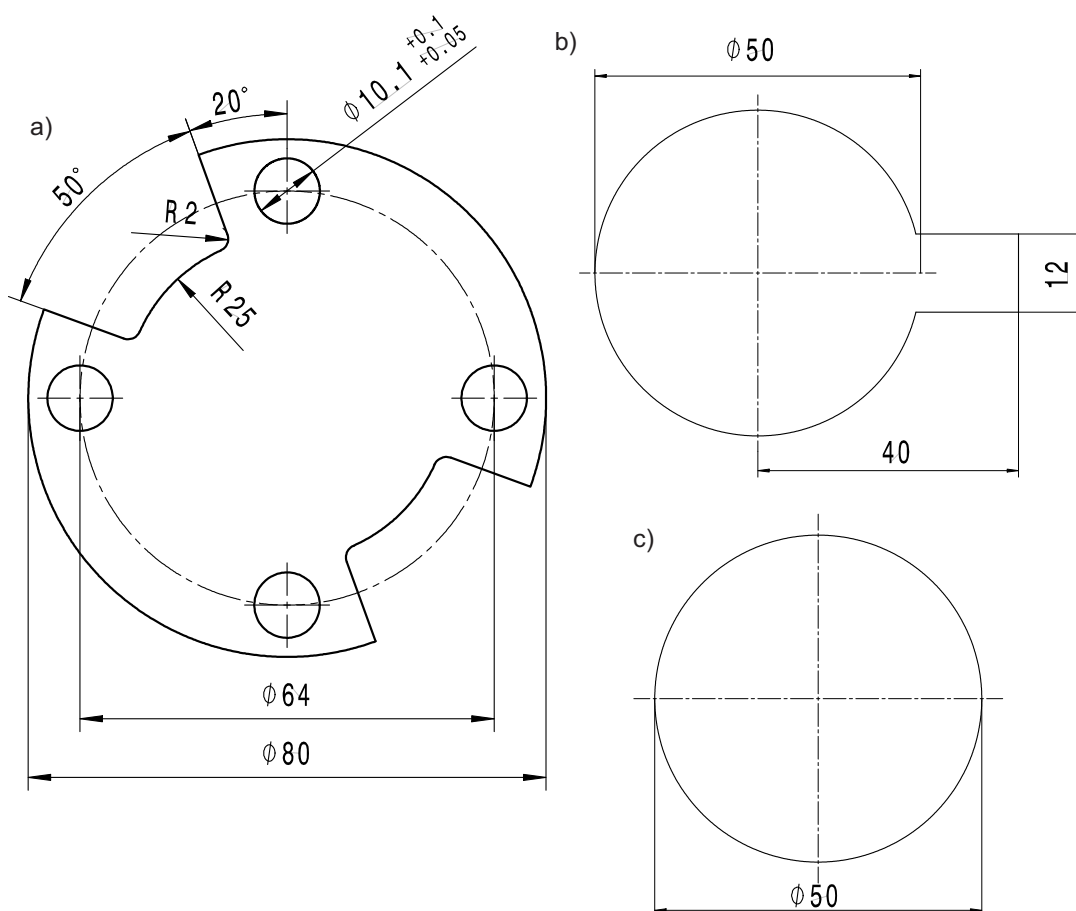


Abbildung C.1.: Blechpaket: Einzelteilzeichnungen der Druck-Torsionsprüflinge. a) Deckblech, b) Messblech und c) Einzelblech.

Zusammenbauzeichnung

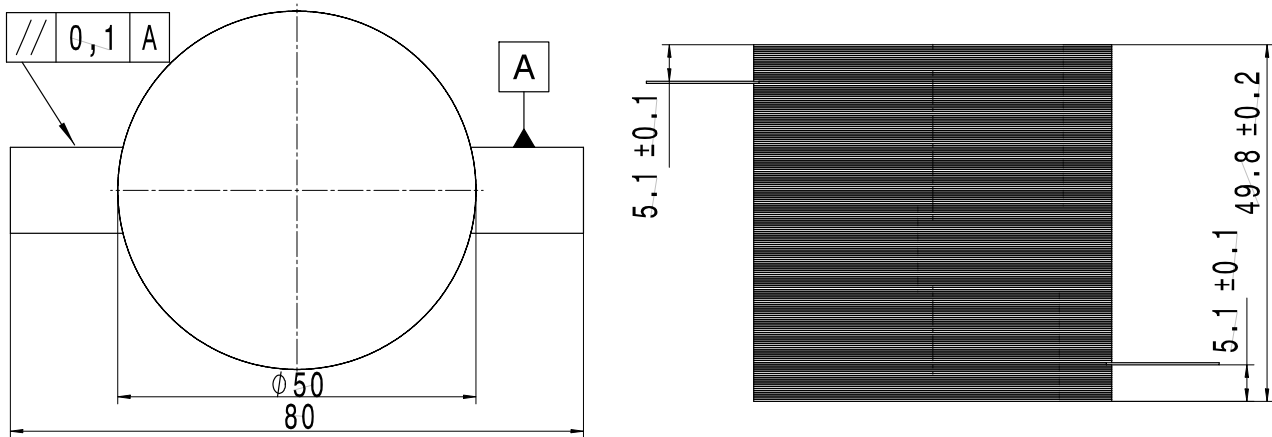


Abbildung C.2.: Blechpaket: Zusammenbauzeichnung der Druck-Torsionsprüflinge.

Zugversuche

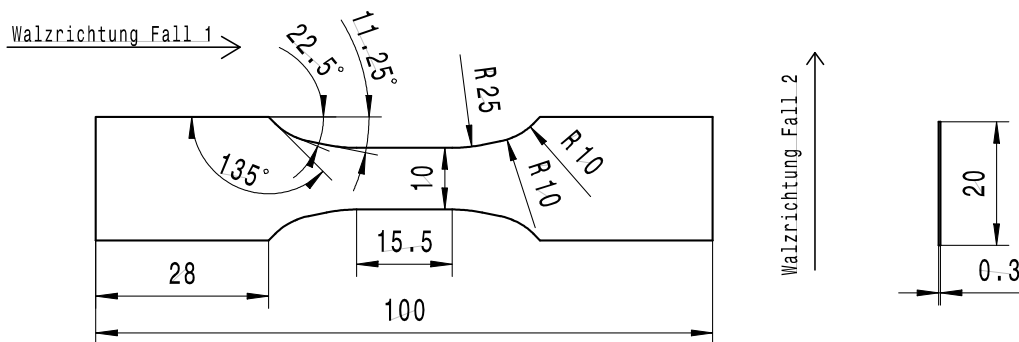


Abbildung C.3.: Elektroblech: Zugversuchprobenform.

C.1.2 Dynamisch Mechanisch Thermische Analysen

Druck in Stapelrichtung

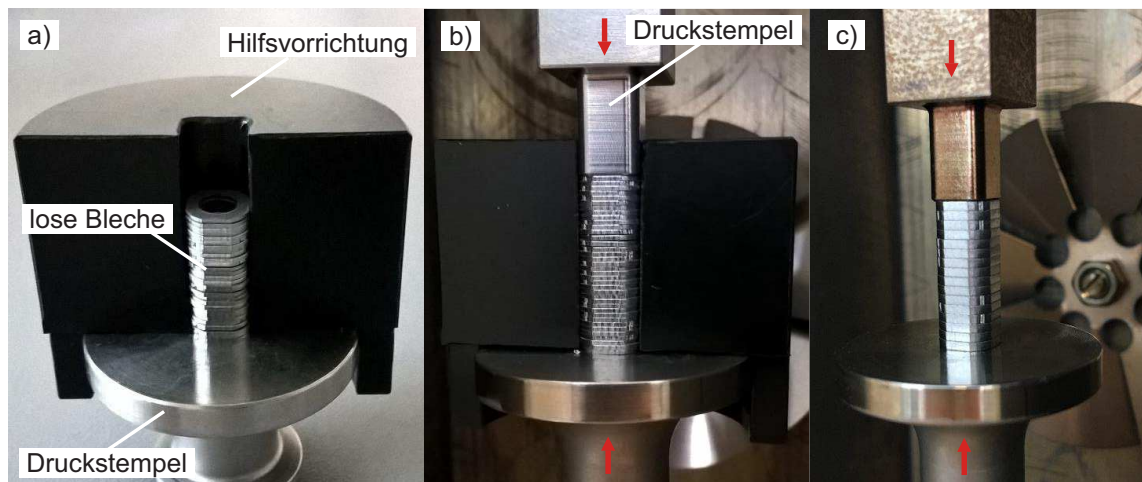


Abbildung C.4.: Blechpaket: DMTA Druck in Stapelrichtung. a) Ausrichten der losen Bleche, b) Komprimieren des Stapels und c) Entfernen der Hilfsvorrichtung.

Doppelscherversuch

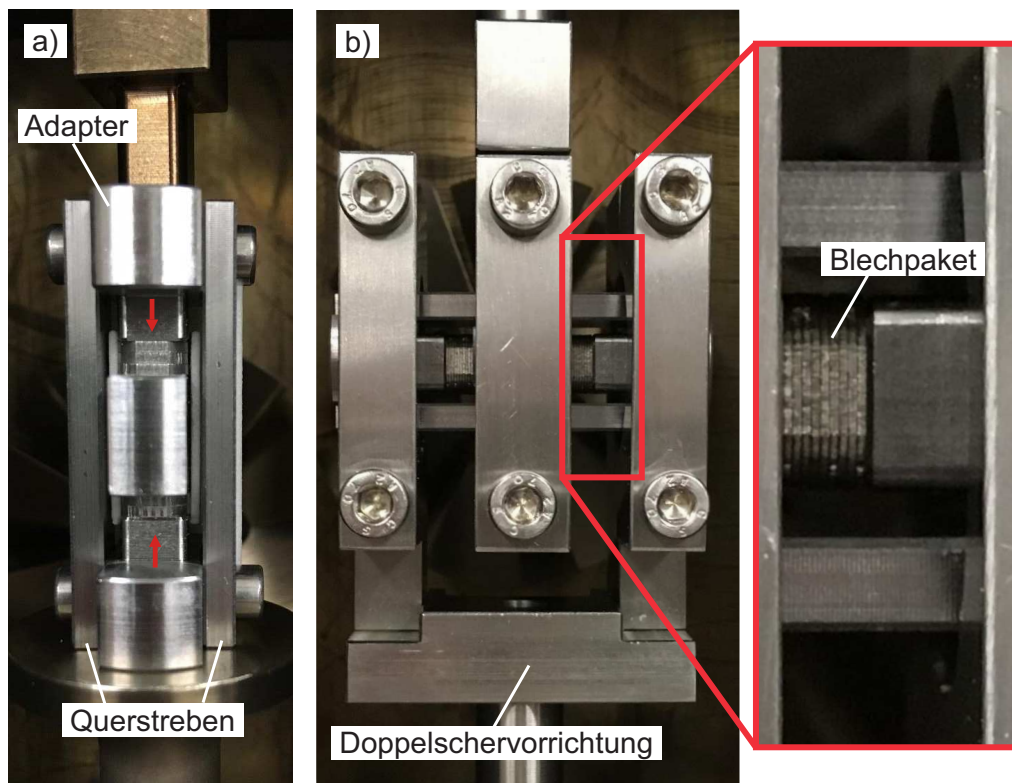


Abbildung C.5.: Blechpaket: DMTA Doppelscherversuch. a) Komprimieren des Stapels mit anschließendem Fixieren der Querstreben und Entnahme der Vorrichtung aus der Prüfapparatur. b) Einbau des Adapters und Starten der Versuchsreihe.

C.1.3 Druckversuche

Für die experimentelle Charakterisierung der Blechpaket-Steifigkeit in Stapelrichtung E_1 sind Druckversuche verwendet worden. Hierbei wurde die Blechdicke und Belastungsart variiert sowie der Einfluss zusätzlicher vier Schweißnähte untersucht. Zum einen wurden Sequenzprüfungen, bei denen die Last sukzessive erhöht und die Probe zwischenzeitlich wieder entlastet worden ist, und zum anderen Versuche mit hoher initialer Belastung durchgeführt worden. Tabelle C.1 fasst das gewählte Versuchsprogramm zusammen.

Nr.	Prüfling	Prüfung
1	Lose gestapelte Bleche - 0,2 mm Dicke	Sequenzprüfung
2	Lose gestapelte Bleche - 0,2 mm Dicke	Hohe initiale Belastung
3	Lose gestapelte Bleche - 0,3 mm Dicke	Sequenzprüfung
4	Lose gestapelte Bleche - 0,3 mm Dicke	Hohe initiale Belastung
5	verschweißte Bleche - 0,3 mm Dicke	Sequenzprüfung
6	verschweißte Bleche - 0,3 mm Dicke	Hohe initiale Belastung

Tabelle C.1.: Blechpaket: Auswahl der Blechpaketkonfiguration und Festlegen der Randbedingungen.

Abbildung C.6 veranschaulicht die Ergebnisse im Falle einer hohen Belastung sowie Sequenzprüfung. Je dünner die Bleche sind, desto flacher verlaufen die kontinuierlichen Erstbelastungskruven und desto größer ist die irreversible Stauchung des Prüflings. Nach mehrmaligen Be- und Entlasten verlaufen die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der einzelnen Konfigurationen nahezu parallel zu einander. Da die Bleche vor dem Verschweißen mit einer gewissen Vorspannung komprimiert worden sind, wird ein Teil der plastischen Deformation schon vorweggenommen. Hierdurch ergibt sich eine Verschiebung der Kurven der losen Bleche entlang der x-Achse und in Richtung des Ursprungs.

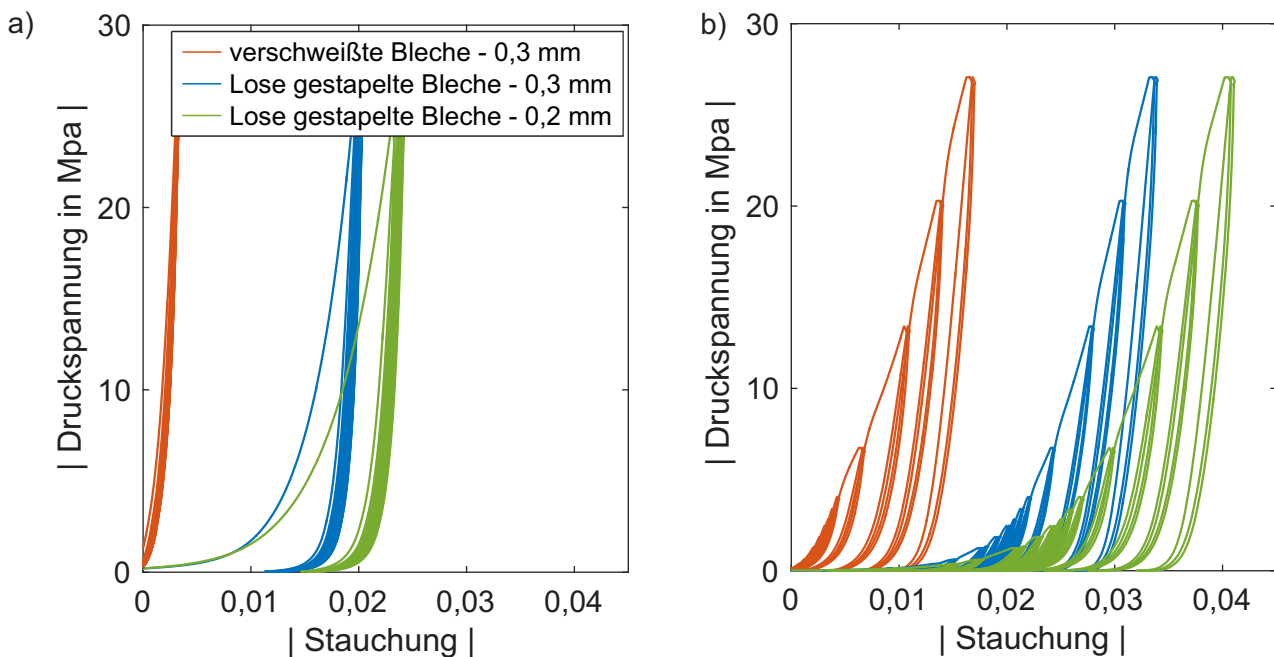


Abbildung C.6.: Blechpaket: Druckversuche an 0,2 und 0,3 mm dicken Elektroblech. a) hohe initiale Belastung und b) Sequenzprüfung.

C.2 Experimentelle Charakterisierung - Kupferwicklung

Zusätzlich zu den in Kapitel 2.3.3 dargestellten Ergebnissen wurden die nachfolgenden Messdaten für den Kupfer-Kunststoff-Verbund ermittelt und den berechneten Werten gegenüber gestellt.

C.2.1 Spannungs-Dehnungs-Diagramme der OAD

Abbildung C.7 zeigt den Vergleich der simulativ sowie experimentell bestimmten Spannungs-Dehnungs-Diagramme der OAD.

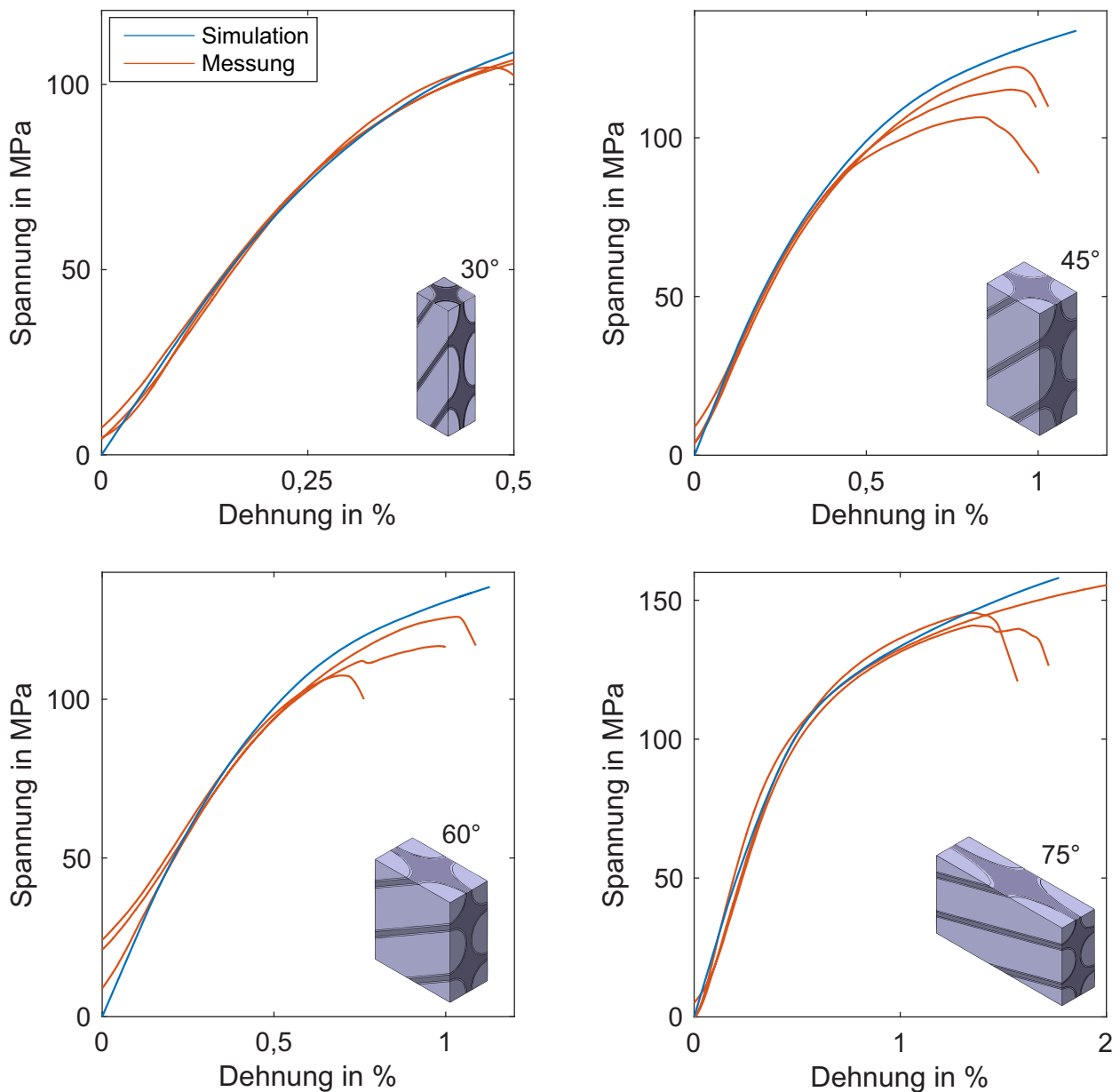


Abbildung C.7.: Kupferwicklung: Vergleich der RVE Ergebnisse mit den OAD-Spannungs-Dehnungs-Diagramme.

C.2.2 Druckscherversuch

Das Berechnungsmodell der Kupferwicklung wird anhand der Kraft-Weg-Diagramme sowie der an der Oberfläche der Probekörper mittels optischer Messtechnik ermittelten Dehnungsfelder bewertet. Hierfür wird die Steifigkeit der Maschine bzw. des Gesamtaufbaus anhand von S235JR Prüflingen sowie einer Druckfinnenbreiten von $w = 4$ bestimmt. Diese wird in der Simulation mithilfe einer vertikalen Feder abgebildet. Abbildung C.8 zeigt die experimentell sowie numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufe der untersuchten Kunststoffmatrix sowie der AlCuMgPb und S235JR Proben. Hierbei wurden Druckfinnenbreiten w von 2 mm, 3 mm und 4 mm eingestellt.

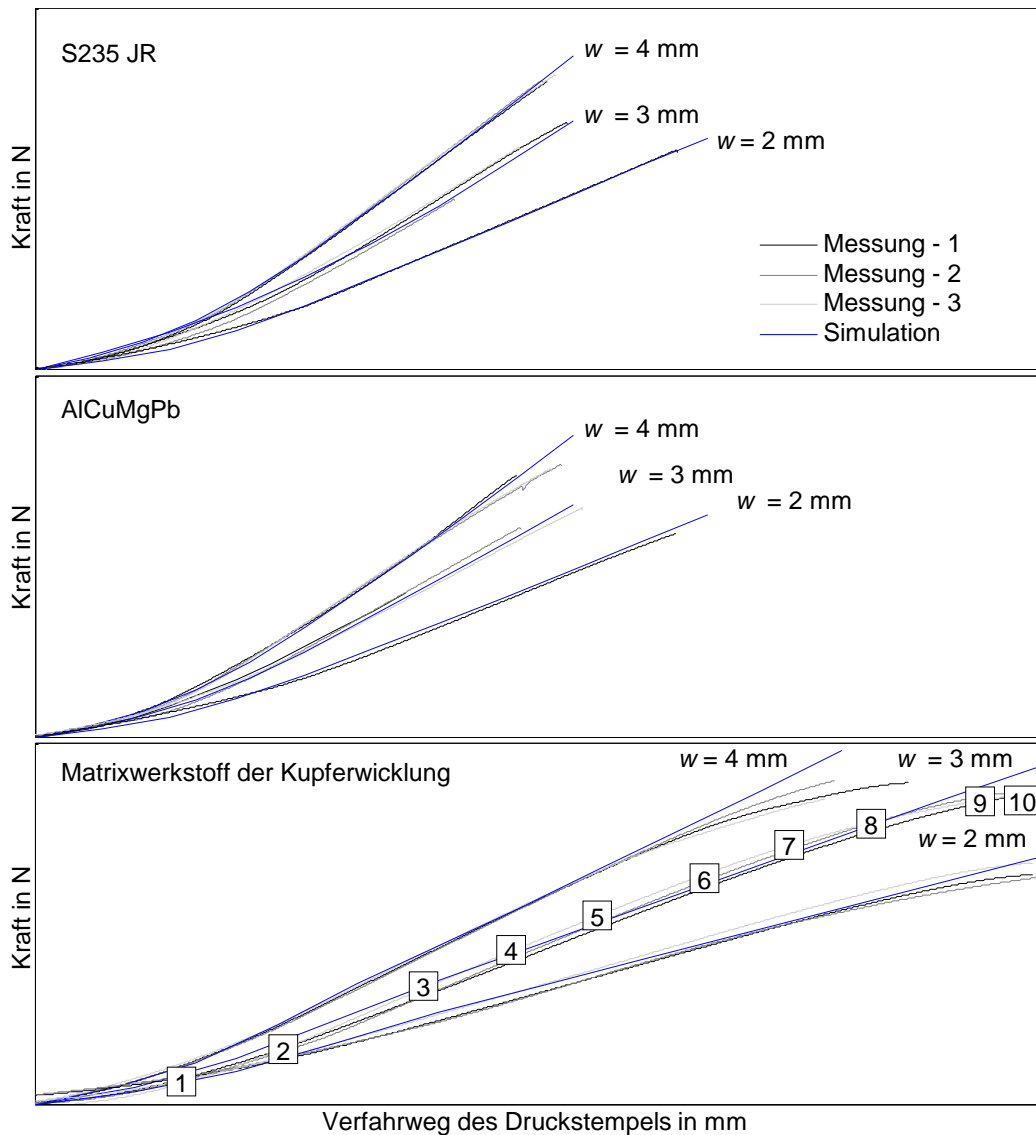


Abbildung C.8.: Kupferwicklung: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten isotropen Werkstoffe. Vergleich zwischen Messung und Simulation sowie verschiedener Druckfinnenbreiten.

Die empirisch ermittelten sowie numerisch abgeschätzten Verläufe stimmen für alle untersuchten isotropen Materialien und Konfigurationen sehr gut überein. Folglich bildet die gewählte Modellierung die Steifigkeit des Aufbaus ab. Die Verläufe sind umso steiler, je größer die Probenauflagefläche ist, was auf die daraus resultierende höhere Stützwirkung zurückgeführt werden kann. Zusätzlich

zu den Kraft-Weg-Kurven werden am Beispiel der Kunststoffmatrix und einer Druckfinnenbreite von 3 mm die getroffenen Modellannahmen anhand der durch Bildkorrelation berechneten Dehnungen validiert. Abbildung C.9 vergleicht die Simulation mit der Messung an den in Abbildung C.8 markierten Zeitpunkten, wobei auch bei dieser Gegenüberstellung die experimentellen Ergebnisse mit guter Näherung prognostiziert werden.

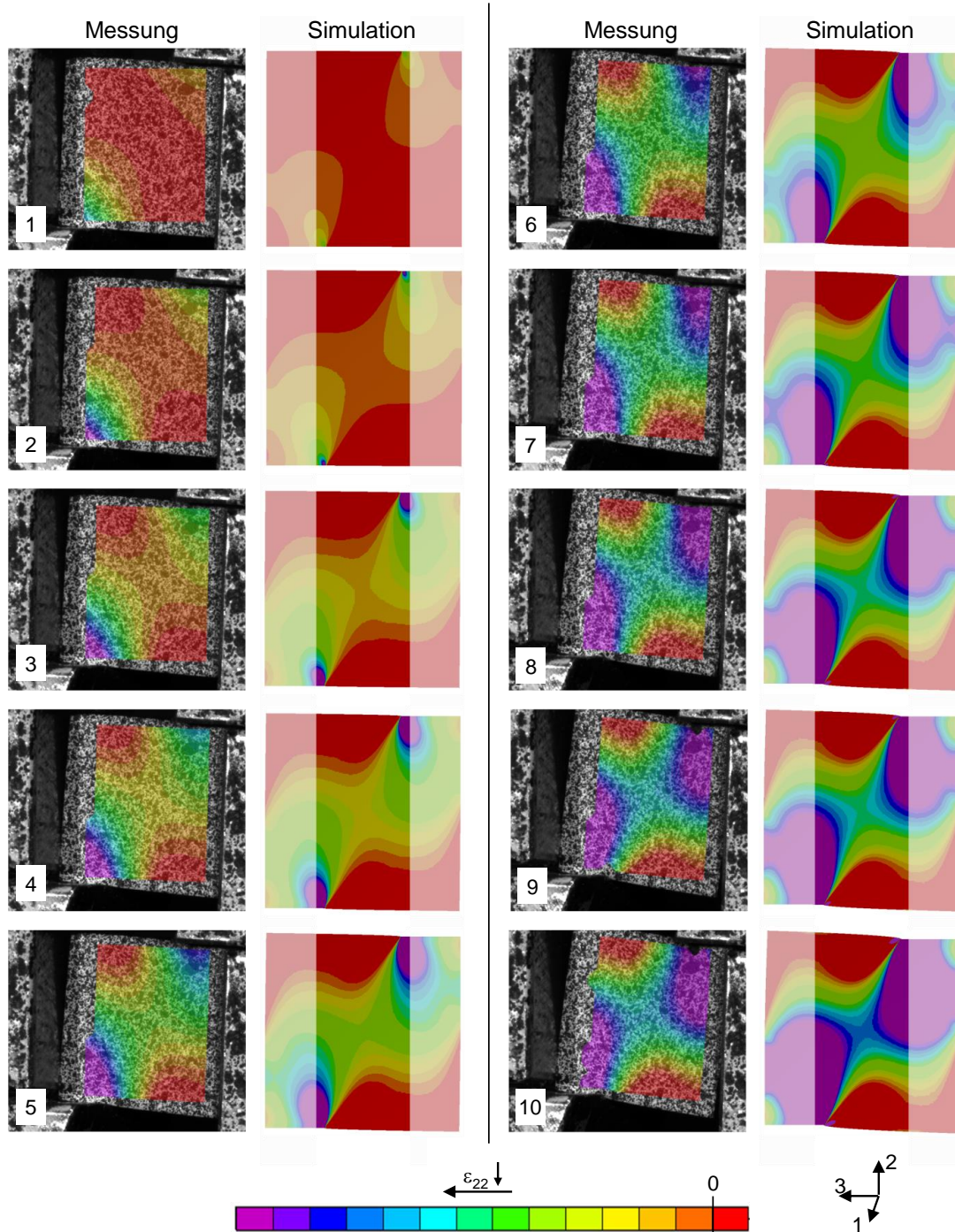


Abbildung C.9.: Vergleich von Messung und Simulation: Berechnete Dehnungsfelder in der Kunststoffmatrix in Richtung 2.

Abbildung C.10 veranschaulicht weitere experimentell bestimmte und numerisch berechnete Kraft-Weg-Verläufe der Druckscherversuche.

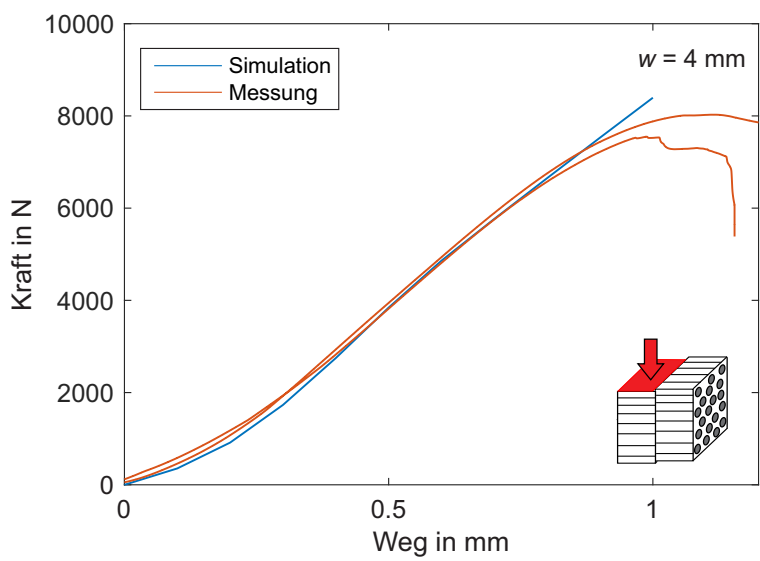
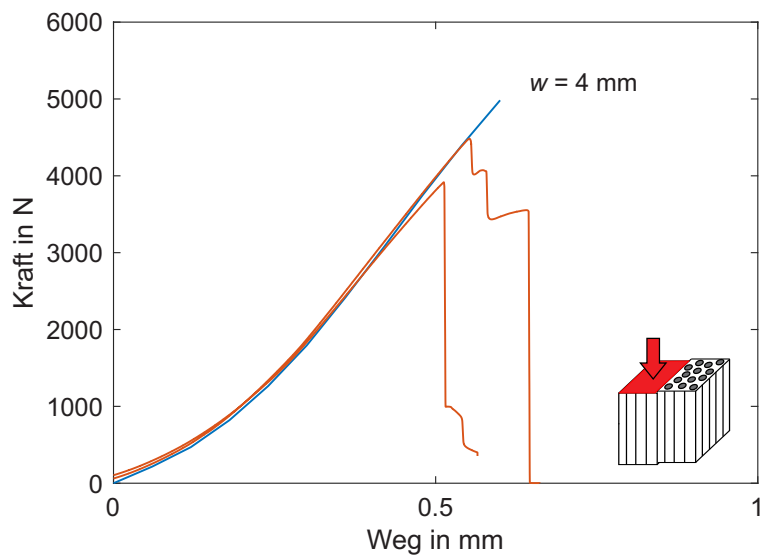
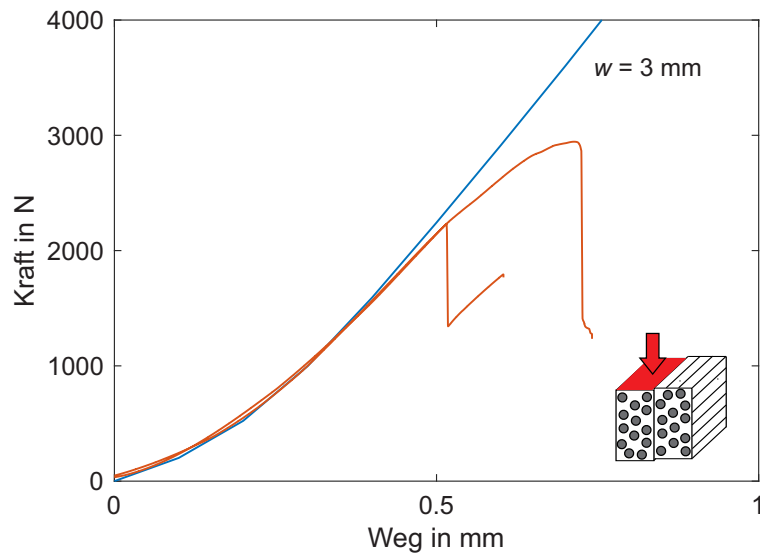


Abbildung C.10.: Kupferwicklung: Ergänzende Druckscherversuche. Vergleich von Messung und Simulation.

D Langzeitverhalten und strukturdynamische Eigenschaften von Werkstoffen

Ergänzend zu Kapitel 2.4 werden weitere Grundlagen erläutert sowie Messergebnisse dargestellt.

D.1 Ersatzschaltbilder der Makromechanik

Für die mathematische Beschreibung des Materialverhaltens existieren verschiedene Analogiemodelle und Ersatzschaltbilder. Tabelle D.1 gibt einen Überblick über die bekanntesten Vertreter der Modellrheologie, wobei diese je nach Anwendungsfall beliebig miteinander kombiniert werden können.

Modell	Gleichung	Ersatzschaltbild
KEVIN-VOIGT	$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2$	
MAXWELL	$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2$	
ZENER	$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2$ $\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2$	
BURGER	$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2$ $\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3$	

Tabelle D.1.: Modellrheologie: Ersatzschaltbilder und Analogiemodelle.

D.2 Deborah-Zahl

Bei der Deborah-Zahl D_E handelt es sich um eine dimensionslose Kennzahl aus dem Bereich der Rheologie. Diese besagt, dass bei ausreichender Zeit auch ein festes Material fließen könnte [303]. Hierbei wird das viskoelastische Verhalten als Quotient aus Relaxationszeit t_c und Beobachtungszeit t_p beschrieben, Gleichung D.1.

$$D_E = \frac{t_c}{t_p} \quad (\text{D.1})$$

D.3 Frequenzabhängigkeit von Aluminium- und Kupferlegierungen

Die von Loos u. a. [139] mittels DTMA ermittelten frequenzabhängigen Materialeigenschaften von Kupfer- und Aluminiumlegierungen bestätigen das für alle Materialien postulierte viskoelastische Verhalten und können das akustische und strukturdynamische Verhalten elektrischer Maschinen beeinflussen. Daher werden die bestimmten Kennwerte kurz zusammengefasst.

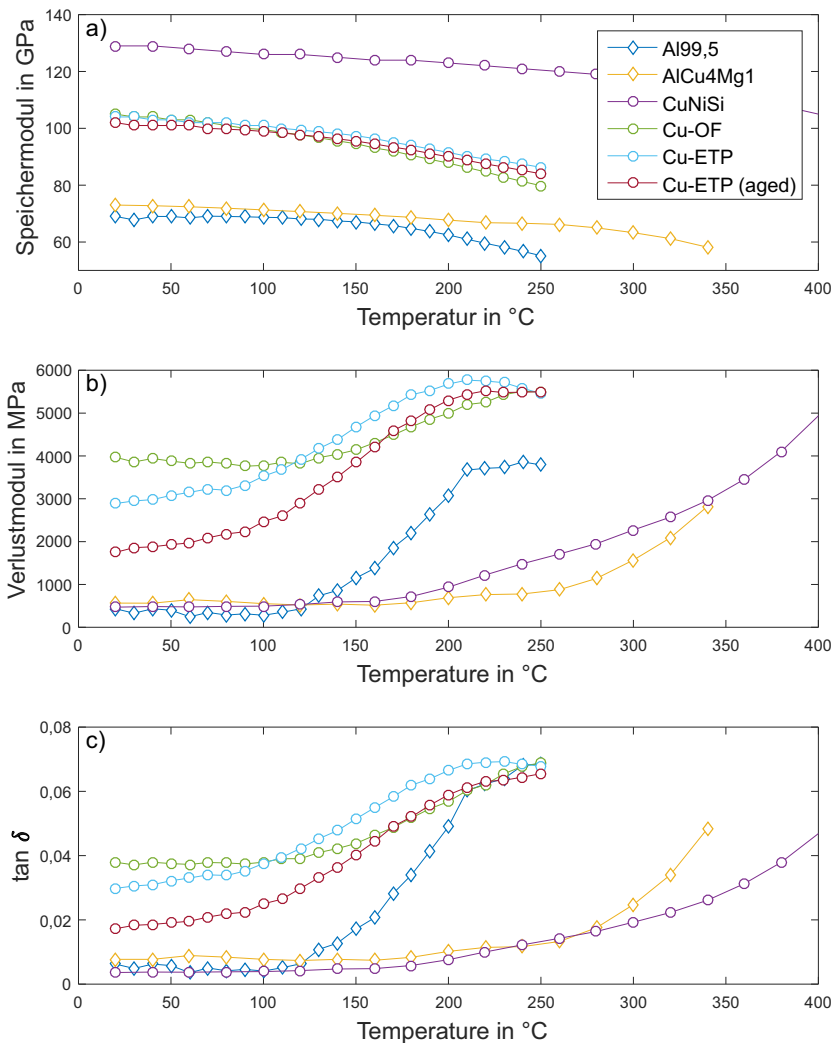


Abbildung D.1.: Ergebnisse der DMTA ausgewertet bei einer konstanten Frequenz von 1 Hz: a) Speichermodul, b) Verlustmodul und c) Materialdämpfung.

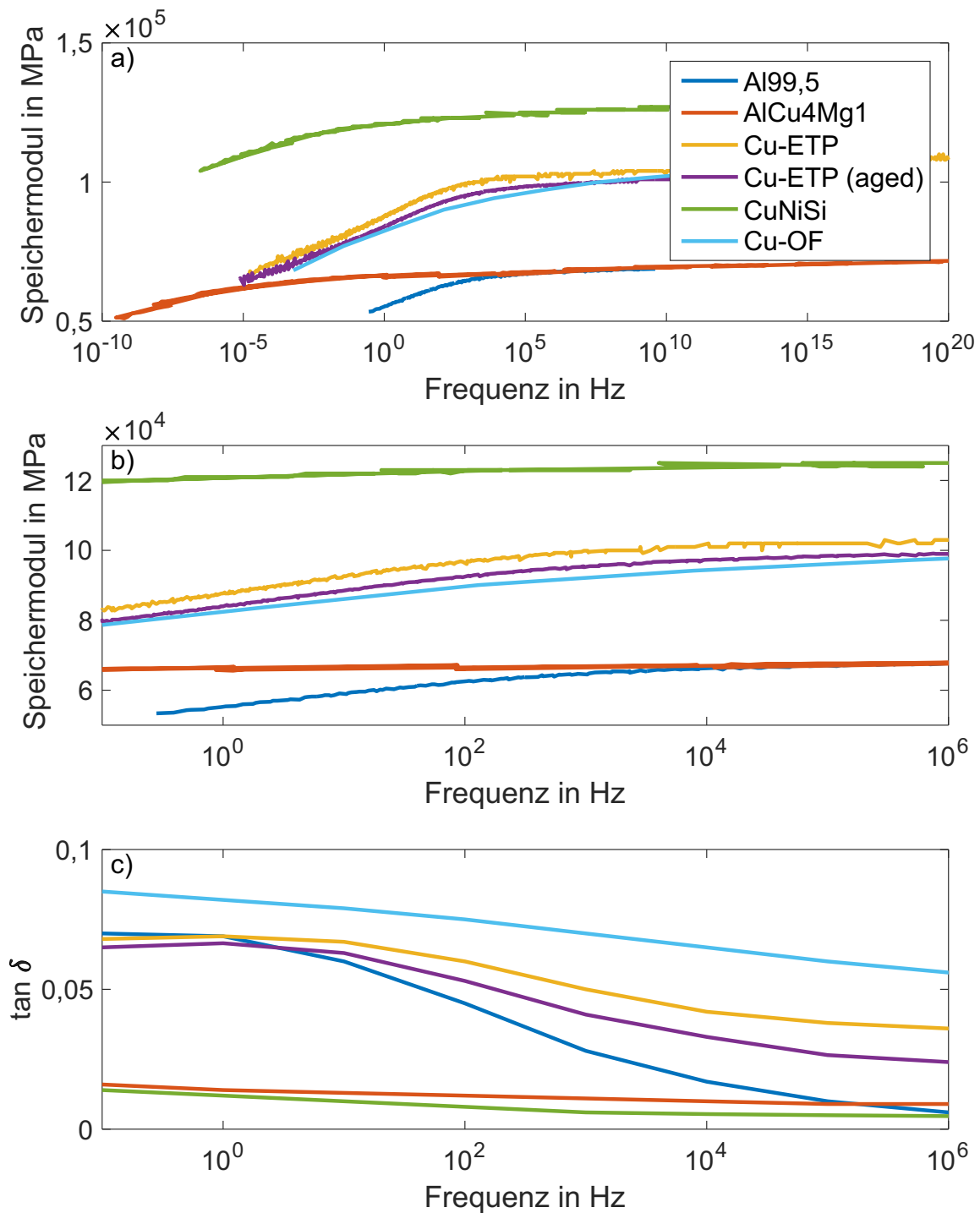


Abbildung D.2.: Ergebnisse der DMTA: Masterkurven des a,b) Speichermoduls und der c) Materialdämpfung.

D.4 Abschätzen der Kriecheigenschaften

Die in Kapitel 2.4.3 eingeführte Methodik zum Abschätzen der Kriecheigenschaften basiert auf DMTA. Die in Rahmen von TF-Sweeps ermittelte Frequenzabhängigkeit der irreversiblen Längenänderung wird mithilfe des TTS-Prinzips über mehrere Dekaden extrapoliert. Hierbei kann sowohl die Aufteilung der Belastung in statische und dynamische Anteile als auch die Temperaturschrittweite als auch das Frequenzspektrum im Rahmen der Maschinenspezifikation frei gewählt werden. Daher sind exemplarisch Sensitivitätsanalysen, deren Ergebnisse nachfolgend aufgeführt sind, durchgeführt worden.

Des Weiteren wurde das Kriechverhalten verschiedener Kupferlegierungen anhand der entwickelten Methodik abgeschätzt.

Einfluss der Aufteilung der Belastung in statische und dynamische Anteile

Abbildung D.3 zeigt die abgeschätzten Kriechkurven des Kupferlackdrahts bei 200°C für eine Belastung von 90 MPa, eine Temperaturschrittweite von 10 K sowie eines Frequenzspektrums von 0,5 bis 5 Hz. Bei den gewählten Aufteilungen ist kein Einfluss auf den Kurvenverlauf zu erkennen.

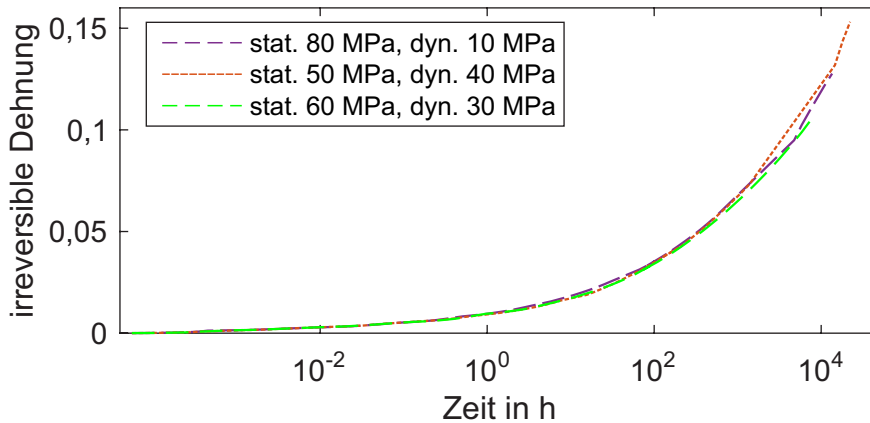


Abbildung D.3.: Abgeschätzte Kriechkurven Kupferlackdraht bei 200°C und einer Belastung von 90 MPa: Einfluss der Aufteilung der Belastung in statische und dynamische Anteile.

Einfluss der Temperaturschrittweite

Abbildung D.4 vergleicht die abgeschätzten Kriechkurven des Kupferlackdrahts bei 200°C sowie einer Temperaturschrittweite von 10 und 40 K am Beispiel einer Belastung von 90 MPa, 60 MPa statisch und 30 MPa dynamisch, und eines Frequenzspektrums von 0,5 bis 5 Hz.

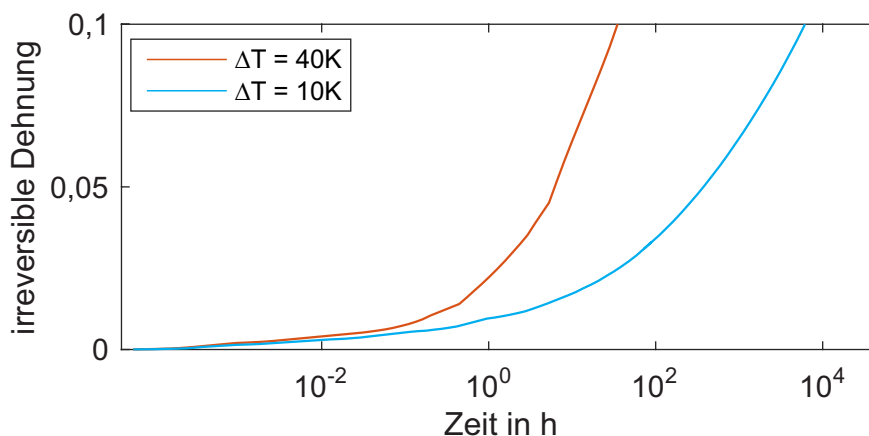


Abbildung D.4.: Abgeschätzte Kriechkurven Kupferlackdraht bei 200°C und einer Belastung von 90 MPa: Einfluss der Temperaturschrittweite.

Die Wahl der Temperaturschrittweite beeinflusst den Kurvenverlauf maßgeblich. Falls diese zu groß gewählt wird, treten größere Abweichungen auf, sodass diese so groß wie nötig und klein wie möglich zu wählen ist.

Einfluss des Frequenzspektrums

Abbildung D.5 veranschaulicht die abgeschätzten Kriechkurven des Kupferlackdrahts bei 200°C, einer Temperaturschrittweite von 10 K und unterschiedlichen Frequenzspektren. Die Belastung beträgt erneut 90 MPa, 60 MPa statisch und 30 MPa dynamisch. Bei den gewählten Spektren ist kein signifikanter Einfluss auf den Kurvenverlauf zu erkennen.

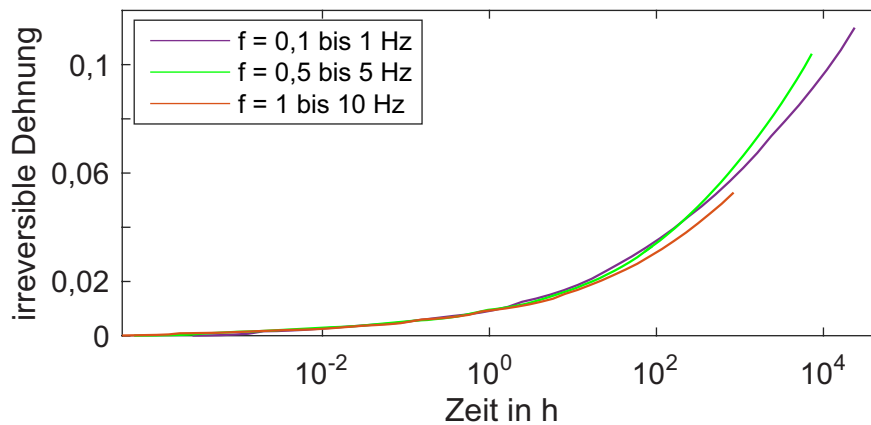


Abbildung D.5.: Abgeschätzte Kriechkurven Kupferlackdraht bei 200°C, einer Temperaturschrittweite von 10 K und einer Belastung von 90 MPa: Einfluss des Frequenzspektrums.

Vergleich des abgeschätzten Kriechverhaltens ausgewählter Kupferlegierung

Abbildung D.6 vergleicht die prognostizierten Kriechkurven von CuNiSi und Cu-ETP bei 180°C, einer Schrittweite von 10 K, Belastung von 80 MPa und ein Frequenzspektrum von 0,5 bis 5 Hz. Im Falle des Cu-ETP werden zudem zwei verschiedene Härten, HV53 und HV113, untersucht.

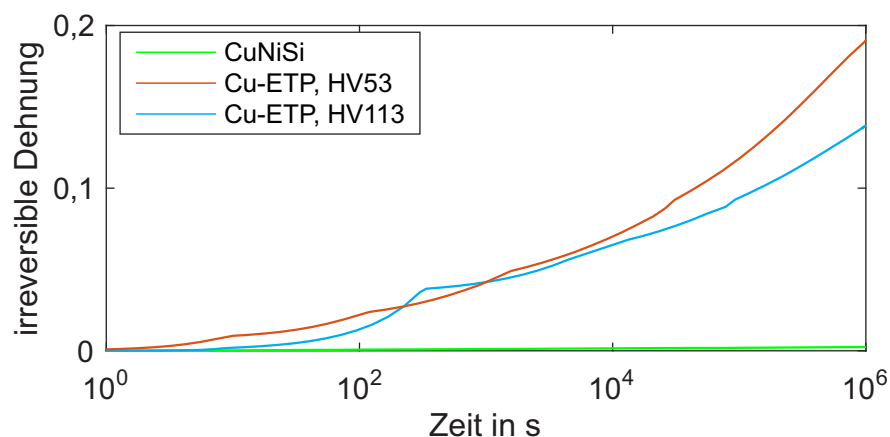


Abbildung D.6.: Abgeschätzte Kriechkurven von CuNiSi und Cu-ETP HV53, Cu-ETP HV113 bei 180°C, einer Temperaturschrittweite von 10 K, Belastung von 80 MPa und ein Frequenzspektrum von 0,5 bis 5 Hz.

Das höher legierte CuNiSi zeigt bei den vorliegenden Randbedingungen nahezu keine irreversible Längenänderung. Das Cu-ETP mit niedrigerer Kaltverfestigung weist den steilsten Kurvenverlauf auf. Im Falle des Cu-ETP HV113 ändert sich die Steigung nach ca. 500 s, was mit einem Rückgang der Kaltverfestigung begründet werden könnte.



E Statische Festigkeitsnachweise: detailliertere Versuchsumfänge und -ergebnisse

In diesem Kapitel werden weitere Hintergrundinformationen sowie Ergebnisse zu den in Kapitel 3 entwickelten und/oder validierten Festigkeitsnachweisen aufgeführt.

E.1 Statische Festigkeit - Elektroblech

Probenabmessungen

Zusätzlich zu der in Abbildung C.3 dargestellten Zugversuchprobe sind die nachfolgenden Prüflinge getestet worden.

taillierte Zugprobe

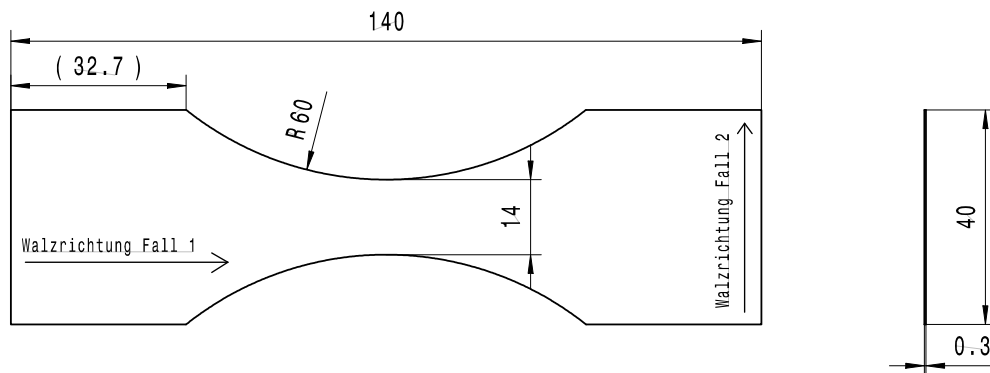


Abbildung E.1.: Elektroblech: taillierte Zugprobe.

gekerbte Zugprobe

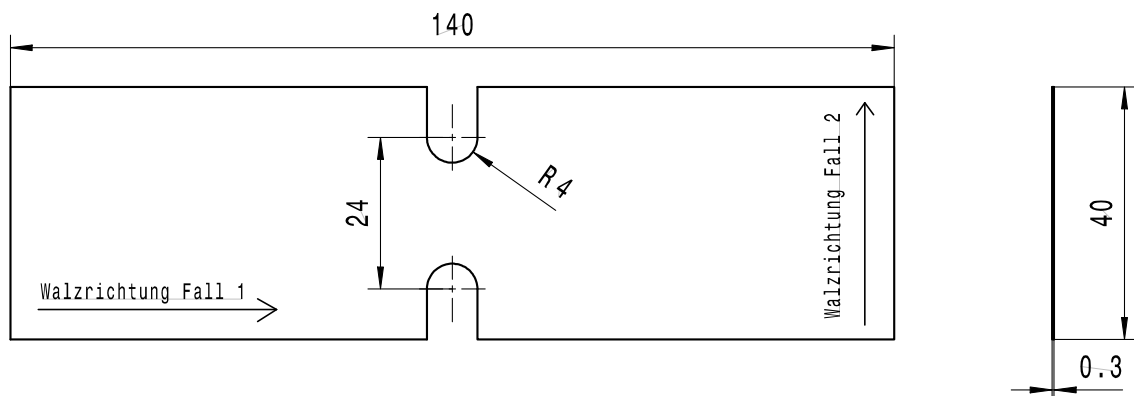


Abbildung E.2.: Elektroblech: gekerbte Zugprobe.

Zugscherprobe

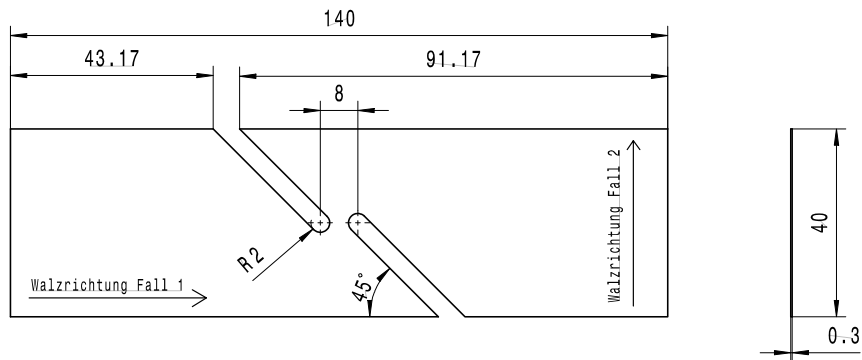


Abbildung E.3.: Elektrolech: Zugscherprobe.

Raute

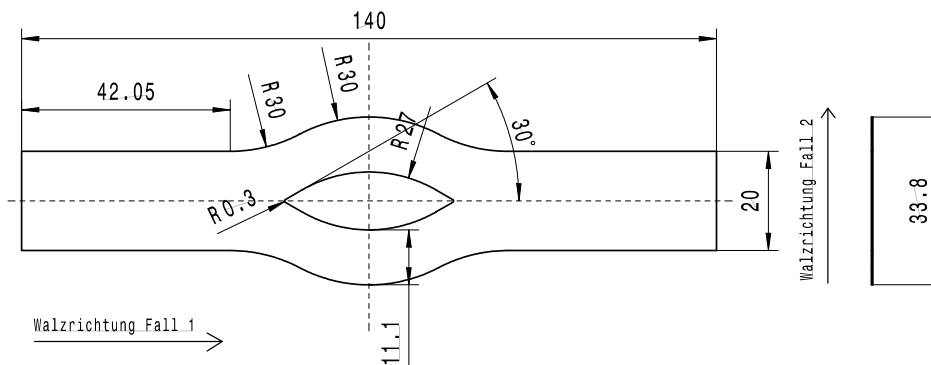


Abbildung E.4.: Elektrolech: Raute.

Dreizack

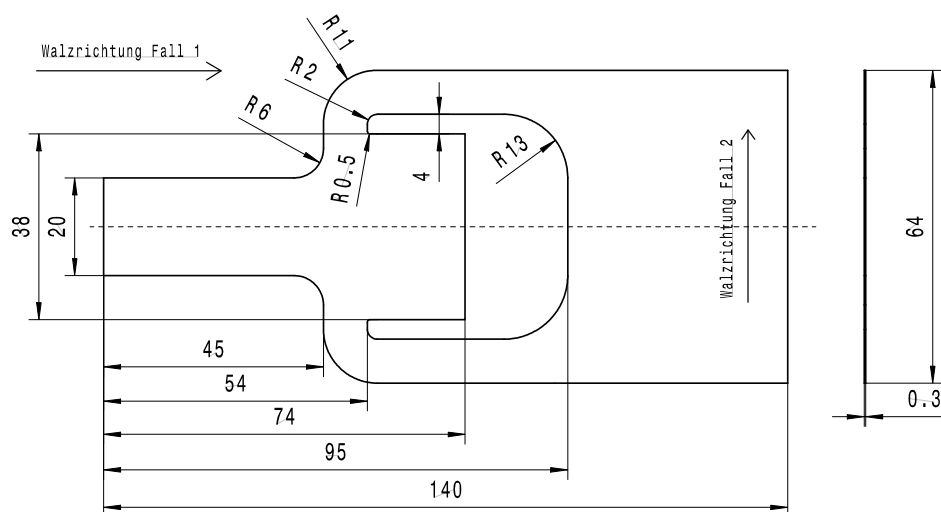


Abbildung E.5.: Elektrolech: Dreizack.

Blechschnitt 1

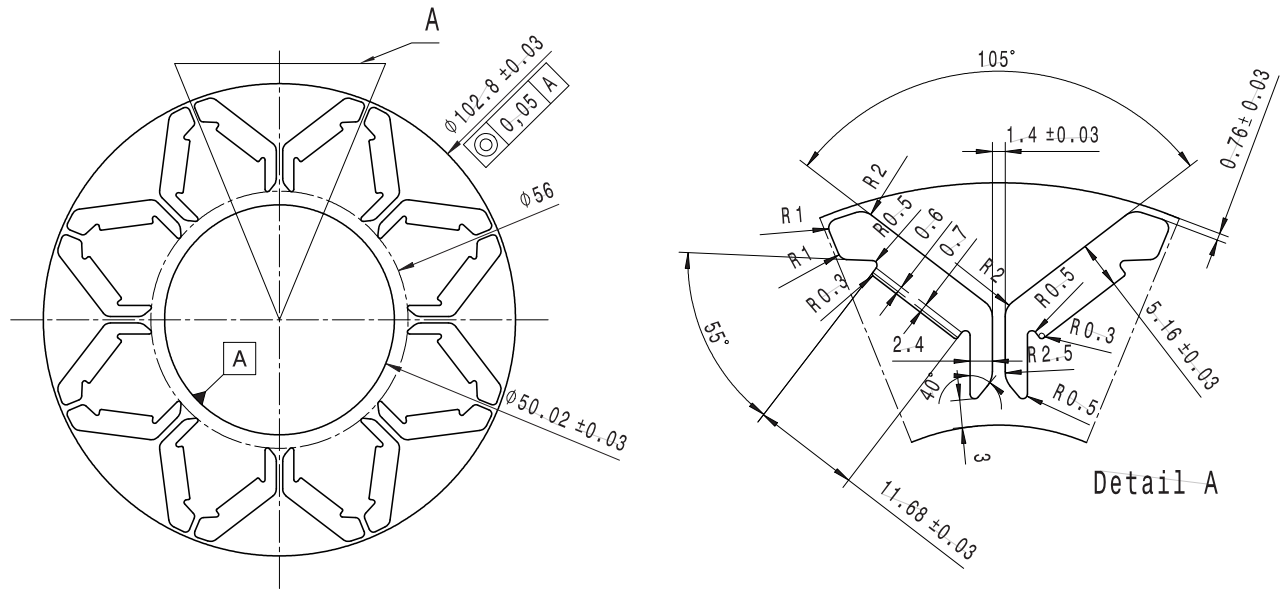


Abbildung E.6.: Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 1.

Blechschnitt 2

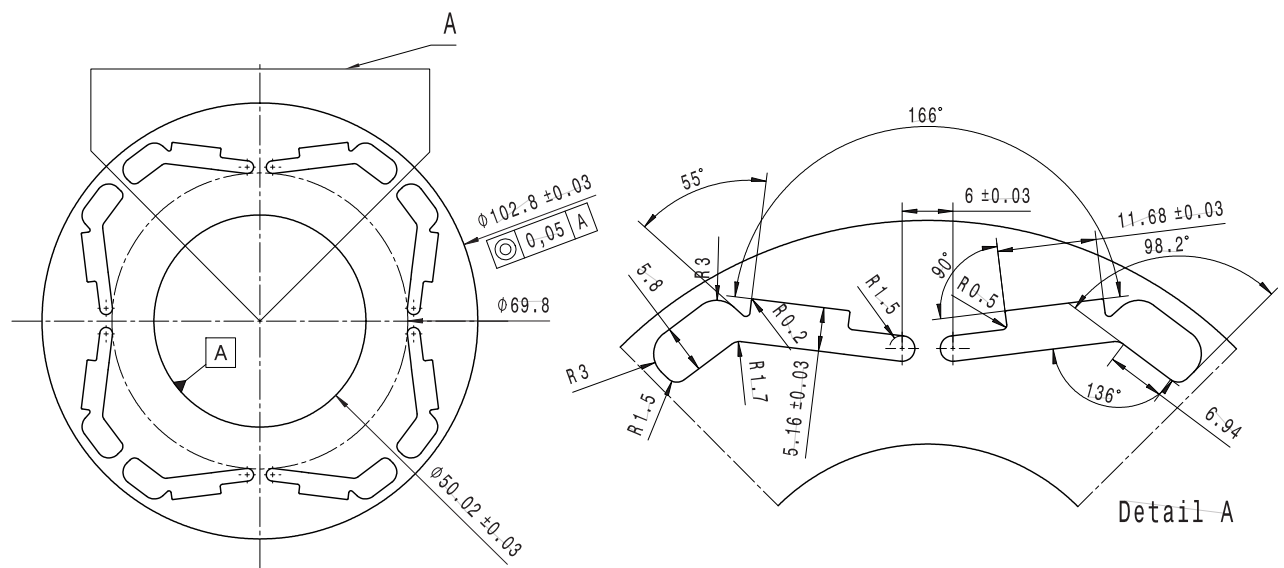


Abbildung E.7.: Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 2.

Blechschnitt 3

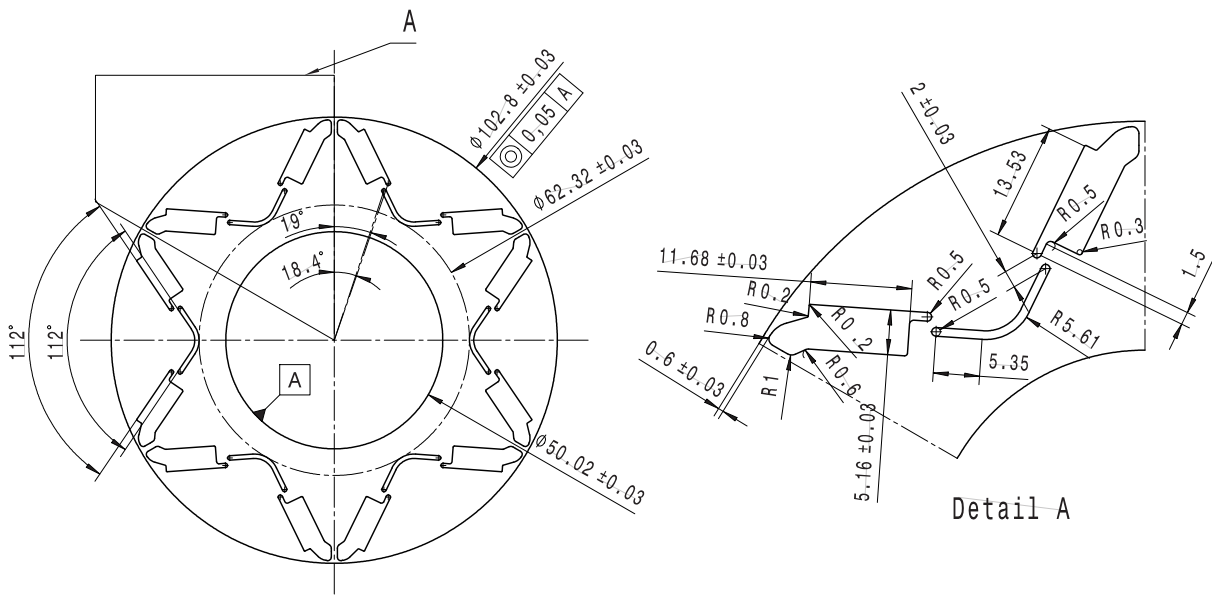


Abbildung E.8.: Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 3.

Blechschnitt 4

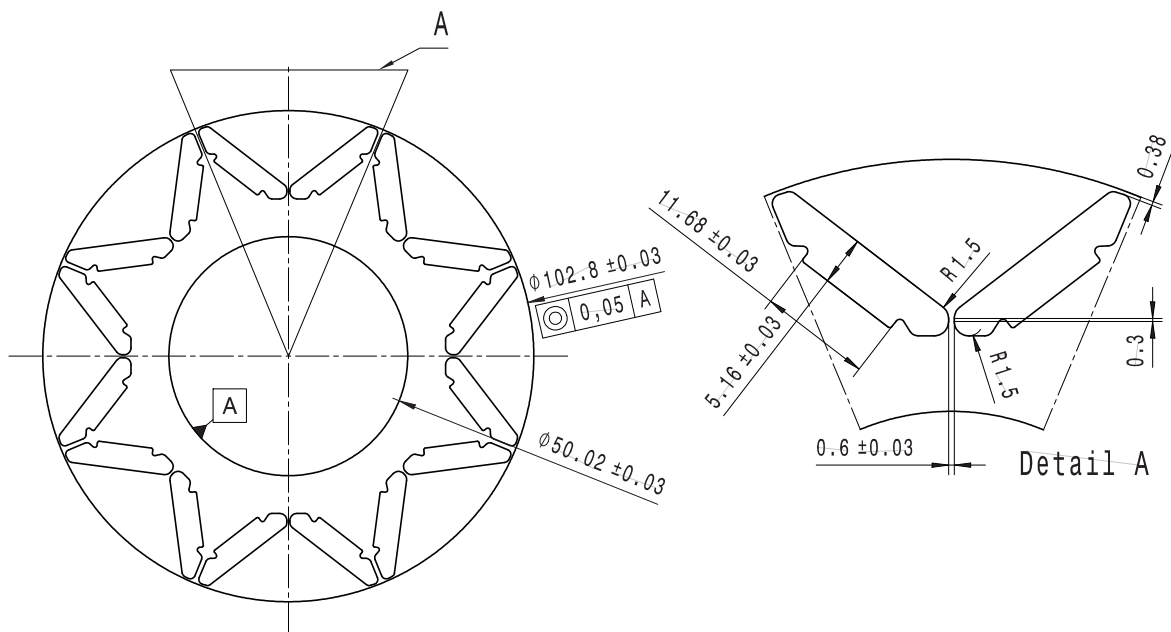


Abbildung E.9.: Elektroblech: Abmessungen des Blechschnitt 4.

Abbildung E.10 veranschaulicht den schematischen Aufbau des Schleuderprüfstands. Der zu untersuchende Prüfling wird mithilfe eines Adapters einseitig gelagert in der Prüfkammer aufgenommen und außerhalb von der Prüfkammer über ein Getriebe angetrieben. Die Temperatur des Prüflings wird durch eine Induktionsheizung eingestellt. Bevor der Versuch gestartet wird, wird die Prüfkammer evakuiert.

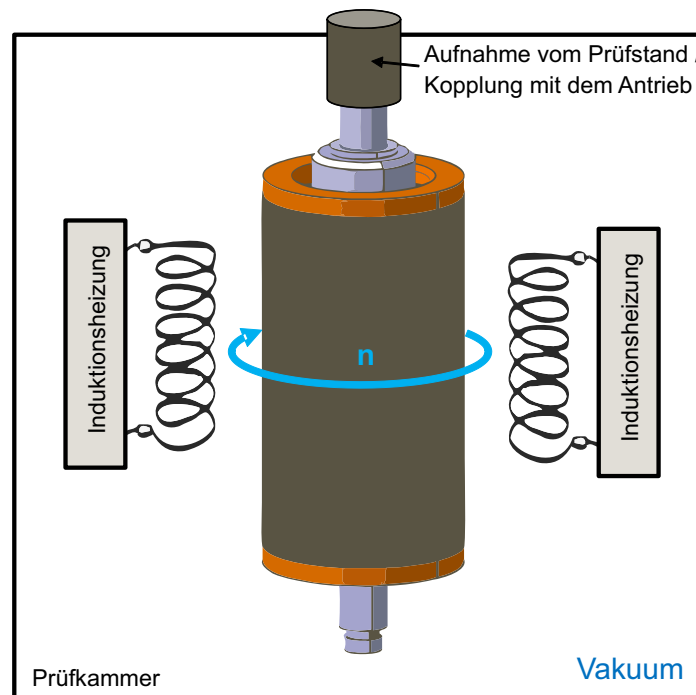


Abbildung E.10.: Schematischer Aufbau des Schleuderprüfstands.

Abbildung E.11 zeigt exemplarisch die Bilder eines geborstenen Rotors. Nachdem das Elektroblech versagt ist, haben sich Teile aus dem Prüfling gelöst und die Welle ist abgebrochen. Infolge der Kollisionen zwischen den einzelnen Teilen sowie mit den Wänden der Prüfkammer kann kein genauer Versagensort rekonstruiert werden.

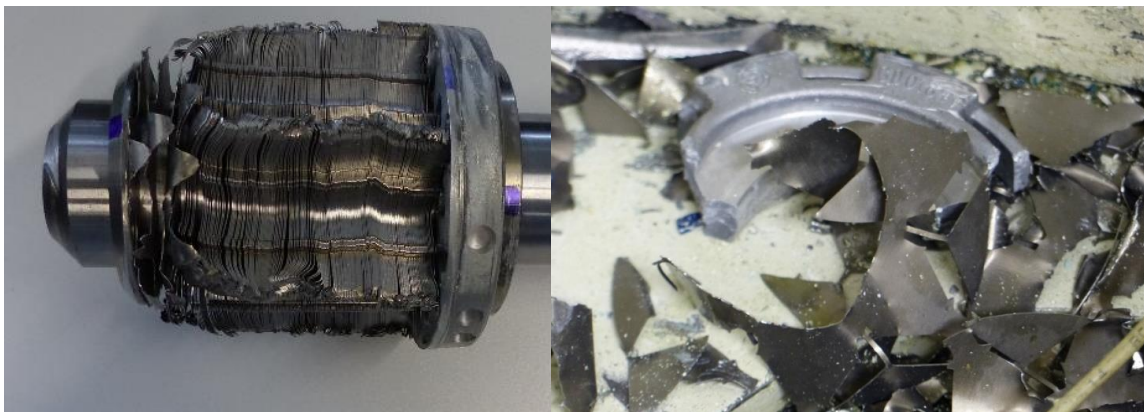


Abbildung E.11.: Bilder eines geborstenen Rotors.

E.2 Statische Festigkeit - Duroplast

Die Abmessungen der statischen Analysen zugrunde gelegten Probekörpern werden nachfolgend schematisch dargestellt.

Probenabmessungen

taillierte Zugprobe

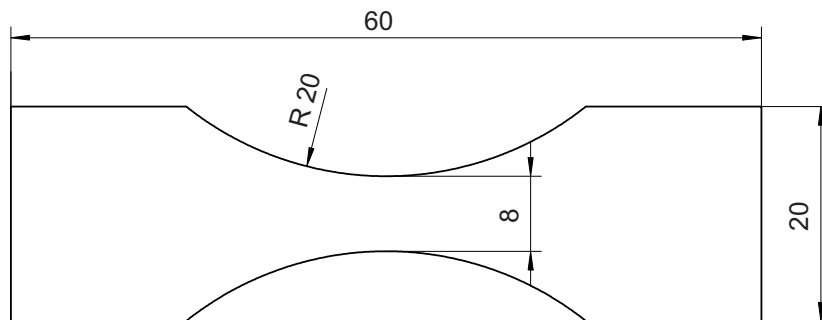


Abbildung E.12.: Duroplast: taillierte Zugprobe.

gekerbte Zugprobe

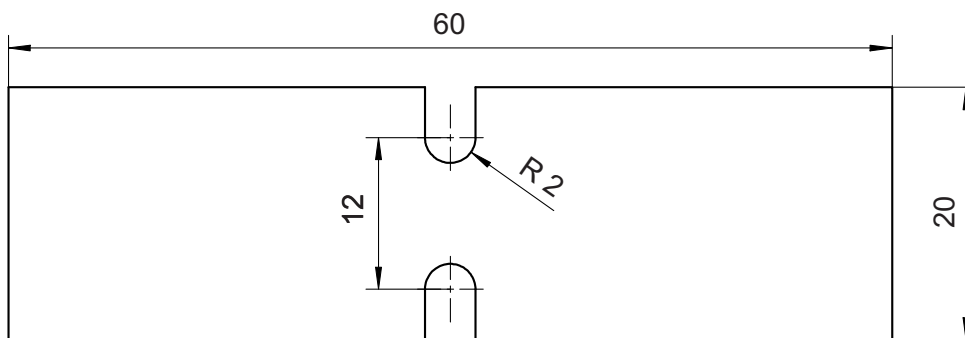


Abbildung E.13.: Duroplast: gekerbte Zugprobe.

Torsion

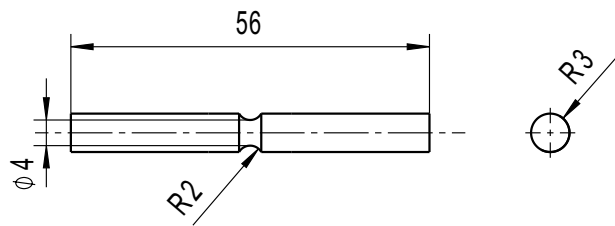


Abbildung E.14.: Duroplast: Torsion.

Raute

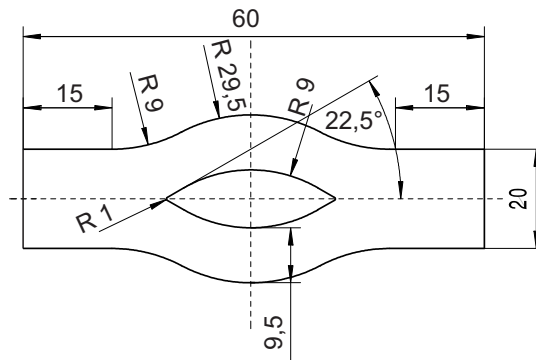


Abbildung E.15.: Duroplast: Raute.

Dreizack

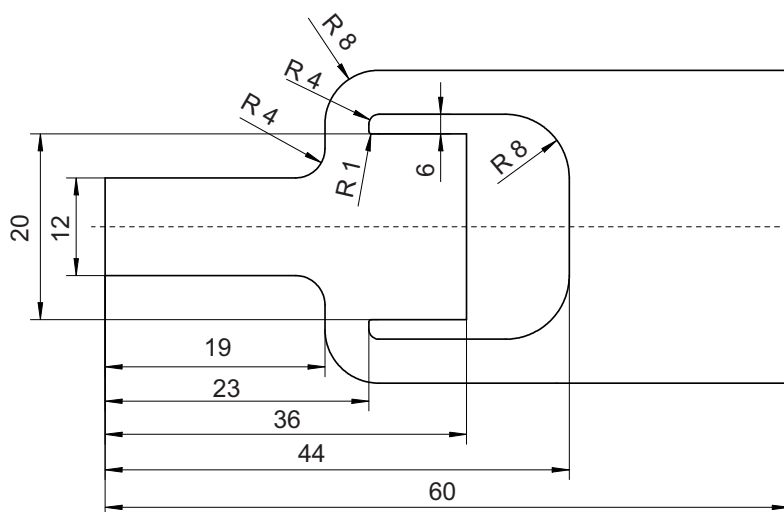


Abbildung E.16.: Duroplast: Dreizack.

E.3 Statische Festigkeit - Kupferwicklung

Nachfolgend werden die Formeln zur Berechnung der Scherfestigkeit auf Basis der Druckscherversuchsergebnisse sowie weitere Details zu den Drahtauszugversuchen dargelegt.

CST - Berechnung der Scherfestigkeit

Abbildung E.17 zeigt den schematischen Prüfaufbau des Druckscherversuchs sowie die für die Berechnung der Scherfestigkeit benötigten Kenngrößen.

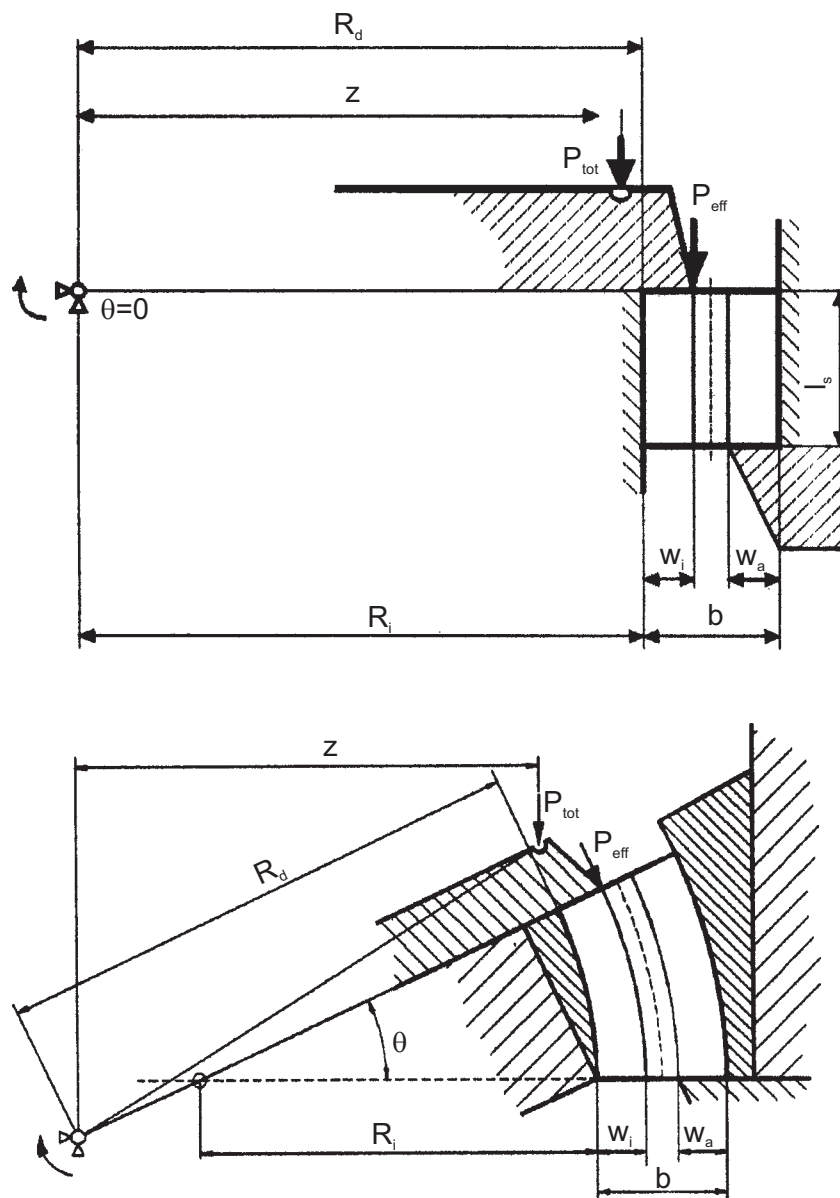


Abbildung E.17.: Druckscherversuch: Schematischer Prüfaufbau [70].

Diese werden zudem in Tabelle E.1 aufgelistet sowie beschrieben.

Symbol	Einheit	Bezeichnung
τ_{app}	MPa	scheinbare Scherfestigkeit
R_d	mm	Radius der Höhe initiale Belastung
$w_{i/a}$	mm	innere und äußere Druckfinne
l_s	mm	maximale parallele Länge der Probe
θ	°	Auslenkung der beweglichen Druckfinne
b	mm	Breite
R_i	mm	innerer Radius
P_{tot}	N	vom Druckstempel eingeleitete Belastung
P_{eff}	N	effektive Belastung

Tabelle E.1.: Druckscherversuch: Kenngrößen zur Berechnung der Scherfestigkeit.

Die scheinbare Scherfestigkeit berechnet sich mithilfe des folgenden Gleichungssystems [70], Gleichung E.1-E.2.

$$P_{eff} = P_{tot} \cdot z / (R_d + w_i) \quad (E.1)$$

$$\tau_{app} = P_{eff} / (l_s \cdot b) \quad (E.2)$$

Drahtauszugsversuche

Die Vorbereitung und Durchführung der Drahtauszugversuche gliedert sich in die in Abbildung E.18 dargestellte Schritte. Im ersten Schritt wird ein Stab in die Spannbacken der Prüfmaschine eingespannt und die beiden Niederhalter an diesem ausgerichtet. Nachdem ein Niederhalter am Spannbett der Maschine fixiert worden ist, wird der andere sowie der Stab entfernt. Im Anschluss wird der Auszugprobekörper eingesetzt, ausgerichtet und der zweite Niederhalter hinzugefügt. Darauffolgend wird solange an dem in die Kunststoffmatrix eingebetteten Draht gezogen, bis sich dieser ablöst.

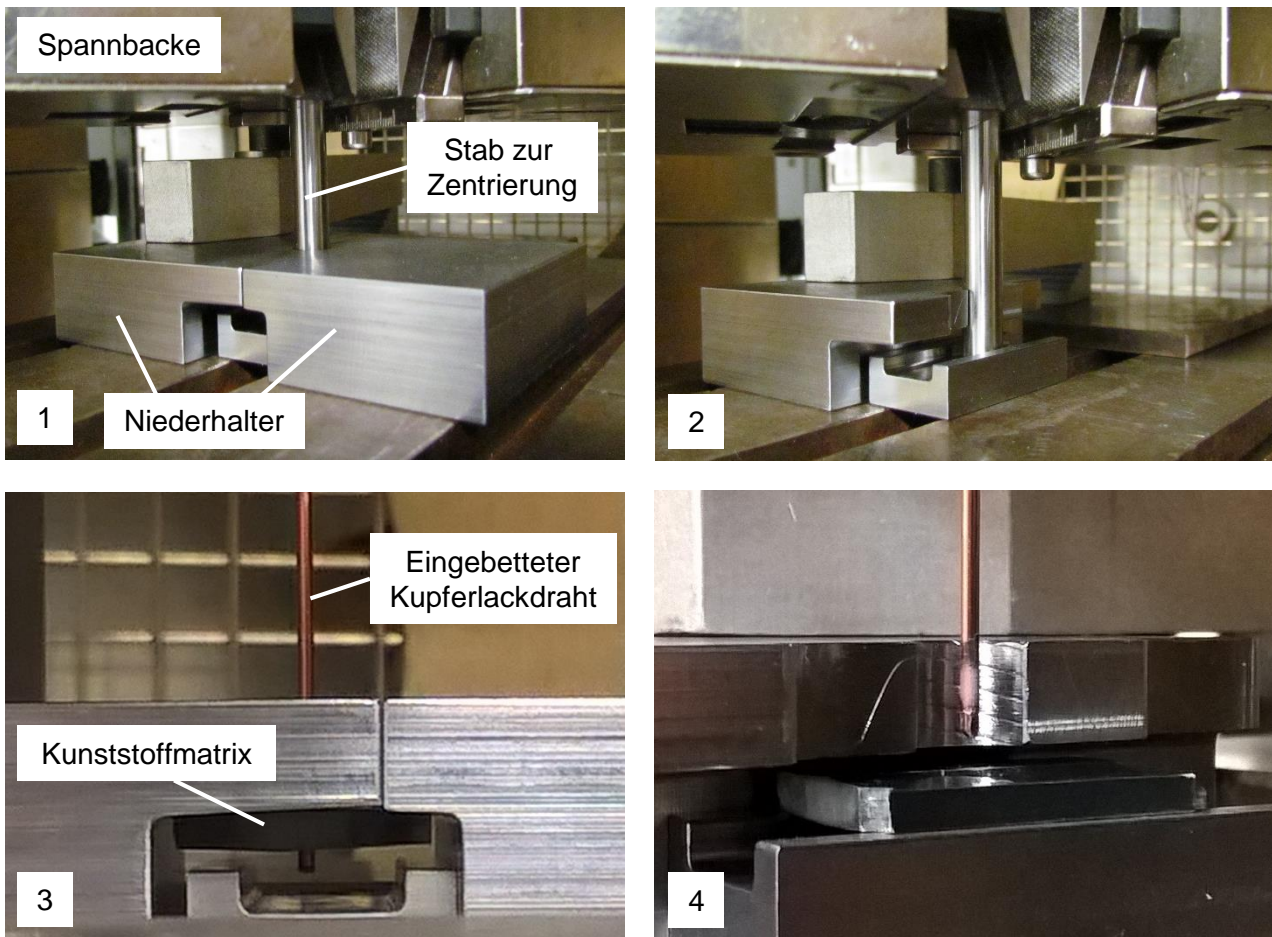


Abbildung E.18.: Drahtauszugsversuche: Versuchsvorbereitung und -durchführung.

F zyklische Festigkeitsnachweise: detailliertere Versuchsumfänge und -ergebnisse

In diesem Kapitel werden weitere Hintergrundinformationen sowie Ergebnisse zu den in Kapitel 4 entwickelten und/oder validierten Festigkeitsnachweisen aufgeführt.

F.1 Versuchsapparaturen

Nachfolgend werden die neben der Servohydraulischen Prüfmaschine eingesetzten Prüfapparaturen sowie Versuchstechniken dargestellt.

Hochleistungspiezoaktuator



Abbildung F.1.: Aufbau der Prüfmaschine mit Hochleistungspiezoaktuator [238].

Duroplast - Prüfaufbau Torsionsversuche

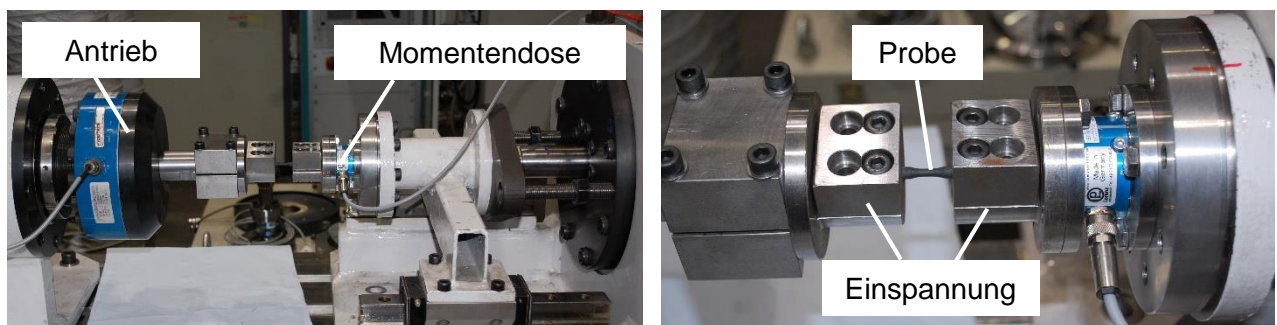


Abbildung F.2.: Duroplast: Prüfaufbau Torsionsversuche.

Prüfaufbau dehnungsgeregelte Versuche

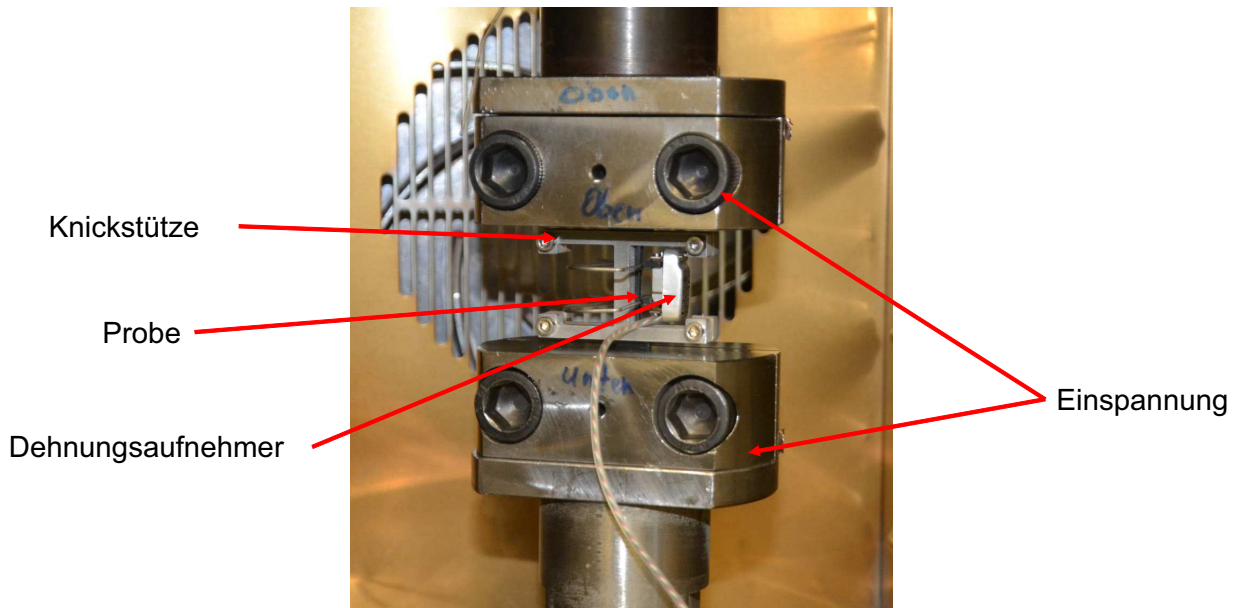


Abbildung F.3.: Prüfaufbau dehnungsgeregelte Versuche.

Duroplast - Prüfaufbau kraftgeregelte Versuche

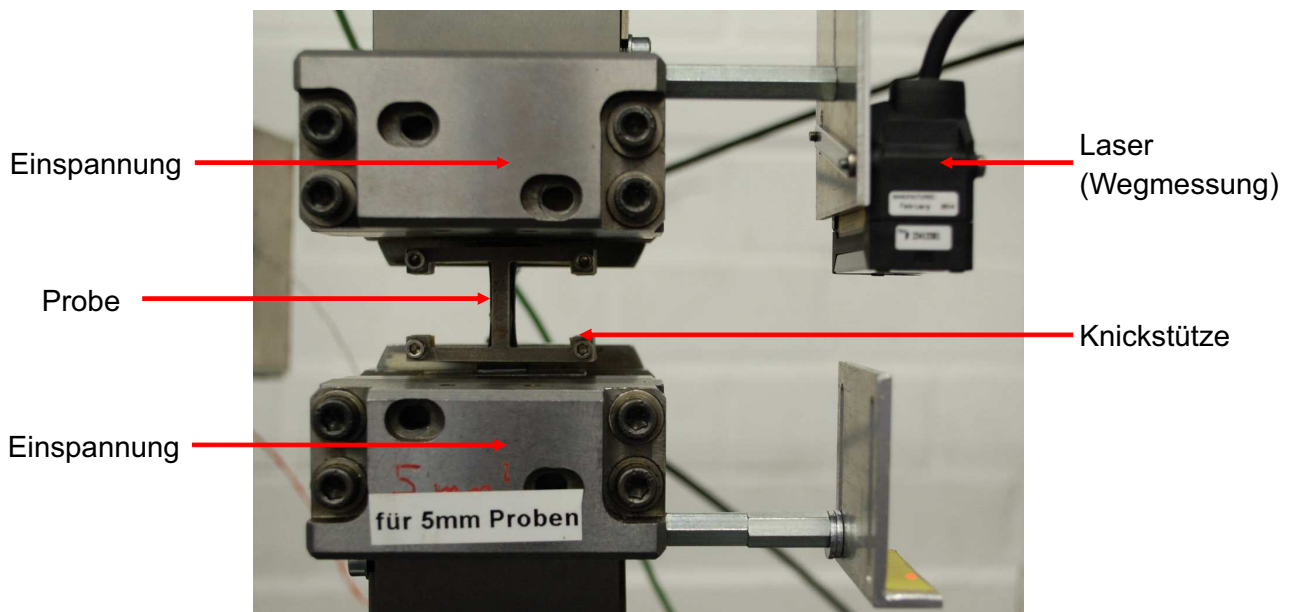


Abbildung F.4.: Prüfaufbau kraftgeregelte Versuche.

Elektroblech - Dehnungskalibrierung im Falle der Mikroproben

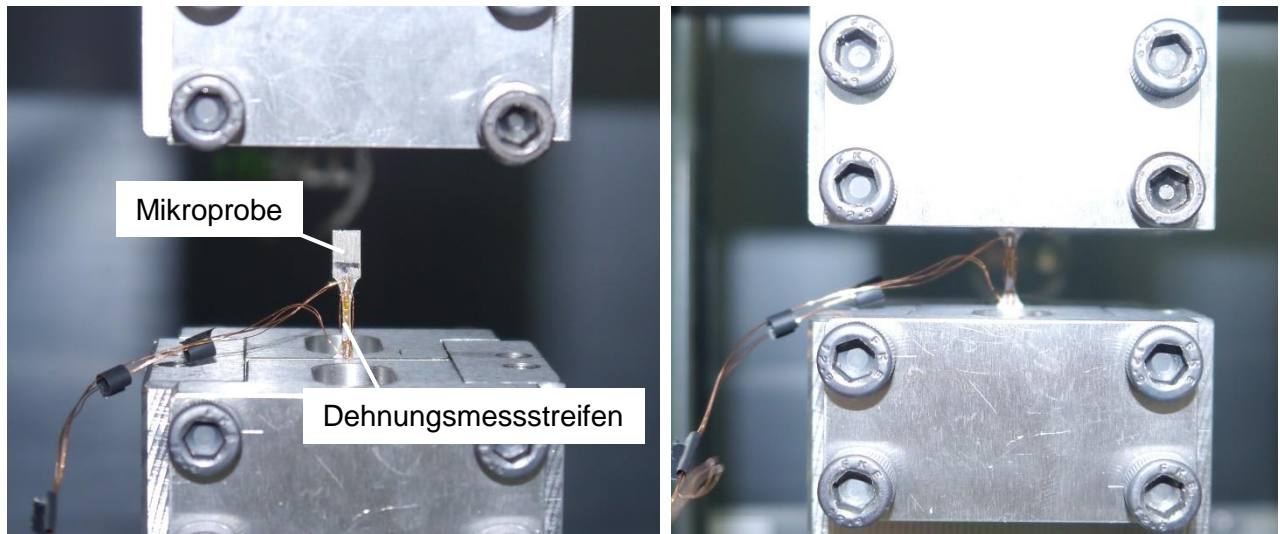


Abbildung F.5.: Elektroblech: Dehnungskalibrierung - Mikroproben.

Kupfer-Kunststoff-Verbund - Auszugversuche

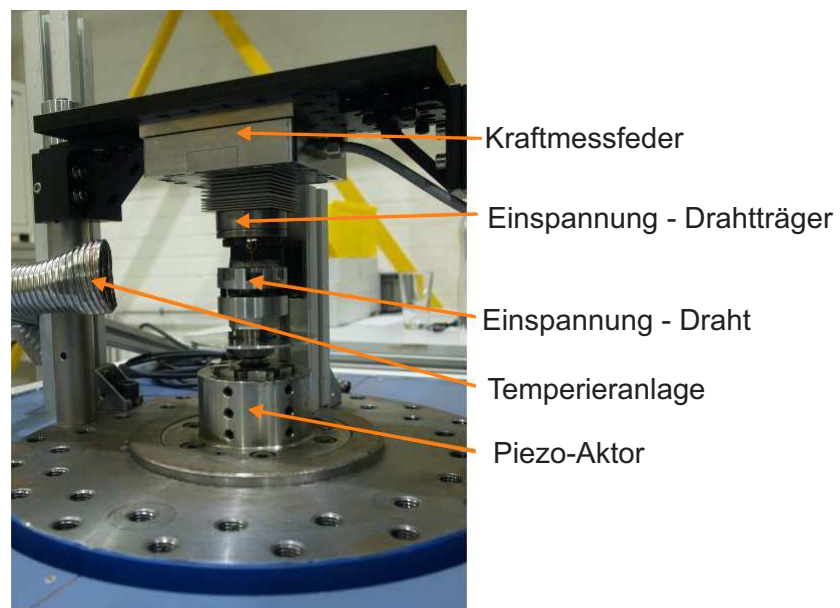


Abbildung F.6.: Kupfer-Kunststoff-Verbund: Versuchsaufbau der Auszugsversuche.

F.2 Probenformen

Zusätzlich zu den in Anhang E.2 und E.1 aufgeführten Probekörpern wurden die folgenden Prüflinge für die Schwingfestigkeitsanalysen herangezogen.

Elektroblech - Mikroprobe

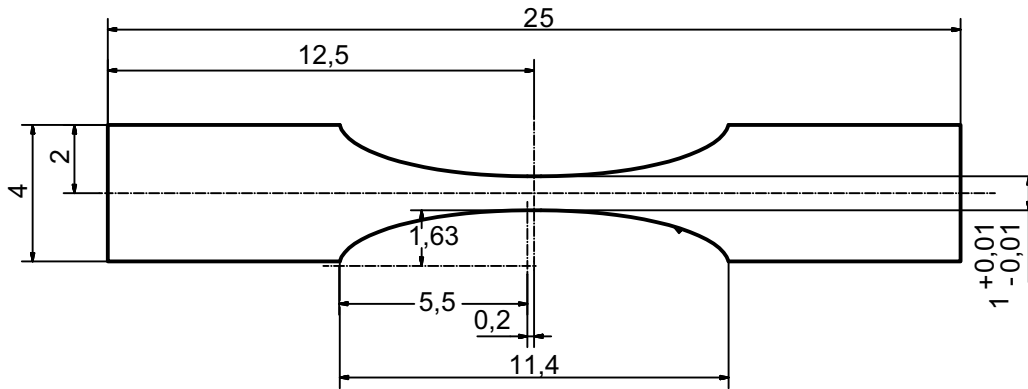


Abbildung F.7.: Elektroblech: Abmessungen der Mikroprobe.

Kupfer - ungekerbte Probe

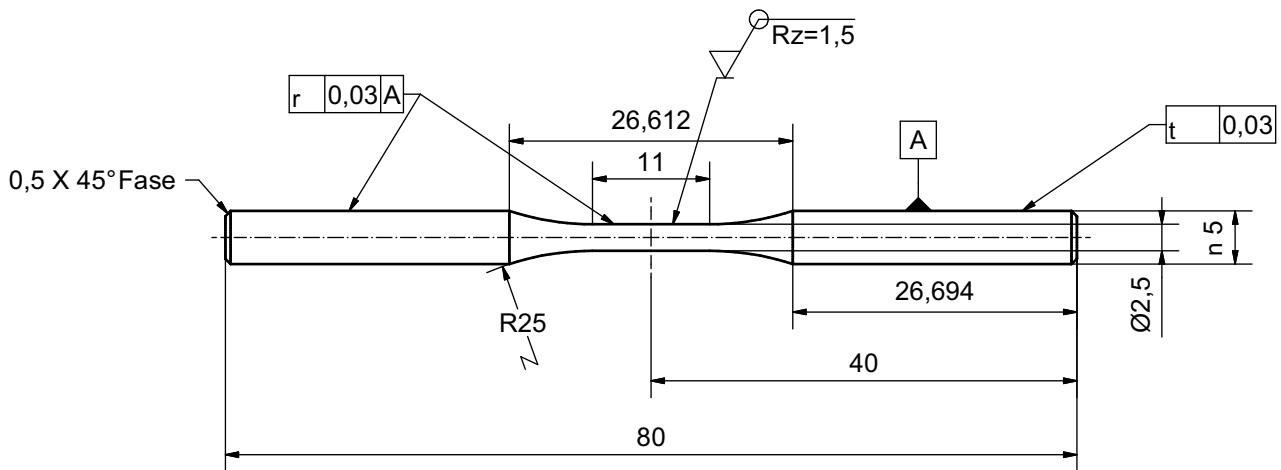


Abbildung F.8.: Kupfer: ungekerbte Probe.

F.3 Drehzahlwechseltest

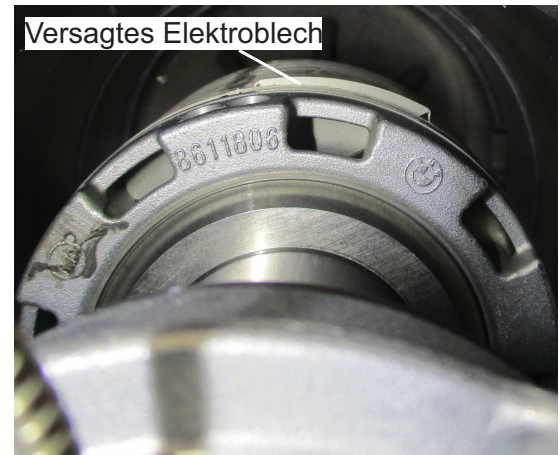
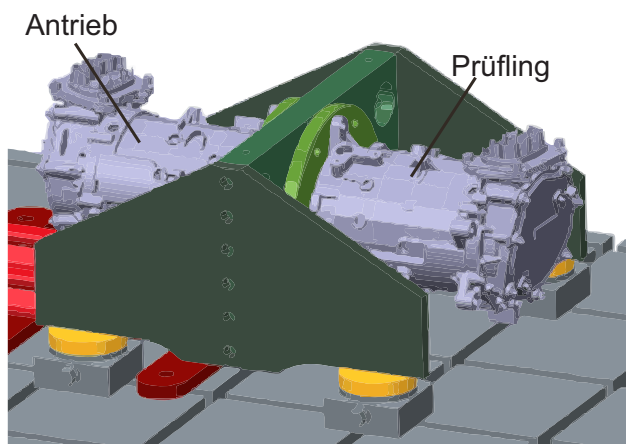


Abbildung F.9.: Drehzahlwechseltest: Versuchsaufbau (Maschine gegen Maschine) und versagter Prüfling.



Literaturverzeichnis

- [1] MOELLER, F., VASKE, P und KRANEBURG, W. *Elektrische Maschinen und Umformer: Teil 1, Aufbau, Wirkungsweise und Betriebsverhalten*. Leitfaden der Elektrotechnik Teil 1. B. G. Teubner, 1970.
- [2] FASCHING, G. *Werkstoffe für die Elektrotechnik: Mikrophysik Struktur Eigenschaften*. Springer Vienna, 2013. ISBN: 9783709141557.
- [3] LUCHSCHEIDER, V. “Experimentelle und numerische Identifikation eines homogenisierten Materialmodells für Blechpakete elektrischer Maschinen”. Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU), 2016.
- [4] SONSINO, C. M. “Betriebsfestigkeit—Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen”. In: *Materials Testing* 50.1-2 (2008), S. 77–90.
- [5] HENGER, M. *Zur Betriebsfestigkeit elektrischer Maschinen in Elektro- und Hybridfahrzeugen*. Springer Vieweg research. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2012. ISBN: 9783658007072.
- [6] ALTENBACH, H. *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. Springer Berlin Heidelberg, 2012. ISBN: 9783642241185.
- [7] BETTEN, J. *Kontinuumsmechanik*. Kontinuumsmechanik: elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe. Springer Berlin Heidelberg, 2001. ISBN: 9783540420439.
- [8] KOLUPAEV, V. A. *Equivalent Stress Concept for Limit State Analysis*. Advanced Structured Materials. Springer International Publishing, 2018. ISBN: 9783319730493.
- [9] LEMAITRE, J. und CHABOCHE, J. L. *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge University Press, 1994. ISBN: 9780521477581.
- [10] GROSS, D. und SEELIG, T. *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer Berlin Heidelberg, 2011. ISBN: 9783642101960.
- [11] BETTEN, J. *Tensorrechnung für Ingenieure*. Leitfäden der angewandten Mathematik und Mechanik. Vieweg+Teubner Verlag, 2013. ISBN: 9783322993373.
- [12] FRANZ, J. *Untersuchungen zur Resttragfähigkeit von gebrochenen Verglasungen: Investigation of the residual load-bearing behaviour of fractured glazing*. Mechanik, Werkstoffe und Konstruktion im Bauwesen. Springer Berlin Heidelberg, 2015. ISBN: 9783662485569.
- [13] KRIVACHY, R. u. a. *Charakterisierung und Modellierung kurzfaserverstärkter thermoplastischer Kunststoffe zur numerischen Simulation von Crashvorgängen*. Universitätsbibliothek der Universität der Bundeswehr München, 2007.
- [14] MALVERN, L. E. *Introduction to the Mechanics of a Continuous Medium*. Prentice-Hall series in engineering of the physical sciences. Prentice-Hall, 1969.
- [15] MASE, G. E. *Schaum's Outline of Theory and Problems of Continuum Mechanics*. Schaum's outline series. McGraw-Hill, 1970.
- [16] LÜDERS, K. u. a. *Lehrbuch der Experimentalphysik 1. Mechanik - Akustik - Wärme*. Bergmann/Schaefer Lehrbuch der Experimentalphysik. De Gruyter, 2008. ISBN: 9783110193114.
- [17] BERGMANN, L. u. a. *Lehrbuch der Experimentalphysik 6. Festkörper*. Lehrbuch Der Experimentalphysik. De Gruyter, 2005. ISBN: 9783110174854.
- [18] NYE, J. F. und NYE, P. P. L. J. F. *Physical Properties of Crystals: Their Representation by Tensors and Matrices*. Oxford science publications. Clarendon Press, 1985. ISBN: 9780198511656.

-
- [19] VOIGT, W. “Die fundamentalen physikalischen Eigenschaften der Kristalle”. In: *Teubner-Verlag, Leipzig* (1898).
- [20] SIMO, J. C. und HUGHES, T. J. R. *Computational inelasticity*. Bd. 7. Springer Science & Business Media, 2006.
- [21] MISES, R. von. “Mechanics of solid bodies in the plastically-deformable state”. In: *Göttingen Nachr Math Phys* 1 (1913), S. 582–592.
- [22] DRUCKER, D. C. und PRAGER, W. “Soil mechanics and plastic analysis or limit design”. In: *Quarterly of applied mathematics* 10.2 (1952), S. 157–165.
- [23] LUBARDA, V. A., MASTILOVIC, S. und KNAP, J. “Brittle-ductile transition in porous rocks by cap model”. In: *Journal of engineering mechanics* 122.7 (1996), S. 633–642.
- [24] PARISEAU, W. G. “Plasticity theory for anisotropic rocks and soil”. In: *The 10th US Symposium on Rock Mechanics (USRMS)*. American Rock Mechanics Association. 1968.
- [25] YU, Tao u. a. “Finite element modeling of confined concrete-I: Drucker–Prager type plasticity model”. In: *Engineering Structures* 32.3 (2010), S. 665–679.
- [26] HILL, R. “Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals”. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 38.3 (1990), S. 405–417.
- [27] LANKFORD, W. T. “New criteria for predicting the performance of deep drawing sheets”. In: *Trans. ASM* 42 (1950), S. 1197.
- [28] HILL, R. “A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals”. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* 193.1033 (1948), S. 281–297.
- [29] LOOS, D. u. a. “Modellierung der vorspannungsabhängigen Materialeigenschaften der Blechpakete elektrischer Maschinen”. In: *CADFEM ANSYS Simulation Conference*. Bd. 36. 2018.
- [30] KAMPKER, A. *Elektromobilproduktion*. Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN: 9783642420221.
- [31] SCHÜRMAN, H. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2005.
- [32] HAUPT, P. *Continuum mechanics and theory of materials*. Springer Science & Business Media, 2013.
- [33] LOOS, D. u. a. “Preload dependent material properties of lamination stacks for electric machines”. In: *Materials Testing* 61.12 (2019), S. 1192–1196.
- [34] KIM, Y.-C. und KIM, K.-W. “Influence of lamination pressure upon the stiffness of laminated rotor”. In: *JSME International Journal Series C Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing* 49.2 (2006), S. 426–431.
- [35] RAMESOHL, I. u. a. “Three dimensional calculation of magnetic forces and displacements of a claw-pole generator”. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 32.3 (1996), S. 1685–1688.
- [36] TANG, Z. u. a. “Young’s modulus for laminated machine structures with particular reference to switched reluctance motor vibrations”. In: *IEEE transactions on industry applications* 40.3 (2004), S. 748–754.
- [37] MENCZEL, J. D. und PRIME, R. B. *Thermal analysis of polymers: fundamentals and applications*. John Wiley & Sons, 2014.
- [38] *Kunststoffe, Bestimmung dynamisch-mechanischer Eigenschaften. Teil 1: Allgemeine Grundlagen. Deutsche Fassung der EN ISO 6721-1: 2003*. ASTM International, West Conshohocken, 2003.
- [39] *ASTM D4092-07: Standard Terminology for Plastics: Dynamic Mechanical Properties*. Beuth Berlin, 2013.

-
- [40] EHRENSTEIN, G. W., RIEDEL, G. und TRAWIEL, P. *Thermal analysis of plastics: theory and practice*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2012.
- [41] TIMOSHENKO, S. P., GERE, J. M. und PRAGER, W. "Theory of Elastic Stability". In: *Journal of Applied Mechanics* 29 (1962), S. 220.
- [42] BEER, F. P. und JOHNSTON, E. R. "Moments of areas". In: *Mechanics of materials. 2nd SI Edition ed. London: McGraw-Hill* (1992), S. 690–9.
- [43] LEKHNITSKII, S. G. u. a. "Theory of elasticity of an anisotropic elastic body". In: *Physics Today* 17 (1964), S. 84.
- [44] BECKER, F. "Entwicklung einer Beschreibungsmethodik für das mechanische Verhalten unverstärkter Thermoplaste bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten". Diss. Zentrum für Ingenieurwissenschaften Halle, 2009.
- [45] MICHAELI, W. und MENGES, G. *Einführung in die Kunststoffverarbeitung*. Bd. 4. Hanser München, Wien, 1992.
- [46] BONNET, M. "Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung". In: *Verstehen und Zuverlässig Auswählen* (2009).
- [47] DOMININGHAUS, H. u. a. *Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen*. VDI-Buch. Springer Berlin Heidelberg, 2007. ISBN: 9783540264330.
- [48] MENGES, G. u. a. *Menges Werkstoffkunde Kunststoffe*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2014.
- [49] EBELING, F. W., RICHTER, F. und SCHWARZ, O. *Kunststoffkunde*. Konstruktionspraxis : Fachbuch. Vogel Business Media, 2015. ISBN: 9783834333667.
- [50] VAN MELICK, H. G. H., GOVAERT, L. E. und MEIJER, H. E. H. "On the origin of strain hardening in glassy polymers". In: *Polymer* 44.8 (2003), S. 2493–2502.
- [51] LOOS, D. u. a. "Experimentelle und numerische Ermittlung der Verbundsteifigkeiten und thermischen Ausdehnung von Kupferwicklungen". In: *Werkstoffe und Bauteile auf dem Prüfstand. Prüftechnik - Kennwertermittlung - Schadensvermeidung: Tagung Werkstoffprüfung*. Bd. 36. Bad Neuenahr: DVM, 2018, S. 137–142. ISBN: 978-3-941269-99-6.
- [52] SCHWARZER, M. "Structural Dynamic Modeling and Simulation of Acoustic Sound Emissions of Electric Traction Motors". Diss. Technische Universität, 2017.
- [53] MILLITHALER, P. "Dynamic behaviour of electric machine stators: modelling guidelines for efficient finite-element simulations and design specifications for noise reduction". Diss. Be-sançon, 2015.
- [54] ZIMMERLING, C. u. a. "Analytical prediction of the effective dynamic behavior and the damping characteristic of laminated steel stacks as used in electric machines". In: *International Congress on Sound and Vibration (ICSV)*. Juli 2015.
- [55] NEMAT-NASSER, S. und HORI, M. *Micromechanics: overall properties of heterogeneous materials*. Bd. 37. Elsevier, 2013.
- [56] MORI, T. und TANAKA, K. "Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions". In: *Acta metallurgica* 21.5 (1973), S. 571–574.
- [57] HILL, R. "A self-consistent mechanics of composite materials". In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 13.4 (1965), S. 213–222.
- [58] ABOUDI, J. *Mechanics of composite materials: a unified micromechanical approach*. Bd. 29. Elsevier, 2013.
- [59] HUTCHINSON, J. W. "Elastic-plastic behaviour of polycrystalline metals and composites". In: *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences* 319.1537 (1970), S. 247–272.

- [60] JU, J. W. und SUN, L. Z. “Effective elastoplastic behavior of metal matrix composites containing randomly located aligned spheroidal inhomogeneities. Part I: micromechanics-based formulation”. In: *International Journal of Solids and Structures* 38.2 (2001), S. 183–201.
- [61] DOGHRI, I. und FRIEBEL, C. “Effective elasto-plastic properties of inclusion-reinforced composites. Study of shape, orientation and cyclic response”. In: *Mechanics of materials* 37.1 (2005), S. 45–68.
- [62] ZAIRI, F. u. a. “Study of the effect of size and clay structural parameters on the yield and post-yield response of polymer/clay nanocomposites via a multiscale micromechanical modelling”. In: *Acta Materialia* 59.10 (2011), S. 3851–3863.
- [63] BERVEILLER, M. und ZAOUI, A. “An extension of the self-consistent scheme to plastically-flowing polycrystals”. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 26.5-6 (1978), S. 325–344.
- [64] TANDON, G. P. und WENG, G. J. “A theory of particle-reinforced plasticity”. In: *Journal of Applied Mechanics* 55.1 (1988), S. 126–135.
- [65] PONTE, C. P. und SUQUET, P. “Nonlinear composites”. In: *Advances in Applied Mechanics* 34 (1998), S. 171–302.
- [66] KHDIR, Y. K. u. a. “Computational homogenization of elastic–plastic composites”. In: *International Journal of Solids and Structures* 50.18 (2013), S. 2829–2835.
- [67] VONNOE, M. “Strukturmechanische Modellierung von Kupfer-Harz-Kompositwerkstoffen”. Masterarbeit. Hochschule Ulm, 2014.
- [68] BÜRCEL, R. *Festigkeit und Verformung der Metalle*. Springer, 2005, S. 1–91.
- [69] LOOS, D. u. a. “Durchführung des Festigkeitsnachweises mithilfe von Homogenisierungs- und Lokalisierungsmethoden am Beispiel von Kupferwicklungen”. In: *Fachkonferenz zur Numerischen Simulation in der Produktentwicklung, CADFEM ANSYS Simulation Conference, 34. CAD-FEM*, 2016, S. 1–14. ISBN: 3-937523-13-8.
- [70] SCHNEIDER, K., LAUKE, B. und BECKERT, W. “Compression shear test (CST)–a convenient apparatus for the estimation of apparent shear strength of composite materials”. In: *Applied Composite Materials* 8.1 (2001), S. 43–62.
- [71] RENNERT, R. u. a. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis: für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. FKM-Richtlinie. VDMA-Verlag, 2012. ISBN: 9783816306054.
- [72] DATTA, J. *Aluminium-Werkstoff-Datenblätter*. Aluminium-Verlag Auflage, Düsseldorf, 1998.
- [73] STROBL, G. R. *The physics of polymers*. Bd. 2. Springer, 1997.
- [74] BRÜLLER, O. S. “Theoretische Untersuchungen zum Kriechverhalten und Kriechversagen von Kunststoffen: Theoretical investigations of the creep-behavior and creep-failure of plastics”. Diss. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1978.
- [75] SCHMACHTENBERG, E. *Die mechanischen Eigenschaften nichtlinear viskoelastischer Werkstoffe*. Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 1985. Aachen, 1985, 87 S. : zahlr. graph. Darst.
- [76] KARA, H. “Untersuchung des viskoelastisch exzentrischen Knickens von Polymeren”. Dissertation. München: Technische Universität München, 2005.
- [77] GÖLDNER, H. *Arbeitsbuch Höhere Festigkeitslehre*. 1978.
- [78] GÖLDNER, H. *Lehrbuch für höhere Festigkeitslehre*. 1979.
- [79] GIESEKUS, H. *Phänomenologische Rheologie*. Springer-Verlag, 1994.
- [80] MICHAELI, W. u. a. “Simulation des nicht-linear viskoelastischen Werkstoffverhaltens von Kunststoffen mit dem 3D-Deformationsmodell”. In: *Zeitschrift Kunststofftechnik* 3.4 (2007).

-
- [81] BOLTZMANN, L. "Zur Theorie der elastischen Nachwirkung". In: *Annalen der Physik* 241.11 (1878), S. 430–432.
- [82] MASCIA, L. *Thermoplastics, materials engineering*. Applied Science Publishers, 1982. ISBN: 9780853341468.
- [83] BINGHAM, E. C. *Fluidity and Plasticity*. International chemical series. McGraw-Hill Book Compny, Incorporated, 1922.
- [84] SCHNELL, W. u. a. *Technische Mechanik: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Springer-Lehrbuch. Springer Berlin Heidelberg, 2013. ISBN: 9783662224670.
- [85] PHAN-THIEN, N. *Understanding Viscoelasticity: An Introduction to Rheology*. Graduate Texts in Physics. Springer Berlin Heidelberg, 2015. ISBN: 9783642431876.
- [86] DROZDOV, A. D. *Viscoelastic Structures: Mechanics of Growth and Aging*. Elsevier Science, 1998. ISBN: 9780080543604.
- [87] BETTEN, J. *Creep Mechanics*. Springer Berlin Heidelberg, 2008. ISBN: 9783540850519.
- [88] KASSNER, M. E. *Fundamentals of Creep in Metals and Alloys*. Elsevier Science, 2008. ISBN: 9780080914992.
- [89] WILLIAMS, M. L. "Structural analysis of viscoelastic materials". In: *AIAA journal* 2.5 (1964), S. 785–808.
- [90] LENOE, E. M. und MARTIN, C. J. "A technique for the formulation of meaningful viscoelastic constitutive equations". In: *Proc. of the 5th US Nat. Congr. of Appl. Mech., ASME*. 1966, S. 413–510.
- [91] DALLNER, C. *Thermo-mechanische Einsatzgrenzen von Kunststoffen*. Technisch-wissenschaftlicher Bericht / Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg. Univ., Lehrstuhl für Kunststofftechnik, 2006. ISBN: 9783931864279.
- [92] HONERKAMP, J. "Ill-posed problems in rheology". In: *Rheologica Acta* 28.5 (1989), S. 363–371.
- [93] BAUMGAERTEL, M. und WINTER, H. "Determination of discrete relaxation and retardation time spectra from dynamic mechanical data". In: *Rheologica Acta* 28.6 (1989), S. 511–519.
- [94] EMRI, I. und TSCHOEGL, N. W. "Generating line spectra from experimental responses. Part I: Relaxation modulus and creep compliance". In: *Rheologica Acta* 32.3 (1993), S. 311–322.
- [95] TSCHOEGL, N. W. und EMRI, I. "Generating line spectra from experimental responses. Part II: Storage and loss functions". In: *Rheologica Acta* 32.3 (1993), S. 322–327.
- [96] TSCHOEGL, N. W. und EMRI, I. "Generating line spectra from experimental responses. III. Interconversion between relaxation and retardation behavior". In: *International Journal of Polymeric Materials* 18.1-2 (1992), S. 117–127.
- [97] EMRI, I. und TSCHOEGL, N. W. "Generating line spectra from experimental responses. Part IV: Application to experimental data". In: *Rheologica acta* 33.1 (1994), S. 60–70.
- [98] EMRI, I. und TSCHOEGL, N. W. "Generating line spectra from experimental responses". In: *Rheologica acta* 36.3 (1997), S. 303–306.
- [99] EMRI, I. und TSCHOEGL, N. W. "An iterative computer algorithm for generating line spectra from linear viscoelastic response functions". In: *International Journal of Polymeric Materials* 40.1-2 (1998), S. 55–79.
- [100] BRÜLLER, O. S. "Some new Results Concerning the Nonlinear Characterization of Polymeric Materials". In: *Polymer Engineering and Science* 11.2 (1991), S. 111–126.

-
- [101] STARKOVA, O. und ANISKEVICH, A. "Limits of linear viscoelastic behavior of polymers". In: *Mechanics of Time-Dependent Materials* 11.2 (2007), S. 111–126.
- [102] SCHAPERY, R. A. "On the characterization of nonlinear viscoelastic materials". In: *Polymer Engineering & Science* 9.4 (1969), S. 295–310.
- [103] BRÜLLER, O. S. "ON THE NONLINEAR VISCOELASTIC CHARACTERIZATION OF CREEP AND STRESS RELAXATION OF POLYMERIC MATERIALS". In: *Theoretical and Applied Rheology*. Elsevier, 1992, S. 796–798.
- [104] BRÜLLER, O. S. "Stress-relaxation crazing of polymers—an energy criterion". In: *Polymer Engineering & Science* 23.15 (1983), S. 844–848.
- [105] BERTILSSON, H. und JANSSON, J.-F. "The limits of linear viscoelasticity in poly (methyl methacrylate) and poly (ethyl methacrylate)". In: *Journal of Applied Polymer Science* 19.7 (1975), S. 1971–1978.
- [106] JANSSON, J.-F. "The appearance of non-linear viscoelasticity in polyethyl methacrylate". In: *Die Angewandte Makromolekulare Chemie* 37.1 (1974), S. 27–34.
- [107] BARTI, E. "Nichtlinear-viskoelastische Charakterisierung eines gewebeverstärkten Polymers unter Druckbelastung". Diss. TU München, 2002.
- [108] GREEN, A. E. und RIVLIN, R. S. "The mechanics of non-linear materials with memory". In: *Archive for Rational Mechanics and Analysis* 1.1 (1957), S. 1–21.
- [109] FINDLEY, W. N. und ONARAN, K. "Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials with an introduction to linear viscoelasticity". In: *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* (1976).
- [110] WARD, I. M. und ONAT, E. T. "Non-linear mechanical behaviour of oriented polypropylene". In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 11.4 (1963), S. 217–229.
- [111] NEIS, V. V. und SACKMAN, J. L. "An experimental study of a nonlinear material with memory". In: *Transactions of the Society of Rheology* 11.3 (1967), S. 307–333.
- [112] SCHMACHTENBERG, E., KRUMPHOLZ, T. und BRANDT, M. "Describing the non-linear viscoelastic material behaviour of thermoplastics". In: *Society of Plastics Engineers Antec Antec* 5 (2005).
- [113] BRÜLLER, O. S. "Eine einheitliche Charakterisierung des Kriech- und Relaxationsverhaltens von Kunststoffen". In: *Werkstoffcharakterisierung und Qualitätssicherung*. 2. Erlanger Kunststofftage. Univ. Erlangen-Nürnberg, 1991, S. 17–38.
- [114] SCHWARZL, F. R. *Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*. Springer Berlin Heidelberg, 2013. ISBN: 9783642615061.
- [115] GÖHLER, J. "Das dreidimensionale viskoelastische Stoffverhalten im großen Temperatur- und Zeitbereich am Beispiel eines in der automobilen Aufbau- und Verbindungstechnik verwendeten Epoxidharzklebstoffs". Diss. Technischen Universität Dresden, 2010.
- [116] BOZORG-HADDAD, A. und ISKANDER, M. "Comparison of accelerated compressive creep behavior of virgin HDPE using thermal and energy approaches". In: *Journal of materials engineering and performance* 20.7 (2011), S. 1219–1229.
- [117] SHUNMUGASAMY, V. C., PINISETTY, D. und GUPTA, N. "Viscoelastic properties of hollow glass particle filled vinyl ester matrix syntactic foams: effect of temperature and loading frequency". In: *Journal of Materials Science* 48.4 (2013), S. 1685–1701.
- [118] WILLIAMS, M. L., LANDEL, R. F. und FERRY, J. D. "The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids". In: *Journal of the American Chemical society* 77.14 (1955), S. 3701–3707.

-
- [119] LARSON, F. R. "A time-temperature relationship for rupture and creep stresses". In: *Trans. ASME* 74 (1952), S. 765–775.
- [120] FOX, A. *Stress Relaxation Testing*. ASTM International, 1979.
- [121] *E328-13: Standard test methods for stress relaxation tests for materials and structures*. 2013.
- [122] NORMUNG, Deutsches Institut für. *DIN EN ISO 10319: 2008-10, Geokunststoffe - Zugversuche an breiten Streifen*. Beuth Berlin, 2018.
- [123] YANG, X.-S. u. a. "Time, stress, and temperature-dependent deformation in nanostructured copper: stress relaxation tests and simulations". In: *Acta Materialia* 108 (2016), S. 252–263.
- [124] GUO, S. u. a. "Size and stress dependences in the tensile stress relaxation of thin copper wires at room temperature". In: *International Journal of Plasticity* 112 (2019), S. 278–296.
- [125] PRASATYA, P., MCKENNA, G. B. und SIMON, S. L. "A viscoelastic model for predicting isotropic residual stresses in thermosetting materials: effects of processing parameters". In: *Journal of Composite Materials* 35.10 (2001), S. 826–848.
- [126] GUEDES, R. M., GOMES, M. und SIMOES, J. A. "DMTA analysis for long-term mechanical behaviour prediction of PMMA-based bone cements". In: *Journal of Biomaterials Science, Polymer Edition* 17.10 (2006), S. 1173–1189.
- [127] MARK, J. E. *Physical properties of polymers handbook*. Bd. 1076. Springer, 2007.
- [128] FERRY, J. D. *Viscoelastic properties of polymers*. John Wiley & Sons, 1980.
- [129] SCHWARZL, F. R. "Numerical calculation of stress relaxation modulus from dynamic data for linear viscoelastic materials". In: *Rheologica Acta* 14.7 (1975), S. 581–590.
- [130] NAUMANN, T. "Beitrag zur Beschreibung des mechanischen Langzeitdeformationsverhaltens von thermoplastischen Kunststoffen". Diss. Universität des Saarlandes, 2012.
- [131] WEI, J. N. u. a. "Low-frequency damping behavior of foamed commercially pure aluminum". In: *Materials Science and Engineering: A* 332.1-2 (2002), S. 375–381.
- [132] WEI, J. N. u. a. "Effects of macroscopic graphite particulates on the damping behavior of commercially pure aluminum". In: *Materials Science and Engineering: A* 325.1-2 (2002), S. 444–453.
- [133] XIE, C. Y., SCHALLER, R. und JAQUEROD, C. "High damping capacity after precipitation in some commercial aluminum alloys". In: *Materials Science and Engineering: A* 252.1 (1998), S. 78–84.
- [134] WONG, C. R., DIEHM, O. und VAN AKEN, D. C. *Damping capacity of aluminum 6061-indium alloys*. Techn. Ber. DAVID TAYLOR RESEARCH CENTER BETHESDA MD SHIP MATERIALS ENGINEERING DEPT, 1990.
- [135] SHENGLONG, D. u. a. "Damping behaviour and mechanical properties of rapidly solidified Al-Fe-Mo-Si/Al alloys". In: *Journal of Materials Science* 33.8 (1998), S. 2227–2231.
- [136] LICITRA, L. u. a. "Dynamic properties of alumina hollow particle filled aluminum alloy A356 matrix syntactic foams". In: *Materials & Design* 66 (2015), S. 504–515.
- [137] ANANTHARAMAN, H. u. a. "Dynamic properties of silicon carbide hollow particle filled magnesium alloy (AZ91D) matrix syntactic foams". In: *International Journal of Impact Engineering* 82 (2015), S. 14–24.
- [138] ROJAS, J. I., NICOLÁS, J. und CRESPO, D. "Study on mechanical relaxations of 7075 (Al-Zn-Mg) and 2024 (Al-Cu-Mg) alloys by application of the time-temperature superposition principle". In: *Advances in Materials Science and Engineering* 2017 (2017).

-
- [139] LOOS, D. u. a. "Frequency-dependent material properties of copper and aluminum alloys". In: *Journal of Materials Science* (Mai 2019). ISSN: 1573-4803. DOI: 10.1007/s10853-019-03647-w.
- [140] SOMESAN, V., BARTI, E. und BEIN, T. *Frequency and Temperature Dependent Stiffness and Damping Properties of Reduced Viscoelastic Structures Using Component Mode Synthesis (CMS)*. Techn. Ber. SAE Technical Paper, 2018.
- [141] FELTHAM, P. und MEAKIN, J. D. "Creep in face-centred cubic metals with special reference to copper". In: *Acta Metallurgica* 7.9 (1959), S. 614–627.
- [142] HU, C.-K. und HARPER, J. M. E. "Copper interconnections and reliability". In: *Materials Chemistry and Physics* 52.1 (1998), S. 5–16.
- [143] LLOYD, J. R. und CLEMENT, J. J. "Electromigration in copper conductors". In: *Thin solid films* 262.1-2 (1995), S. 135–141.
- [144] KÖTTER, T. "Gefügeeinfluß auf das Elektromigrationsverhalten von Kupferleitbahnen für höchstintegrierte Schaltungen". Diss. Technische Universität Dresden, 2002.
- [145] BLACK, J. R. "IEEE Transaction on Electron Devices". In: 16 (4) 338 (1969).
- [146] *Kunststoffe–Bestimmung des Kriechverhaltens–Teil 1: Zeitstand-Zugversuch*. 2003.
- [147] SEITZ, J. T. und BALAZS, C. F. "Application of time-temperature superposition principle to long term engineering properties of plastic materials". In: *Polymer Engineering & Science* 8.2 (1968), S. 151–160.
- [148] BOWYER, W. H. *Multi-axial creep and the LICON methodology for accelerated creep testing*. Techn. Ber. Swedish Nuclear Power Inspectorate, 2006.
- [149] ALWIS, K. G. N. C. und BURGOYNE, C. J. "Accelerated creep testing for aramid fibres using the stepped isothermal method". In: *Journal of Materials Science* 43.14 (2008), S. 4789–4800.
- [150] MIYANO, Y., NAKADA, M. und CAI, H. "Formulation of long-term creep and fatigue strengths of polymer composites based on accelerated testing methodology". In: *Journal of composite materials* 42.18 (2008), S. 1897–1919.
- [151] THORNTON, J. S. u. a. "The Stepped Isothermal Method for Time-temperature Superposition and its Application to Creep Data on Polyester Yarn." In: *Proceedings of the Sixth International Conference on Geosynthetics*. Atlanta, 1998, S. 699–706.
- [152] GIANNOPOULOS, I. P. und BURGOYNE, C. J. "Prediction of the long-term behaviour of high modulus fibres using the stepped isostress method (SSM)". In: *Journal of materials science* 46.24 (2011), S. 7660–7671.
- [153] ACHEREINER, F. u. a. "Accelerated creep testing of polymers using the stepped isothermal method". In: *Polymer Testing* 32.3 (2013), S. 447–454.
- [154] TANKS, J. D., RADER, K. E. und SHARP, S. R. "Accelerated creep testing of CFRP with the stepped isostress method". In: *Mechanics of Composite and Multi-functional Materials, Volume 7*. Springer, 2016, S. 397–403.
- [155] HADID, M. u. a. "The creep master curve construction for the polyamide 6 by the stepped isostress method". In: *Materials Research Innovations* 18.sup6 (2014), S6–336.
- [156] LÄPPLE, V. *Einführung in die Festigkeitslehre*. Springer, 2008.
- [157] BEITZ, W., GROTE, K.-H. und DUBBEL, H. *Taschenbuch für den Maschinenbau*. 2001.
- [158] FLEMMING, M. und ROTH, S. *Faserverbundbauweisen Eigenschaften: mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte*. Bd. 4. Springer-Verlag, 2013.

-
- [159] BECKER, W. und GROSS, D. *Mechanik elastischer Körper und Strukturen*. Springer-Verlag, 2013.
- [160] PONOMAREV, S. D. u. a. *Strength analysis in mechanical engineering (in Russ.: Rasčety na procnost'v masinostroenii)*. 1957.
- [161] RANKINE, W. J. M. *Manual of applied mechanics*. Griffin, 1876.
- [162] ISSLER, L., RUOSS, H. und HÄFELE, P. *Festigkeithypothesen*. Springer, 1995, S. 171–211.
- [163] TRESCA, H. “Mémoire sur l'écoulement des corps solides.” In: *Mémoires Pres par Div Savants* 18 (1868), S. 733–799.
- [164] JONES, R. M. *Deformation theory of plasticity*. Bull Ridge Corporation, 2009.
- [165] RYCHLEWSKI, J. “Elastic energy decomposition and limit criteria”. In: *Engineering Transactions* 59.1 (2011), S. 31–63.
- [166] HUBER, M. T. “Specific strain work as a measure of material effort”. In: *Czasopismo Techniczne, Lwów, Organ Towarzystwa Politechnicznego we Lwowie* 22 (1904), S. 34–40.
- [167] HENCKY, H. “Zur Theorie plastischer Deformationen und der hierdurch im Material hervorgerufenen Nachspannungen”. In: *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 4.4 (1924), S. 323–334.
- [168] VÖLLING, A. “Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung in bruchmechanischen Sicherheitsanalysen”. Diss. IEHK, 2009.
- [169] KUSSMAUL, K. und ROOS, E. “Mehrachsige Zahlen und deren Nutzbarkeit in der Festigkeitsberechnung”. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 22.7 (1991), S. 245–251.
- [170] SUN, D. Z. und ANDRIEUX, F. *Werkstoffcharakterisierung und numerische Simulation zur Bewertung des Crashverhaltens dickwandiger Al-Profilen im Schienenfahrzeugbau*. Fraunhofer-Inst. für Werkstoffmechanik IWM, 2013.
- [171] HENN, S. “Bauteilorientierte Entwicklung von Rissinitiierungsmodellen für Aluminiumgusslegierungen unter monotoner Belastung”. Diss. Karlsruher Institut für Technologie, 2005. ISBN: 3-18-329918-6.
- [172] HANCOCK, J. W. und MACKENZIE, A. C. “On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states”. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 24.2-3 (1976), S. 147–160.
- [173] BAO, Y. und WIERZBICKI, T. “On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 46.1 (2004), S. 81–98.
- [174] NAHSHON, K. und HUTCHINSON, J. W. “Modification of the Gurson model for shear failure”. In: *European Journal of Mechanics-A/Solids* 27.1 (2008), S. 1–17.
- [175] SUN, D. Z. u. a. “Characterization and modeling of the deformation and damage behavior of aluminum materials for crash simulation”. In: *11th International Conference on Aluminium Alloys Sept. 2008*, S. 22–26.
- [176] TREITLER, R. “Vom Gießprozess zur Festigkeitsberechnung: am Beispiel einer Aluminium-Magnesium-Druckgusslegierung”. Diss. U, 2005.
- [177] FIEDLER, M., VARFOLOMEEV, I. und WÄCHTER, M. *Richtlinie Nichtlinear: Vorhaben Nr. 301; Rechnerischer Bauteilfestigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoff-Verformungsverhaltens; Abschlussbericht*. FKM-Forschungsberichte. FKM, 2016.
- [178] STOMMEL, M., STOJEK, M. und KORTE, W. *FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen*. Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG, 2018. ISBN: 9783446457287.

- [179] AKTAY, L. "Improved simulation techniques for modelling impact and crash behaviour of composite structures". Diss. Universität Stuttgart, 2010.
- [180] GEORGES, N. *Interferential polarizing device for study of phase objects*. US Patent 2,924,142. Feb. 1960.
- [181] CUNTZE, R. G. u. a. "Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise für unidirektionalen Faserkunststoffverbund unter mehrachsiger Beanspruchung -Modellbildung und Experimente". In: *Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise für unidirektionalen Faserkunststoffverbund unter mehrachsiger Beanspruchung - Modellbildung und Experimente - : Abschlußbericht / R. Cuntze ...* Bd. 506. Fortschritt-Berichte VDI : Reihe 5, Grund- und Werkstoffe. Nebent.: Neue Bruchkriterien für FKV. Düsseldorf: VDI-Verl., 1997.
- [182] KUHNEL, E. *Anwendung von Zwischenfaserbruch-Kriterien auf endlosfaserverstärkte Thermoplaste*. Mainz, 2011.
- [183] MICHLER, G. H. *Kunststoff-Mikromechanik: Morphologie, Deformations- und Bruchmechanismen*. Hanser, 1992. ISBN: 9783446170681.
- [184] MOHR, O. "Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials". In: *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* 46.1524-1530 (1900), S. 1572–1577.
- [185] PUCK, A. *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. Hanser, 1996.
- [186] HASHIN, Z. "Failure criteria for unidirectional fiber composites". In: *Journal of applied mechanics* 47.2 (1980), S. 329–334.
- [187] KROLL, L. *Berechnung und technische Nutzung von anisotropiebedingten Werkstoff- und Struktureffekten für multifunktionale Leichtbauanwendungen*. 2005.
- [188] KOBER, M. *Ein Beitrag zur strukturmechanischen Optimierung realer Bauteile in metallischer und Faserverbundbauweise unter Verwendung von wirkebenenbasierten Bruchkriterien*. Mensch & Buch, 2011. ISBN: 9783863870850.
- [189] HINTON, M., SODEN, P. D. und KADDOUR, A. S. *Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites: The World-Wide Failure Exercise*. Elsevier Science, 2004. ISBN: 9780080444758.
- [190] KADDOUR, A. S. *Special Issue: the Second World-wide Failure Exercise (WWFE-II): Part B: Evaluation of Theories for Predicting Failure in Polymer Composite Laminates Under 3-D States of Stress: Comparison with Experiments*. Journal of composite materials. SAGE, 2013.
- [191] PUCK, A. "Festigkeitsberechnung an Glasfaser/Kunststoff-Laminaten bei zusammengesetzter Beanspruchung". In: *Kunststoffe* 59.11 (1969), S. 780–787.
- [192] HASHIN, Z. und ROTEM, A. "A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials". In: *Journal of composite materials* 7.4 (1973), S. 448–464.
- [193] KOBER, M. "Ein Beitrag zur strukturmechanischen Optimierung realer Bauteile in metallischer und Faserverbundbauweise unter Verwendung von wirkebenenbasierten Bruchkriterien". Diss. Technische Universität Cottbus, 2011.
- [194] AZZI, V. D. und TSAI, S. W. "Anisotropic strength of composites". In: *Experimental mechanics* 5.9 (1965), S. 283–288.
- [195] GOLDENBLAT, II und KOPNOV, V. A. "Strength of glass-reinforced plastics in the complex stress state". In: *Polymer Mechanics* 1.2 (1965), S. 54–59.
- [196] TSAI, S. W. und WU, E. M. "A general theory of strength for anisotropic materials". In: *Journal of composite materials* 5.1 (1971), S. 58–80.
- [197] KOPP, J. W. "Zur Spannungs-und Festigkeitsanalyse von unidirektionalen Faserverbundwerkstoffen". In: *Verlag mainz, wissenschaftsverlag D 82* (2000).

-
- [198] LIU, K.-S. und TSAI, S. W. "A progressive quadratic failure criterion for a laminate". In: *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*. Elsevier, 2004, S. 334–352.
- [199] CUNTZE, R. G. und FREUND, A. "The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multidirectional laminates". In: *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*. Elsevier, 2004, S. 429–489.
- [200] CUNTZE, R. G. "The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multi-directional laminates—part B". In: *Composites Science and Technology* 64.3-4 (2004), S. 487–516.
- [201] CUNTZE, R. G. "A New Comprehensive 3D-Strength Analysis Concept for Any Brittle and Ductile Behaving Material". In: *Spacecraft Structures, Materials and Mechanical Testing*. Bd. 428. 1999, S. 269.
- [202] HEBEL, J. *Modellierung spröder Rissbildung an Spannungskonzentrationen mit der Bruchmechanik finiter Risse*. Bd. 22. Techn. Univ., Studienbereich Mechanik, 2010.
- [203] JUHASZ, T. J. "Ein neues physikalisch basiertes Versagenskriterium für schwach 3D-verstärkte Faserverbundlaminat". Diss. Technische Universität Braunschweig, 2003.
- [204] CUNTZE, R. G. "The predictive capability of failure mode concept-based strength conditions for laminates composed of unidirectional laminae under static triaxial stress states". In: *Journal of Composite Materials* 46.19-20 (2012), S. 2563–2594.
- [205] PUCK, A. "Ein Bruchkriterium gibt die Richtung an: Weiterführende Überlegungen zum Auslegen von Faser-Kunststoff-Verbunden". In: *Kunststoffe* 82.7 (1992), S. 607–610.
- [206] PUCK, A., KOPP, J. und KNOPS, M. "Guidelines for the determination of the parameters in Puck's action plane strength criterion". In: *Composites Science and Technology* 62.3 (2002), S. 371–378.
- [207] PUCK, A. und SCHÜRMAN, H. "Die Zug/Druck-Torsionsprüfung an rohrförmigen Probekörpern". In: *Kunststoffe* 72.9 (1982), S. 554–61.
- [208] CARLSSON, L. A., ADAMS, D. F. und PIPES, R. B. *Experimental characterization of advanced composite materials*. CRC press, 2014.
- [209] HINE, P. J. u. a. "The effect of hydrostatic pressure on the mechanical properties of glass fibre/epoxy unidirectional composites". In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36.2 (2005), S. 279–289.
- [210] MANNIGEL, M. *Einfluss von Schubspannungen auf das Faserbruchgeschehen in kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK)*. Mainz, 2007.
- [211] STELLBRINK, K. K. U. *Micromechanics of composites: composite properties of fibre and matrix constituents*. Bd. 1. Hanser Gardner Pubns, 1996.
- [212] KUHN, M. *Zur strukturmechanischen Auslegung unidirektional- und gewebeverstärkter Faserkunststoffverbundstrukturen*. 2003.
- [213] KRIMMER, A. *Mikromechanische Modellierung von Fasergelege-Kunststoff-Verbunden auf Basis von Normprüfungen unter Berücksichtigung der in-situ-Eigenschaften der Matrix*. Universitätsverlag der TU Berlin, 2014.
- [214] CHAMIS, C. C., HANDLER, L. M. und MANDERSCHIED, J. M. *Composite nanomechanics: a mechanistic properties prediction*. 2007.
- [215] NILSSON, T. "Micro mechanical modelling of natural fibres for composite materials". Diss. Structural Mechanics, Lund University, 2006.

- [216] TEKOGLU, C. “Representative volume element calculations under constant stress triaxiality, Lode parameter, and shear ratio”. In: *International Journal of Solids and Structures* 51.25-26 (2014), S. 4544–4553.
- [217] SONI, G. u. a. “Modelling matrix damage and fibre–matrix interfacial decohesion in composite laminates via a multi-fibre multi-layer representative volume element (M2RVE)”. In: *International Journal of Solids and Structures* 51.2 (2014), S. 449–461.
- [218] MELRO, A. R. u. a. “Micromechanical analysis of polymer composites reinforced by unidirectional fibres: Part II–micromechanical analyses”. In: *International Journal of Solids and Structures* 50.11-12 (2013), S. 1906–1915.
- [219] CANAL, L. P, SEGURADO, J. und LLORCA, J. “Failure surface of epoxy-modified fiber-reinforced composites under transverse tension and out-of-plane shear”. In: *International journal of solids and structures* 46.11-12 (2009), S. 2265–2274.
- [220] OKABE, T., NISHIKAWA, M. und TOYOSHIMA, H. “A periodic unit-cell simulation of fiber arrangement dependence on the transverse tensile failure in unidirectional carbon fiber reinforced composites”. In: *International Journal of Solids and Structures* 48.20 (2011), S. 2948–2959.
- [221] DESARMOT, G. und FAVRE, J. P. “Advances in pull-out testing and data analysis”. In: *Composites Science and Technology* 42.1-3 (1991), S. 151–187.
- [222] MÄDER, E. “Grenzflächen, Grenzschichten und mechanische Eigenschaften faserverstärkter Polymerwerkstoffe”. Habilitation. Technische Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, 2001.
- [223] KALINKA, G. und NEUMANN, B. “Bestimmung von Interface-Festigkeit und–Trennarbeit mit dem Pull-out-Versuch”. In: *BAM, Berlin* (2006).
- [224] HAIBACH, E. *Betriebsfestigkeit, Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Berlin, Springer Verlag, 2006.
- [225] RADAJ, D. und VORMWALD, M. *Ermüdungsfestigkeit-Grundlagen für Ingenieure, Dritte, neubearbeitete und erweiterte Auflage*. 2007.
- [226] SEEGER, T. “Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise”. In: *Fundamentals for Service Fatigue-Strength Assessments*,” *Stahlbau Handbuch (Handbook of Structural Engineering)*, Stahlbau-Verlags-gesellschaft, Cologne 1 (1996), S. 5–123.
- [227] GASSNER, E. “Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau”. In: *Luftwissen* 6.2 (1939), S. 61–64.
- [228] MUNZ, D. u. a. *Werkstoffkunde: W; Grundlagen, Forschung, Entwicklung. Dauerschwingverhalten metallischer Werkstoffe*. Vieweg, 1971.
- [229] WAGENER, R. *Zyklisches Werkstoffverhalten bei konstanter und variabler Beanspruchungsamplitude*. Papierflieger, 2007.
- [230] WÖHLER, A. “Bericht über die Versuche, welche auf der Königl. Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn mit Apparaten zum Messen der Biegung und Verdrehung von Eisenbahnwagen-Achsen während der Fahrt angestellt wurden”. In: *Zeitschrift für Bauwesen* 8.1858 (1858), S. 641–652.
- [231] WÖHLER, A. “Über die Versuche zur Ermittlung der Festigkeit von Achsen, welche in den Werkstätten der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt adO angestellt sind”. In: *Zeitschrift für Bauwesen* 13 (1863), S. 233–258.
- [232] WÖHLER, A. *Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl*. Ernst & Korn, 1870.
- [233] CHRIST, H. J. *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe*. Wiley-VCH, 2009.

-
- [234] MASENDORF, R. u. a. *DIN 50100 Schwingfestigkeitsversuch-Aktueller Stand der Überarbeitung*. 2015.
- [235] BATHIAS, C. “There is no infinite fatigue life in metallic materials”. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 22.7 (1999), S. 559–565.
- [236] BERGER, C., PYTTEL, B. und SCHWERDT, D. “Beyond HCF—is there a fatigue limit?” In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik: Entwicklung, Fertigung, Prüfung, Eigenschaften und Anwendungen technischer Werkstoffe* 39.10 (2008), S. 769–776.
- [237] MUGHRABI, H. “Fatigue, an everlasting materials problem-still en vogue”. In: *Procedia Engineering* 2.1 (2010), S. 3–26.
- [238] FISCHER, C. “Einfluss der Versuchsfrequenz auf die Wöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060”. Diss. Technische Universität, 2017.
- [239] SCHÜTZ, W. “Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen”. In: *Zeitschrift für Flugwissenschaften* 50 (1967), S. 407–419.
- [240] PALMGREN, A. “„Die Lebensdauer von Kugellagern,“VDI-Zeitschrift”. In: *Nr 58* (1924), S. 339–341.
- [241] LANGER, B. F. “Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude”. In: *Journal of Applied Mechanics* 59 (1937), A160–A162.
- [242] MINER, M. A. “Cumulative fatigue damage”. In: *Journal of applied mechanics* 12.3 (1945), A159–A164.
- [243] ZENNER, H. und LIU, J. “Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept”. In: *Konstruktion* 44.1 (1992), S. 9–17.
- [244] FREUDENTHAL, A. M. “On Stress Interaction in Fatigue and a Cumulative Damage Rule: Part I. 2024 Aluminum and SAE 4340 Steel Alloys”. Diss. Wright Air Development Center, Air Research und Development Command, United . . . , 1958.
- [245] CORTEN, H. T. und DOLAN, T. J. “Cumulative fatigue damage”. In: *Proceedings of the international conference on fatigue of metals*. Bd. 1. Institution of Mechanical Engineers und American Society of Mechanical . . . 1956, S. 235–242.
- [246] KÖHLER, M. u. a. *Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit*. Springer-Verlag, 2012.
- [247] SCHIJVE, J. *Fatigue of structures and materials*. Springer Science & Business Media, 2001.
- [248] LOHSE, S. “Numerische Schwingfestigkeitsanalyse von Widerstandspunktschweißungen”. Diss. Technische Universität, 2018.
- [249] *STAHL-EISEN-Prüfblatt SEP 1240: Testing and Documentation Guideline for the Experimental Determination of Mechanical Properties of Steel Sheets for CAE-Calculations*. VDEh Düsseldorf, Germany, 2006.
- [250] SONSINO, C. M. “Principles of variable amplitude fatigue design and testing”. In: *Fatigue Testing and Analysis Under Variable Amplitude Loading Conditions*. ASTM International, 2005.
- [251] SONSINO, C. M. “Fatigue testing under variable amplitude loading”. In: *International Journal of Fatigue* 29.6 (2007), S. 1080–1089.
- [252] LANDGRAF, R. W. “Determination of the cyclic stress-strain curve”. In: *Journal of Materials* 4.1 (1969), S. 176–188.
- [253] HATSCHER, A. *Abschätzung der zyklischen Kennwerte von Stählen: Konflikte, Kosten, Bewertungsverfahren*. Papierflieger, 2004.

-
- [254] BUXBAUM, O. u. a. *Betriebsfestigkeit. Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile*. 1986.
- [255] RADAJ, D., SONSINO, C. M. und FRICKE, W. *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Woodhead publishing, 2006.
- [256] NEUBER, H. *Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit*. Springer-Verlag, 2013.
- [257] IRWIN, G. R. "Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate". In: *Trans. ASME, Ser. E, J. Appl. Mech.* 24 (1957), S. 361–364.
- [258] CHEREPANOV, G. P. "The propagation of cracks in a continuous medium". In: *Journal of Applied Mathematics and Mechanics* 31.3 (1967), S. 503–512.
- [259] RICE, J. R. "A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks". In: *Journal of applied mechanics* 35.2 (1968), S. 379–386.
- [260] KLOOS, K. H. "Kerbwirkung und Schwingfestigkeitseigenschaften". In: *DVM-Berichtsband: Kerben und Betriebsfestigkeit* 7 (1989), S. 39.
- [261] SEEGER, T. und BESTE, A. *Kerben und Bruch: zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich*. VDI-Verlag, 1977.
- [262] NEUBER, H. "Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law". In: *Journal of applied mechanics* 28.4 (1961), S. 544–550.
- [263] LIU, J. *Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile*. Papierflieger, 2001.
- [264] SIEBEL, E. und STIELER, M. "Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung". In: *VDI-Zeitschrift* 97 (1955), S. 121–126.
- [265] TOMASELLA, A. u. a. "An experimental and numerical fatigue assessment of ultrafine-grained microstructures produced by severe plastic deformation under constant and variable amplitude loading". In: *Seventh International Conference on Low Cycle Fatigue, Aachen*. 2013, S. 9–11.
- [266] WAGENER, R. und SCHATZ, M. *Leichtbau mit Hilfe von zyklischen Werkstoffkennwerten für Strukturen aus umgeformtem höherfesten Feinblech*. FAT, 2005.
- [267] MASING, G. und MAUKSCH, W. "Über das Verhalten von kalt gerecktem Messing bei Zug- und Stauchbelastung". In: *Wissenschaftliche Veröffentlichungen aus dem Siemens-Konzern*. Springer, 1926, S. 142–155.
- [268] CLORMANN, U. H. und SEEGER, T. "Rainflow-HCM. Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage". In: *Stahlbau* 55.3 (1986).
- [269] WÄCHTER, M. *Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien*. Technische Universität Clausthal, 2016.
- [270] SMITH, K. N., WATSON, P. und TOPPER, T. H. "A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals". In: *Journal of Materials* 5.4 (1970), S. 767–778.
- [271] BERGMANN, J. W. "Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen". Diss. Inst. für Stahlbau u. Werkstoffmechanik d. Techn. Hochsch. Darmstadt, 1983.
- [272] BOLLER, C. "Der Einfluß von Probengröße und Oberflächenbeschaffenheit bei Betrachtung der örtlichen Beanspruchungen". Diss. TH Darmstadt, 1988.
- [273] HOLLMANN, C. "Die Übertragbarkeit von Schwingfestigkeitseigenschaften im Örtlichen Konzept". In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* (2004).

-
- [274] HAIBACH, E. *Modifizierte lineare Schadensakkumulations-hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung*. Laboratorium für Betriebsfestigkeit, 1970.
- [275] RAMBERG, W. und OSGOOD, W. R. "Description of stress-strain curves by three parameters". In: *National Advisory Committee for aeronautics Technical Note* (1943).
- [276] BASQUIN, O. H. "The exponential law of endurance tests". In: *Proc Am Soc Test Mater*. Bd. 10. 1910, S. 625–630.
- [277] COFFIN, L. A. "A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal". In: *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, New York* 76 (1954), S. 931–950.
- [278] MANSON, S. S. "Fatigue: a complex subject—some simple approximations". In: *Experimental mechanics* 5.7 (1965), S. 193–226.
- [279] FATEMI, A. u. a. "Application of bi-linear log-log S-N model to strain-controlled fatigue data of aluminum alloys and its effect on life predictions". In: *International Journal of Fatigue* 27.9 (2005), S. 1040–1050.
- [280] *Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing,* "Annual Book of ASTM Standards. Bd. 3. 2004.
- [281] *ASTM E739: Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (SN) and Strain-Life*. American Society for Testing und Materials. 2015.
- [282] *ISO 12106: Metallic materials - Fatigue testing - Axial-strain-controlled method*. American Society for Testing und Materials. 2003.
- [283] *BS 7270: Metallic materials - Constant amplitude strain controlled axial fatigue - Method of test*. 2006.
- [284] *Aerospace series - Test methods for metallic materials - Constant amplitude strain-controlled low cycle fatigue testing*. 1998.
- [285] DEGRIECK, J. und VAN PAEPEGEM, W. "Fatigue damage modeling of fibre-reinforced composite materials". In: *Applied mechanics reviews* 54.4 (2001), S. 279–300.
- [286] BOLENDER, K., BÜTER, A. und SONSINO, C. M. "Fatigue behaviour of short fibre reinforced polyamide under multiaxial loading". In: *12th European conference on composite materials ECCM, Biarritz, France*. 2006, S. 29–08.
- [287] SPANCKEN, D. u. a. "FATIGUE DESIGN OF SHORT FIBRE REINFORCED POLYMERS". In: *16th European Conference of Composite Materials (ECCM-16)*. Juni 2014.
- [288] LOOS, D. u. a. "Notwendigkeit der intensiven Analyse des bauteilgebundenen Werkstoffverhaltens von Kupfer-Legierungen". In: *Metall* 70.11 (Mai 2016), S. 430–433. ISSN: 0026-0746.
- [289] CONRAD, H. "Thermally activated plastic flow of metals and ceramics with an electric field or current". In: *Materials Science and Engineering: A* 322.1-2 (2002), S. 100–107.
- [290] FINKEL, V. M., GOLOVIN, Yu I. und SLETKOV, A. A. "About possibility of deceleration of rapid cracks by current pulses". In: *Proceedings of the USSR Academy of Sciences* 227 (1976), S. 848–51.
- [291] HOSOI, A., NAGAHAMA, T. und JU, Y. "Fatigue crack healing by a controlled high density electric current field". In: *Materials Science and Engineering: A* 533 (2012), S. 38–42.
- [292] TOBIN, A. G. und PAK, E. "Effect of electric fields on fracture behavior of PZT ceramics". In: *Smart Structures and Materials 1993: Smart Materials*. Bd. 1916. International Society for Optics und Photonics. 1993, S. 78–86.

-
- [293] BAO-TONG, L., SHENG-RU, Q. und XIAO-YAN, S. “Exploration on repairing fatigue damage of steel specimens with magnetic treatment”. In: *Scripta materialia* 7.40 (1999), S. 767–771.
- [294] KANITKAR, S. L. und BOSE, S. C. “Influence of magnetic field on steel fatigue”. In: *The Indian and Eastern Engr* 112 (1970), S. 319–322.
- [295] BHAT, I. K., MUJU, M. K. und MAZUMDAR, P. K. “Possible effects of magnetic fields in fatigue”. In: *International journal of fatigue* 15.3 (1993), S. 193–197.
- [296] CLOUGH, R. W. “The finite element method in plane stress analysis”. In: *Proceedings of 2nd ASCE Conference on Electronic Computation, Pittsburgh Pa., Sept. 8 and 9, 1960*. 1960.
- [297] KNOTHE, K. und WESSELS, H. “Finite Elemente”. In: *Finite Elemente, ISBN 978-3-662-49351-9. Springer-Verlag GmbH Deutschland, 2017* (2017).
- [298] KOEHLDOERFER, W. *Finite-Elemente-Methoden mit CATIA V5: Berechnung von Bauteilen und Baugruppen in der Konstruktion*. Hanser Verlag, 2005.
- [299] KLEIN, B. “Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau”. In: *Aufl., Wiesbaden: Vieweg+ Teubner* (2012).
- [300] NASDALA, L. *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. Springer-Verlag, 2015.
- [301] MANG, H. A. und HOFSTETTER, G. “Lineare Theorie ebener Flächentragwerke”. In: *Festigkeitslehre*. Springer, 2013, S. 279–317.
- [302] STEINKE, P. *Finite-Elemente-Methode: Rechnergestützte Einführung*. Springer-Verlag, 2015.
- [303] REINER, M. “The deborah number”. In: *Physics today* 17.1 (1964), S. 62.