

Schadensfortschrittsentwicklung durch zyklische Belastung und deren numerische Modellierung unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffgesetze bei endloskohlenstofffaserverstärkten Polymerwerkstoffen

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Herrn

Dipl.-Ing. Michael Magin

aus Saarlouis

Tag der mündlichen Prüfung	14. November 2011
Dekan	Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer
Vorsitzender	Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer
1. Berichterstatter	Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Norbert Himmel
2. Berichterstatter	Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann

D 386

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“ im Kompetenzfeld „Ermüdung/Lebensdaueranalyse“ an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) in Kaiserslautern.

Ich möchte Herrn Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Norbert Himmel für das entgegengebrachte Vertrauen in der gemeinsamen Arbeit am Institut und die Berichterstattung im Promotionsverfahren danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann danke ich für das Interesse am Leichtbau und den Verbundwerkstoffen, das er in mir geweckt hat, und dem Wissen, das ich bei ihm erwerben durfte sowie für die Berichterstattung im Promotionsverfahren. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer bedanke ich mich für meine Förderung und die Übernahme des Promotionsvorsitzes.

Meinen Vorgesetzten und den gesamten Mitarbeitern der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH ist zu verdanken, dass eine die Fachgrenzen übergreifende wissenschaftliche Beschäftigung mit allen Aspekten der Faser-Kunststoff-Verbunde möglich gemacht wird. Mein besonderer Dank für die gegenseitige Unterstützung und steten Diskussionen über die Faser-Kunststoff-Verbunde gilt darüber hinaus meinen Kollegen und Freunden am IVW, insbesondere Michael Kaiser, Tim Noll, Heiko Heß, Henrik Schmidt, Robert Korb, Nicole Motsch, Sebastian Schmeer, Thomas Pfaff, Marc Elsner, Marcel Bücken und Bernhard Helfrich.

Meinen Eltern danke ich für die Möglichkeiten, die sie mir im Leben eröffnet haben. Meiner Frau Ina und meiner Tochter Oda danke ich für die Geduld und das Verständnis in den letzten Jahren.

Lebach, im März 2012

Michael Magin

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	iii
Kurzfassung	xvii
Abstract	xix
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Zielsetzung	4
2 Stand der Forschung	7
2.1 Versagensformen von Faser-Kunststoff-Verbunden	7
2.2 Einordnung der Schwingerermüdungsproblematik	9
2.3 Versuche, Messverfahren und Versagensverhalten von FKV	11
2.3.1 Quasi-statische Versuche	12
2.3.2 Einstufenversuche	12
2.3.3 Einfluss der Prüffrequenz bei Ermüdungsversuchen an FKV	13
2.3.4 Nichtlineares Werkstoffverhalten	15
2.3.5 Mehrstufen- und Betriebslast-Lebensdauerversuche	16
2.3.6 Druckprüfung von FKV	17
2.3.7 Versuche an Probekörpern mit Kreisausschnitt	21
2.3.8 Zerstörungsfreie Prüfung	22
2.4 Modellansätze und Metriken der Lebensdaueranalyse	24
2.4.1 Restfestigkeitsmodelle	25
2.4.2 Steifigkeitsdegradation	26
2.4.3 Degradation der Querkontraktionszahl	27
2.4.4 Schadensakkumulationshypothesen	28
2.4.5 Wöhler- und Zeitfestigkeitsdiagramme	29
2.4.6 Delaminationsmodelle zur Schadensbeschreibung	31
2.4.7 Critical Element-Konzept	31
2.4.8 Analytische Lebensdaueranalyseprogramme	32
2.4.9 <i>Neuronale Netze</i> zur Vorhersage des Ermüdungsversagens	33

2.4.10	Finite-Elemente-Analyse für strukturmechanische Fragestellungen	33
3	Experimentelle und analytische Methoden	35
3.1	Experimentelle Ermüdungsuntersuchungen an Laminaten	35
3.1.1	Prüfvorrichtung für Druckversuche	36
3.1.2	Signalverarbeitung der Schallemissionsanalyse	43
3.2	Modellierung des Lebensdauerverhaltens	45
3.2.1	Implementierung der nichtlinearen Spannungs-Verzerrungs- Beziehungen in die Finite-Elemente-Analyse	45
3.2.2	Erläuterung der verwendeten Iterationsmethodik	47
3.2.3	Analyse des Werkstoffversagens	48
3.2.4	Kopplung des Werkstoffversagensmodells an die Finite- Elemente-Analyse	51
4	Experimentelle Untersuchung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens ei- nes CFK	57
4.1	Laminatherstellung	57
4.2	Schallemissionsanalyse am Matrix-Werkstoff	59
4.3	Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen	60
4.3.1	Quasi-statische Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen des Matrix-Werkstoffs	60
4.3.2	Quasi-statische Zug- und Druckversuche am unidirektionalen La- minat	62
4.3.3	Quasi-statische Zug- und Druckversuche am quasi-isotropen La- minat mit Kreisausschnitt	65
4.4	Einstufenversuche an unidirektionalen Probekörpern	69
4.5	Ermittlung der Restfestigkeit	71
4.6	Ermittlung der Steifigkeitsdegradation	72
4.7	Ermüdungsversuche an quasi-isotropen Probekörpern mit Kreisausschnitt	76
4.8	Untersuchung der Schadensentwicklung bei zyklischer Belastung . . .	77
5	FE-Lebensdaueranalyse und Schadensfortschrittsberechnung	85
5.1	Auswahl eines FKV-Bauelements als Anwendungsbeispiel des nichtli- nearen Werkstoff- und Lebensdauermodells	85

5.2	FE-Implementierung der Lebensdaueranalyse mit nichtlinearen SVB . . .	86
5.2.1	Aufbau und Funktionen	86
5.2.2	Numerische Abbildung der Reststeifigkeit bei Faserversagen . . .	90
5.2.3	Numerische Abbildung der Steifigkeitsdegradation bei Zwischen- faserbruch und ermüdungsindizierter Degradation	92
5.2.4	Rechenschrittsteuerung	92
5.2.5	Geometriemodellierung	95
5.2.6	Modellüberprüfung	97
5.2.7	Vorhersage des quasi-statischen Versagens	98
5.2.8	Schwingspielabhängige Versagensfortschrittsmodellierung . . .	100
5.2.9	Lebensdaueranalysen	103
5.2.10	Einfluss der SVB und der Steifigkeitsdegradation auf die Lebens- daueranalyse	105
6	Diskussion und Ausblick	109
7	Zusammenfassung	117
	Literaturverzeichnis	119
	Eigene Veröffentlichungen	133
A	Spannungskonzentration durch Kreisausschnitte und Kerben	135
B	Kontinuumsmechanische Grundgleichungen	139
C	Schallemissionsanalyse	141
C.1	Typische Charakteristik der eingesetzten SAE-Mikrofone	141
D	Details der quasi-statischen Untersuchungen	143
	Liste betreuter Studien- und Diplomarbeiten	147
	Lebenslauf	149

Abbildungsverzeichnis

1.1	CFK-Flugzeugstrukturen	2
1.2	Anwendungsbeispiele für FKV-Bauteile	3
1.3	Full-Scale Ermüdungsversuch	5
1.4	Nichtlineare SVB bei analytischer Lebensdaueranalyse	6
2.1	Hauptrotor des <i>Eurocopter EC 135</i>	9
2.2	Schadensentwicklung in FKV	11
2.3	Beispiele für FKV-Prüfvorrichtungen	20
3.1	Knickstütze für Flachprobekörper	36
3.2	Druckprüfvorrichtung für Flachprobekörper	39
3.3	Spannungsverteilung eines gerissenen Probekörpers	42
3.4	Druckbruchversagen	42
3.5	Frequenzbereiche der SEA und Waveletanalyse	44
3.6	Schallemissionsanalyse mit Schalleiter	45
3.7	FE-Elementknoten und Integrationspunkte	47
3.8	<i>Newton-Raphson</i> -Iteration	49
3.9	Basis-Beanspruchung und Versagensformen der UD-Schicht	49
3.10	Beanspruchungen der Bruchebene	51
3.11	Steifigkeitsdegradationen nach <i>Puck</i>	52
3.12	Restfestigkeitsmethodik nach <i>Reifsnider</i>	54
4.1	Probenplattenfertigung	58
4.2	Verwendete Probekörper	59
4.3	Zugversuch an Polymerwerkstoff-Probekörpern	61
4.4	Spannungs-Dehnungs-Diagramm des RTM6-Werkstoffs	63
4.5	REM-Aufnahmen der Bruchfläche einer 0°-Druckprobe nach Druckversagen	64
4.6	REM-Aufnahmen der Bruchfläche einer 90°-Probe nach Druckversagen	65
4.7	Vergleich der Zugspannungs-Dehnungs-Kurven zweier quasi-isotroper CF-EP-Probekörper mit und ohne Kreisausschnitt	67

4.8	<i>Wavelet</i> -Analyse der SE-Ereignisse im quasi-statischen Druckversuch geprüfter CF-EP-Probekörper mit Kreisausschnitt	69
4.9	Ergebnisse der Einstufenversuche an 0°-Probekörper	70
4.10	Restfestigkeitsverlauf der CF-EP-0°-Probekörper	72
4.11	Normierter dynamischer Schubmodul der ±45°-Probekörper	74
4.12	Normierter dynamischer Elastizitätsmodul der 90°-Probekörper	75
4.13	CT-Aufnahme eines im Druckversuch gebrochenen 90°-CF-EP- Probekörpers	75
4.14	Ergebnisse der Einstufenversuche Probekörper mit Kreisausschnitt . . .	78
4.15	Röntgen-Aufnahmen nach zyklischer Ermüdung	80
4.16	Röntgen-Aufnahmen eines quasi-isotropen Probekörpers mit Kreisaus- schnitt vor und nach zyklischer Belastung	81
4.17	Röntgen- und CT-Aufnahme eines quasi-isotropenr Probekörpers mit Kreisausschnitt	82
5.1	Ausschnitte in Flugzeugstrukturen	86
5.2	Schema der rechnerischen Lebensdaueranalyse	94
5.3	FE-Modell des Kurzprobekörpers	96
5.4	Experimenteller Überprüfung des nichtlinearen Materialmodells	98
5.5	Vergleich der Ergebnisse der FE-Analysen eines Probekörpers mit Kreisausschnitt	105
5.6	Variation der Lebensdaueranalyse	106
6.1	Aufnahme eines Probekörpers mit Kreisausschnitt zum Zeitpunkt des Druckversagens	113
A.1	Spannungsverteilungen an einer Scheibe mit Kreisausschnitt	136
B.1	Verschiebungsansätze	140
C.1	Charakteristik des <i>Vallen</i> -Mikrofons Nr. 1345	141
D.1	Quasi-statische Versuche an 0°-Probekörpern	143
D.2	Quasi-statische Versuche an 90°-Probekörpern	144
D.3	Quasi-statische Versuche an ±45°-Probekörpern	145

Tabellenverzeichnis

1.1	Reifegrade von Berechnungsverfahren	4
4.1	Herstellungsmittel der Probplattenfertigung	57
4.2	Probkörpergeometrie CFK-Lang- und Kurzprobekörper	59
4.3	Quasi-statische Kennwerte von RTM6-Reinharz- und CF-EP- Probekörpern	68
4.4	Quasi-statische Zug- und Druckversuche an quasi-isotropen Probekör- pern mit Kreisausschnitt	68
4.5	Mittelwerte der Restfestigkeitsversuche	72
4.6	Approximationsparameter der Steifigkeitsdegradationsfunktion	76
4.7	Approximationsparameter der Wöhlerlinien	77
5.1	Parameter der nichtlinearen SVB	88
5.2	Degradationsfaktoren für Elastizitätskenngößen	92
5.3	F _b -Versagen und Steifigkeitsdegradation im FE-Modell	101
5.4	Steifigkeitsdegradationsfortschritt im FE-Modell	102
5.5	Spannungsverteilung im FE-Modell	104

Nomenklatur

Abkürzungen

APDL	Ansys Parametric Design Language
ASTM	American Society for Testing and Materials
CE	Critical Element
CF	Carbonfaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Klassische Laminattheorie
CNT	Carbon-Nano-Tube
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnmessstreifen
DSC	Differential Scanning Calorimetry
EN	europäische Norm
EP	Epoxidharz
Fb	Faserbruch
FE	Finite-Elemente
FFT	Fast Fourier Transformation
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IITRI	Illinois Institute of Technology Research Institute
MSV	Mehrschichtverbund
MWCNT	Multi-Wall Carbon-Nano-Tube
NBS	National Bureau of Standards
REM	Raster-Elektronen-Mikroskop
SCE	Sub Critical Element
SE	Schallemission
SEA	Schallemissionsanalyse
SED	Strain Energy Density
SVB	Spannungs-Verzerrungs-Beziehung
TWIST	Transport Wing Standard
UD	unidirektional
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
Zfb	Zwischenfaserbruch

Griechische Variablen

α	Formparameter der Restfestigkeitsfunktion
β	Formparameter der Restfestigkeitsfunktion oder Schadensakkumulationsfunktion
Δ	Differenz, Schrittweite
ε	Dehnung
η	Degradationsfaktor
γ	Schiebung
κ	Formparameter der nichtlinearen SVB
ν	Querkontraktionszahl
Ω	Wavelet-Zentrumsfrequenz
Ψ	Wavelet-Funktion
ψ	Bruchwinkel

σ	Spannung
τ	Schubspannung
ξ	Formparameter der <i>Ramberg-Osgood</i> -Funktion

Hochgestellte Indices

c	Druck
k	Exponent der Restfestigkeitsfunktion
n	Formparameter der <i>Ramberg-Osgood</i> -Funktion
nr	Rückstellkraft
T	transponiert
t	Zug

Lateinische Variablen

<i>B</i>	Formparameter
<i>b</i>	Formparameter der Wöhlerlinie, Wavelet-Skalenparameter, Breite
<i>C</i>	Wavelet-Koeffizient, Koeffizient der Steifigkeitsmatrix
<i>c</i>	Formparameter der Zeitfestigkeitsfunktion
<i>D</i>	Schadenssumme, Schädigungsparameter
<i>d</i>	charakteristischer Abstand
<i>E</i>	Elastizitätsmodul
<i>e</i>	Bruchdehnung
<i>f</i>	Frequenz, Anstrengung, Funktion
<i>G</i>	Schubmodul
<i>I, J, K, L</i>	FE-Elementknoten
<i>i, j, k, l</i>	FE-Stützstellen
<i>j</i>	Werkstoffparameter der CE-Funktion
<i>K</i>	Steifigkeitsmatrix
<i>N</i>	Versagensschwingspielzahl
<i>P</i>	Wahrscheinlichkeit
<i>s, t</i>	Koordinaten des Finite-Elemente-Elementkoordinatensystems
<i>t</i>	Zeit
<i>x, y, z</i>	Kartesische Koordinaten

Symbole

\mathbb{N}	Menge der natürlichen Zahlen
\vee	oder
\parallel	parallel zur Faserlängsachse
\perp	senkrecht zur Faserlängsachse
∞	unendlich

Tiefgestellte Indices

0	Ausgangswert
A	Aufleimer
a	Amplitude
ae	äquivalent
F	freie Länge
grenz	Grenzwert
i	Richtungsvariable
j	Richtungsvariable, Zahlvariable
L	Last
m	Mittelspannung
max	maximal

n	normal, Lagenanzahl
o	Oberspannung
p	Zentrum
R	Rest
RF	Restfestigkeit
s	Überleben, symmetrisch, sample
t	Tangente
u	Unterspannung
v	Vorkraft
Zfb	Zwischenfaserbruch

Kurzfassung

Faser-Kunststoff-Verbunde haben in vielen technischen Bereichen eine stetig wachsende Verbreitung erfahren. Diese rührt aus ihren vorteilhaften Eigenschaften hoher gewichtsspezifischer Festigkeit und Steifigkeit. Dadurch sind Gewichtsreduktion, erhöhte Nutzlast, sowie hohe Funktionsintegration in Kombination mit einer freien Formgebung und einer beanspruchungsgerechten Konstruktion möglich. Daneben weisen faserverstärkte Kunststoffe hohe Energieabsorption und herausragende Ermüdungseigenschaften auf. Zur quasi-statischen Bauteilauslegung existieren physikalisch basierte Bruchkriterien; Analysemodelle zur quantitativen Beschreibung des gesamten komplexen Ermüdungsversagens sind zurzeit noch Gegenstand der Forschung.

Werkstoffermüdung erfordert eine gesonderte Betrachtung bei der Auslegung und Konstruktion. Die am Institut für Verbundwerkstoffe vorhandenen Verfahren zur Berechnung der Ermüdung von Faserverbunden sind auf die Berechnung ebener Belastungen an geometrisch ebenen und dünnwandigen Bauteilen unter Verwendung linearer Werkstoffgesetze begrenzt. Der bei komplexen, dünnwandigen und gekrümmten dreidimensionalen Bauteilen unter schwingender Belastung vorliegende Spannungszustand erfordert zur realitätsnahen Abbildung den Einsatz nichtlinearer Werkstoffgesetze und geeigneter Versagensmodelle zur kontinuumsmechanischen Beschreibung der Schadensentwicklung, welche in die Finite-Elemente-Analyse zu integrieren sind.

Gegenstand dieser Arbeit ist die Weiterentwicklung eines auf der Critical-Element-Methode basierenden Berechnungskonzepts für die Simulation der Ermüdung von Faser-Kunststoff-Verbunden von der für geometrisch einfache Strukturen einsetzbaren Klassischen Laminattheorie bis zum Einsatz in der Finite-Element-Methode bei komplexen Bauteilgeometrien. Dazu wurden geeignete nichtlineare Werkstoffgesetze und Versagensmodelle für das komplexe Versagensverhalten unter schwingender Belastung an einem mit Endloskohlenstofffaser verstärkten Werkstoff auf Einzelschichtebene experimentell bestimmt und ihr Einsatz in der entwickelten Finite-Elemente-Lebensdaueranalyse exemplarisch an einem Anwendungsbeispiel eines praktisch relevanten Bauelements validiert.

In quasi-statischen Zug- und Druckversuchen wurden die nichtlinearen

Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen des Werkstoffs an Flachprobekörpern ermittelt und mit der *Ramberg-Osgood*-Funktion beschrieben. Zur Ermittlung ermüdungsrelevanter Kennwerte wurden Restfestigkeitsuntersuchungen nach zyklischer Ermüdung, die Bestimmung des Steifigkeitsabfalls unter zyklischer Belastung und Einstufenversuche zur Beschreibung der Wöhlerlinie durchgeführt. Um die Messung des nichtlinearen Materialverhaltens im Versuch möglichst frei von Einflüssen der Prüfvorrichtung zu ermöglichen, wurde ein verbessertes Prüfverfahren für Zugschwell-, Druckschwell- und Zug-Druck-Wechselprüfungen an Flachproben erarbeitet.

Unter Nutzung der experimentell ermittelten Werkstoffgesetze zusammen mit geeigneten Versagenskriterien wurde ein Finite-Elemente-Lebensdaueranalyseprogramm entwickelt, das durch die Verwendung eigenständiger Programmroutinen eine für die praktikable Durchführbarkeit einer prognosefähigen Lebensdaueranalyse notwendige Rechenzeitverkürzung erreicht. Die entwickelte kontinuumsmechanische Versagensanalyse ermöglicht die präzise Analyse der Einzelschichtspannungen des Laminats infolge der äußeren Belastung in Kombination mit einer spannungsbasierten Anstrengungsanalyse zur Abbildung der ermüdungsbedingten Degradation der Werkstoffkennwerte bis hin zum Gesamtversagen. Die Berechnung des Degradationsfortschritts durch zyklische Belastung ist in guter Übereinstimmung mit dem in experimentellen Untersuchungen an quasi-isotropen Probekörpern beobachteten Versagensvorgängen. Dieser wurde versuchsbegleitend in zweidimensionalen Röntgenaufnahmen detektiert und durch dreidimensionale Computertomographie den Einzelschichten zugeordnet. Durch Nachrechnung experimenteller Untersuchungen an einem quasi-isotropen, mit Endloskohlenstofffaser verstärkten Bauelement mit Kreisausschnitt konnte die entwickelte Lebensdaueranalyse validiert und eine konservative Vorhersage der Versagensschwingspielzahl abgeschätzt werden. In Variationsanalysen wurde der Einfluss der nichtlinearen Werkstoffgesetze und eines Degradationsmodells auf die Lebensdaueranalyse untersucht.

Die Entwicklung der integrierten Finite-Elemente-Lebensdaueranalyse stellt einen deutlichen Fortschritt des Berechnungskonzeptes dar und ermöglicht einen Einblick in die komplexen Interaktionen aus Geometrie, Belastung, Degradationsmodellen und Schadensausbreitung bei Ermüdungsbelastung.

Abstract

Due to their advantages of high weight-specific strength and stiffness, fiber reinforced composite materials have increasingly been adapted within many technical areas. The advantages allow weight reduction, increased load capacity, high energy absorption and high functional integration whilst also permitting free shaping and a design adapted to mechanical stresses. Furthermore, fiber reinforced composites own outstanding fatigue resistance. Material fatigue requires special attention towards design and construction. For quasi-static design, physically based fracture criterias do already exist, whereas analysis models to quantify the complex fatigue failure process are still subject of intensive research.

Using simple linear material laws, existing analysis procedures are restricted to plain stress states in geometrically flat and thin walled structures. In order to model the damage evolution and the complex stress-state in thin-walled and curved three-dimensional fiber-reinforced structural components subjected to cyclical loading, finite element analysis using continuum-mechanical non-linear material laws and appropriate failure models are required.

Subject of this work is the continuing development of a cyclic fatigue analysis method based on the Critical Element Concept from the classical laminate theory, which is useful for elementary structures, to the finite element method. In order to describe the complex failure mechanisms under cyclic loading, non-linear material laws and failure models for a unidirectional carbon fiber reinforced plastics material were experimentally determined. Exemplarily, the suitability of the integrated finite element structural and fatigue analysis was validated on a relevant mechanical component.

Using quasi-static tensile and compression tests on flat specimens, the non-linear stress-strain-curves of the carbon fiber reinforced material were determined and modeled by using the *Ramberg-Osgood* material law. To determine characteristic material parameters for fatigue analysis, the residual strength after cyclic loading, stiffness degradation under cyclic loading, and the fatigue failure in Wöhler tests were determined.

To allow the determination of non-linear material laws independent of the influence of the testing equipment, an improved testing device for tension, com-

pression, and tension-compression tests of flat specimens was developed.

A finite element fatigue analysis program for the use of the experimentally determined material laws and failure criteria was developed. The use of stand-alone program routines leads to a reduction in computing time allowing a fatigue life simulation. The continuum mechanics failure analysis allows a precise analysis of the lamina stress state resulting from external loading, combined with a degradation analysis using stress-based degradation criteria, and, finally, the prediction of structural failure.

The analysis of the degradation development under cyclic loading was in good agreement with the failure development examined on quasi-isotropic specimens. X-Ray analysis was used to detect the failure development and computational tomography allowed to allocate the failure regions to the laminae which are the level of analysis in the finite element fatigue program. The simulation of experimental tests of a quasi-isotropic notched structure helped validating the developed fatigue analysis, showing a conservative life-time prediction. Variational analyses showed the effect of non-linear material laws and a degradation law.

The development of the integrated finite element structural and fatigue analysis is a significant progress of the analysis concept as it allows further insight into the complex interactions resulting from geometry, loading, degradation, and damage propagation.

1 Einleitung

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) haben in den letzten 60 Jahren eine stetige Verbreitung in weiten technischen Bereichen gewonnen. Ausgehend von den Anfängen bei studentischen Fliegergruppen mit selbst konstruierten und gefertigten Segelflugzeugen mit tragenden Strukturen zuerst aus Glas- und später aus Kohlenstofffaserverbunden (GFK und CFK) ist bis zu den heutigen Verkehrsflugzeugen und Hubschraubern der FKV-Anteil im Luftfahrtbereich kontinuierlich gewachsen. Vom ersten Einsatz in Verkehrsflugzeugen bei *Airbus*, an den Seitenleitwerksvorderkanten des *A300B* in den 1970er Jahren, steigt ebenfalls der FKV-Anteil jeder Neuentwicklung seit mehreren Flugzeuggenerationen [1, 2]. Im von der *National Aeronautics and Space Agency* (NASA) in den 1970er Jahren aufgelegten *Aircraft Energy Efficiency Program*, das mit 60 Millionen US-Dollar den Flugzeugherstellern den Aufbau von Erfahrungen in Design, Fertigung und der Prüfung von Verbundwerkstoffen ermöglichte, konnten durch den erstmaligen Einsatz von Verbundwerkstoffen beim *Boeing 737* Höhenleitwerk 27 Gewichtsprozent und beim *DC-10* Seitenleitwerk 20 Gewichtsprozent eingespart werden [3]. Das vierstrahlige Großraumflugzeug *Airbus A380* mit Erstflug 2005 hat als Hauptwerkstoffgruppe ca. 60 % Aluminiumlegierungen und ca. 22 % GFK und CFK [2]. Beim zweistrahligen Großraumflugzeug *Airbus A350 XWB* (extra wide body), Abb. 1.1a, mit geplantem Erstflug 2012, beträgt der Verbundwerkstoffanteil bereits über 50 % [4]. FKV wird in diesem Flugzeug unter anderem im Flügel und als Rumpfaußenhaut, Abb. 1.1b und 1.1c, eingesetzt. Insbesondere bei modernen Hubschraubern wie dem *NH90* ist der FKV-Anteil mit 85 % des Strukturgewichts sogar noch höher [1].



(a)



(b)



(c)

Abb. 1.1: CFK-Flugzeugstrukturen

(a) Computerdarstellung des zweistrahligen A350 XWB Großraumflugzeuges [5]

(b) CFK-Segment-Rumpfstruktur des Airbus A350 XWB [6]

(c) Außenhaut-Segment des A350 XWB mit Stringern und Ausschnitten für Fenster [4]

Im Maschinenbau werden FKV insbesondere für bewegliche Komponenten zur Steigerung der Bewegungsgeschwindigkeit, zur Erhöhung der Steifigkeit, Abb. 1.2a, und zur Verminderung von Eigenfrequenzen immer stärker eingesetzt [1], so zum Beispiel in Textilmaschinen [7–9], Messeinrichtungen [10] und Robotern. Daneben finden sich weitere Anwendungsgebiete im Apparate-, Fahrzeug-, Boots- und Schiffbau sowie im Elektronikbereich und bei Sportgeräten [11] (Abb. 1.2b).

Dieses große Einsatzspektrum beruht auf den ausgezeichneten Eigenschaften von FKV, die sich durch hohe gewichtsspezifische Festigkeit und Steifigkeit auszeichnen und dadurch Gewichtsreduktion, erhöhte Nutzlast und hohe Funktionsintegration in Kombination mit einer freien Formgebung und einer beanspruchungsgerechten Konstruktion ermöglichen. Neben den genannten Vorteilen bieten die faserverstärkten Kunststoffe gegenüber anderen Werkstoffklassen eine höhere Energieabsorption und teilweise erheblich verbesserte Ermüdungseigenschaften. Bei Hubschraubern konnte durch den Einsatz von FKV anstelle von Aluminium als Rotorblattwerkstoff die Lebensdauer um den Faktor 200 gesteigert werden [1].

Der Reifegrad der für die wirtschaftliche Nutzung des Potenzials von FKV erforderlichen Berechnungsmethoden nimmt von der Verformungs- und Eigenfrequenzanalyse über die modale Dämpfungsberechnung und Versagensana-

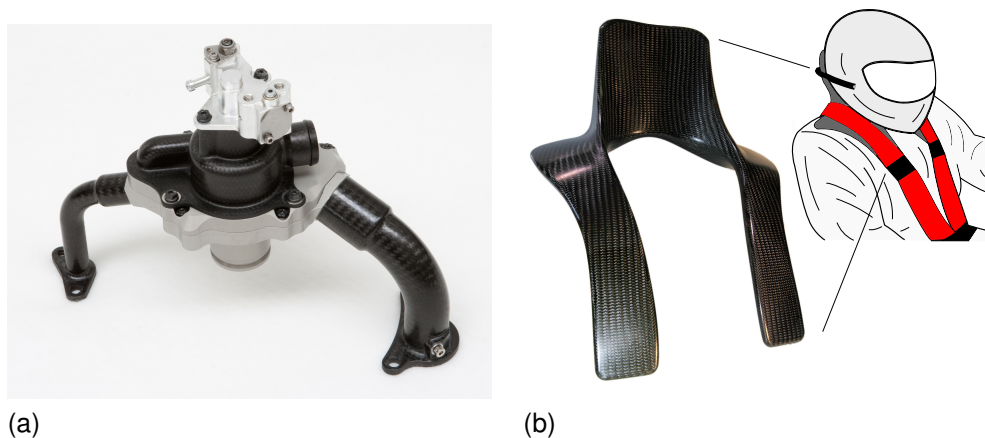


Abb. 1.2: Anwendungsbeispiele für FKV-Bauteile

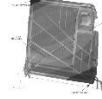
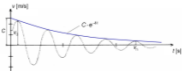
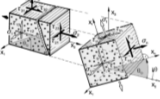
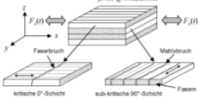

(a) Hochsteifes Wasserpumpengehäuse eines Wankelmotors mit Kühlmittelzu- und -abflußkrümmer (mit freundlicher Genehmigung der *Schiebel Elektronische Geräte GmbH*)

(b) CFK-Sicherheits-Nackenstütze für den Automobil-Rennsport (*Head and Neck Support System, HANS*)

lyse hin zur rechnerischen Lebensdaueranalyse ab, gleichzeitig steigen Berechnungskomplexität und die Aufwände zur Kennwertermittlung, Tab. 1.1. Die Erforschung des Ermüdungsverhaltens von FKV hatte durch militärische Anwendungen Hochpunkte in den 1960er und 1970er Jahren. Moderne Versuchs- und Analyseverfahren und leistungsfähige Computer ermöglichen zum heutigen Zeitpunkt weitere erforderliche Fortschritte in allen Einsatzbereichen von FKV. Insbesondere eine Verbesserung der Vorhersage der Ermüdungsfestigkeit schwingend beanspruchter Lamine bedarf noch intensiver Forschungsaktivität [12]. Vorhandene Berechnungsverfahren betrachten vornehmlich ebene, dünnwandige FKV-Bauteile unter ebener Belastung mit linearen Werkstoffgesetzen. Die realitätsnahe Abbildung des Spannungszustands komplexer dünnwandiger und gekrümmter dreidimensionaler FKV-Bauteile unter schwingender Belastung erfordert den Einsatz numerischer Verfahren wie der Finite-Elemente-Analyse in Kombination mit nichtlinearen Werkstoffgesetzen, und zur Abbildung des beobachtbaren Versagensverhaltens geeignetere Modelle zur kontinuumsmechanischen Beschreibung der Schadensentwicklung.

Im Luftfahrtbereich gehören experimentelle Ermüdungs- und Damage-Toleranz-Untersuchungen vom versuchstechnisch einfachsten und kosten-

Tabelle 1.1: Bewertung der Reifegrade von Berechnungsverfahren zur statischen sowie kurz- und langzeitdynamischen Auslegung (Tendenzen), nach [219]

Berechnungsverfahren	Verformungs- und Eigenfrequenzanalyse	Modale Dämpfungsbe- rechnung	Versagensanalyse	Lebensdauer- analyse
Skizze				
Kurz- und Lang- faserverstärkung	●	○	●	●
Endlosfaserverstär- kung	●	○	●	◐
Zunehmende Bauteilgröße	●	○	◐	○
Zunehmende Bauteilkomplexität	●	○	○	○
Aufwand zur Kennwerterfassung	○	●	◐	●
Reifegrad	● = hoch	◐ = mittel	○ = gering	
Komplexität				

günstigsten Skalenniveau unter Einsatz von Probekörpern bis in den Originalmaßstab (Full-Scale-Test) zum vorgesehenen Versuchsprogramm der Flugzeugentwicklung. So sahen die Entwicklungsprogramme des *Airbus A320* einen Full-Scale Ermüdungsversuch zur Simulation von 180 000 Flugzyklen [13] und der *Boeing 787* einen 3 Jahre andauernden Ermüdungsversuch zur Simulation von 165 000 Flugzyklen vor [14]. Abb. 1.3 zeigt den Versuchsaufbau eines Full-Scale Ermüdungsversuchs am *Airbus A380* mit Aktuatoren am Tragflügel und der Versuchsinstrumentierung mit Dehnmessstreifen (DMS) am Fensterausschnitt zur Ermittlung der Oberflächendehnung.

1.1 Motivation und Zielsetzung

Die Verbesserung der Lebensdaueranalyse von FKV-Laminaten unter schwingender Beanspruchung soll im Rahmen dieser Arbeit durch die Entwicklung einer auf dem Critical Element (CE)-Konzept basierenden, integrierten Finite-Elemente Lebensdaueranalyse bei Nutzung nichtlinearer Werkstoffgesetze erreicht werden. Hierfür sind in experimentellen Untersuchungen an einem für Anwendungen im Luftfahrtbereich typischen, mit Endloskohlenstofffaser verstärkten FKV-Werkstoff die erforderlichen Kennwerte zur Beschreibung des

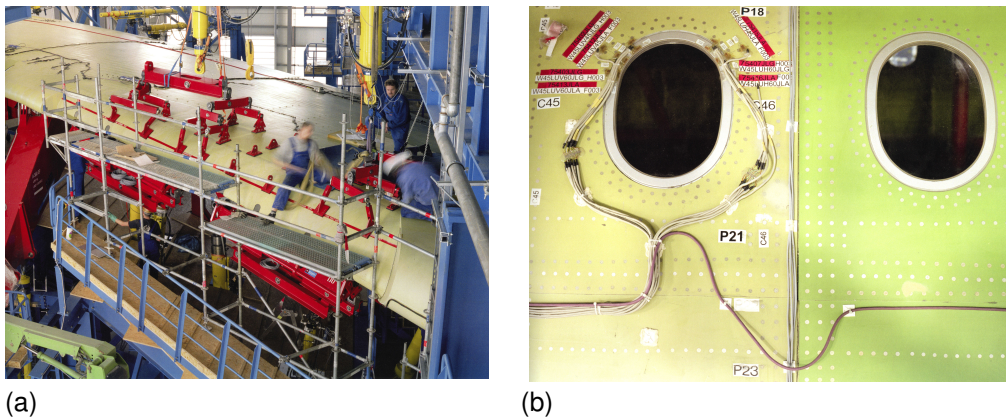


Abb. 1.3: Full-Scale Ermüdungsversuchsaufbau am *Airbus A 380* [15]

(a) Ermüdungsversuch mit Aktuatoren am Tragflügel

(b) Instrumentierung des Ermüdungsversuchs mit Dehnmessstreifen zu Messung der Oberflächendehnung am Fensterausschnitt

Werkstoffverhaltens bei quasi-statischer und schwingender Beanspruchung zu ermitteln und mit geeigneten Modellen zu beschreiben. Eine hohe Vorhersagegüte der Lebensdaueranalyse soll durch die Nutzung nichtlinearer Werkstoffgesetze und geeigneter Versagensmodelle für das bei schwingender Belastung komplexe Versagensverhalten erreicht werden. Die Berücksichtigung nichtlinearer Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen (SVB) in multiaxialen Laminaten kann zu einer Steigerung der faserparallelen Spannungen in den 0° -Schichten, dem CE, durch Spannungsumlagerung von anderen Laminatschichten führen. Dadurch kann es zu einer Reduktion der mit der Wöhlerlinie berechneten Lebensdauer durch die höhere Spannung im CE kommen. Darüber hinaus führen höhere faserparallele Spannungen im CE zu einer Abnahme der CE-Restfestigkeit, Abb. 1.4.

Zur versuchstechnischen Umsetzung soll eine geeignete Versuchsmethodik entwickelt werden, die einen möglichst geringen Einfluss der Versuchseinrichtung auf die zu ermittelnden nichtlinearen Werkstoffkennwerte unter Zug-, Druck- und Zug-Druck-Schwingbelastung zeigt.

Die Modelle zur Beschreibung des Versagensverhaltens sollen in geeigneter Form in ein etabliertes Finite-Element-Programmsystem integriert werden. Die hierzu erforderlichen Erstellung von Programmen insbesondere zur Sicherstellung einer praktikablen Berechnung einer Vielzahl von Belastungsschwingspielen sollen entwickelt werden. Der in den experimentellen Untersuchungen be-

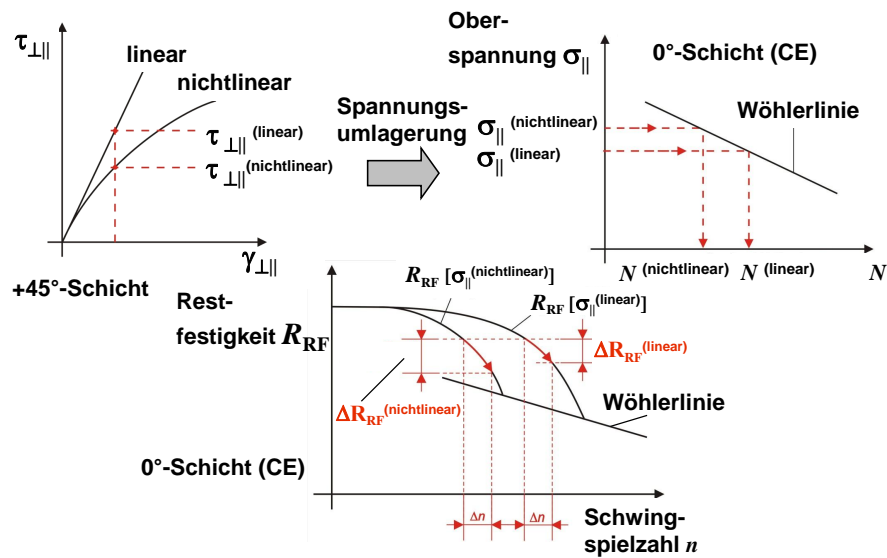


Abb. 1.4: Möglicher Einfluss nichtlinearer SVB bei Lebensdaueranalyse nach Noll et al. [224]

obachtete Versagensfortschritt mit zunehmender Belastung soll mit geeigneten Mitteln erfasst, mit mathematischen Modellen abgebildet und mit den Versagensfortschrittsprognosen der entwickelten Lebensdaueranalyse abgeglichen werden. Abschließend soll durch Nachrechnen experimenteller Untersuchungen an einem quasi-isotropen CFK-Strukturelement die entwickelte Lebensdaueranalyse validiert werden.

2 Stand der Forschung

2.1 Versagensformen von Faser-Kunststoff-Verbunden

Für den immer stärkeren Einsatz in Luft- und Raumfahrt, Schiffs-, Maschinen-, und Apparatebau erfüllen FKV zwei wichtige Prinzipien: Sie ermöglichen, indem Kräfte durch hochfeste Fasern aufgenommen werden, eine hohe Leichtbaugüte und beanspruchungsgerechte Gestaltung und sie kombinieren die Einzelwerkstoffe Faser und Matrix, um im Verbund Mängel der Einzelstoffe ausgleichen zu können [1]. Verbundwerkstoffe können aus Keramiken, Metallen, Polymeren, organischen oder anorganischen Fasern oder aus Kombinationen daraus entworfen werden. FKV zeigen aufgrund ihrer unterschiedlichen Einzelkomponenten deutlich unterschiedliche, als Werkstofftrennung definierte Schadensformen [12, 16]:

- die Zwischenfaserbrüche (Zfb), steifigkeitsmindernde Brüche der Matrix oder der Faser-Matrix-Grenzfläche
- die Delaminationen, Trennungen einzelner Schichten eines Laminats
- die Faserbrüche (Fb), Trennungen der lastparallel angeordneten Fasern, die meistens den Verlust der Laminattragfähigkeit bedeuten

Eine Analyse des Versagens von FKV-Laminaten kann makromechanisch auf Ebene des Mehrschichtverbunds (MSV) sowie der Einzelschicht (unidirektionale (UD) Ebene) oder mikromechanisch auf Faser/Matrix-Ebene erfolgen. Es hat sich eine modellhafte makromechanische Betrachtungsweise etabliert, bei der der inhomogene Beanspruchungszustand in den Fasern und der Matrix der UD-Schicht als homogenes transversal-orthotropes Kontinuum betrachtet wird („Verschmieren der Fasern“) [1].

Nach *Puck* [16] sind zu einer kontinuumsmechanischen Versagensanalyse mit Vorhersage der Spannungs-Verzerrungs-Beziehung von MSV neben der Implementierung in einen Rechenalgorithmus drei Bedingungen zu erfüllen:

- die einzelschichtbasierte Spannungs- und Verzerrungsanalyse
- Bruchkriterien für eine Anstrengungsanalyse zur Ermittlung und Bewertung der in der Einzelschicht vorliegenden Werkstoffanstrengung und der Versagensmodi
- Degradationsmodelle zur Abbildung von Versagensmechanismen, die nicht unmittelbar zum Totalbruch des Laminats führen.

Die Werkstoffanstrengung beschreibt das Verhältnis der im Werkstoff vorliegenden Spannung zur maximal ertragbaren Spannungskombination [1]. Die Spannungsanalyse kann bei geometrisch einfachen Schalen- und Plattenstrukturen, die bei kleinen Verformungen und ebenen Querschnitten über der Bauteildicke konstante Schnittkräfte aufweisen, analytisch mittels klassischer Laminattheorie (CLT) erfolgen. Diese erstellt am dünnwandigen, infinitesimalen Schalen- oder Plattenelement aus der Kräfteäquivalenz und den durch die ideale Verklebung der Einzelschichten im Laminat resultierenden kinematischen Randbedingungen das Elastizitätsgesetz des Laminats. Grundlage hierbei bilden die in das Laminatkoordinatensystem transformierten UD-Elastizitätsgesetze. Die schichtweise Spannungs- und Verformungsanalyse errechnet anhand der Verzerrungen und dem Elastizitätsgesetz des Laminats die Einzelschichtspannungen. Die Spannungen der UD-Einzelschicht können aufgrund der Orthotropie der Schicht im natürlichen Koordinatensystem dargestellt werden. Hierbei werden für die Anwendung der CLT lineare ideal-elastische Werkstoffmodelle für alle SVB eingesetzt [1], was zu einer Unterschätzung von Verformungen und einer Überschätzung von Spannungen und dem Eintritt von Zfb führen kann [16]. Für komplexere Strukturen, bei räumlichen Spannungszuständen, und zur Verwendung nichtlinearer Werkstoffgesetze wird die Finite-Elemente-Methode (FE) genutzt, welche die Struktur in Schalen, Platten oder Volumina endlicher Größe diskretisiert und deren Verformungs- und Spannungszustand numerisch berechnet.

Die Anstrengungsanalyse stellt eine mechanisch-mathematische Beschreibung des Versagensgeschehens unter Nutzung von Bruchkriterien zur Identifikation von versagensauslösenden, mehrachsigen Spannungskombinationen dar, sie erfolgt bei FKV zur Begrenzung des experimentellen Aufwands auf UD-Ebene [1]. Während zur Analyse quasi-statischer Belastungen physikalisch basierte Bruchkriterien existieren, sind für zyklische Belastungen Modelle zur quantitativen Beschreibung des gesamten Versagensgeschehens zum jetzigen Zeitpunkt aufgrund der mehrere Größenskalen überschreitenden Schadensentwicklung sowie der material- und fertigungsinhärenten Streuung von Werkstoffeigenschaften noch Gegenstand der Forschung [17].

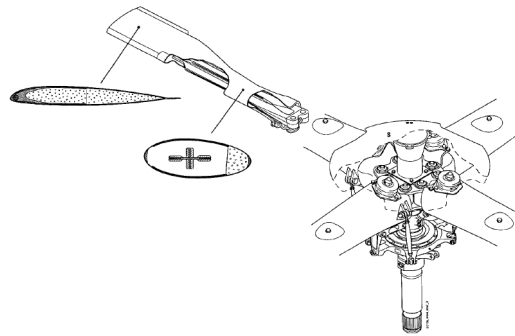


Abb. 2.1: Rotormast des *Eurocopter EC 135* mit Taumelscheibe zur Rotorblattansteuerung, Mastflansch und daran befestigten FKV-Rotorblättern in Schaumkern-Sandwichbauweise im Profilbereich und biege- und torsionsweichem Kreuzprofilanschluss der Blattwurzel mit umliegender Blatthaut [19].

2.2 Einordnung der Schwingerermüdungsproblematik

In weiten Bereichen der Luftfahrt wird die Schwingerermüdungsproblematik aufgrund ihrer Komplexität zumeist keiner detaillierten rechnerischen Analyse unterzogen, sondern, wie auch das *MIL Composite Materials Handbook* [18] feststellt, durch die Einhaltung einer entsprechend strengen quasi-statischen Bauteildimensionierung bei der Auslegung mit abgedeckt: „Für die Mehrzahl der derzeitigen Flugzeug-Faserverbund-Strukturen ist das Ermüdungsverhalten kein einschränkendes Kriterium, wenn sich aller statischen Festigkeitsaspekte eingehend und erfolgreich gewidmet wurde. Ausnahmen hierfür sind hochzyklisch belastete Bauteile, wie jene in dynamischen Systemen von Helikoptern“. Abb. 2.1 zeigt als Beispiel eines solchen Systems den gelenklosen Rotor des *Eurocopter*-Hubschraubers *EC 135*, bei dem es insbesondere im Bereich der biege- und torsionsweichen Blattwurzel, die aus unidirektionalen Glasfaserlaminaten als Kreuzprofil ausgebildet ist, aufgrund der Schlag- und Schwenkbewegung sowie der Blattanstellung¹ des Blattes zu ermüdungsinduzierten Delaminationen kommt [19].

Betrachtet man jedoch die Gesamtzahl der Bauteile und Strukturen aus Faser-Verbund-Werkstoffen, also neben Luftfahrtstrukturen auch jene aus dem Maschinen-, Fahrzeug-, Sportgeräte- und Ingenieurbau, so schätzen *Dauskardt* und *Ritchie* [20], dass mehr als 80 % aller Betriebsausfälle auf Ermüdungsversagen zurückzuführen sind. Daneben wird die zukünftige Entwick-

¹ Kontrollierte und veränderliche Anstellung des Rotorblattprofils gegen die Luftanströmung

lung hin zu ressourcenschonender Fertigungsweise und ökonomisch wie ökologisch höheren Anforderungen an Betrieb und Unterhalt sowohl in der Luftfahrt als auch im landgebundenen Verkehr gehen. Diese erfordert eine verbesserte Auslegung und Konstruktion, die sich vom jetzigen Stand der Verwendung von Globalkriterien zur Strukturauslegung und der Werkstoffsubstitution metallischer Strukturen durch quasi-isotrope Laminataufbauten zu optimiertem Leichtbau hin weiterentwickelt. Diese Entwicklung erfordert dann zwangsläufig eine differenzierte Versagensanalyse mit physikalisch basierten Bruchkriterien und faserverbundgerechtem Laminateneinsatz. Durch die dann vorliegende höhere Werkstoffausnutzung wird die Ermüdungsproblematik zunehmende Beachtung bei Auslegung und Betrieb erfordern.

Die vielseitigen Gestaltungsmöglichkeiten der Faserverbundwerkstoffe durch den Einsatz von duro- oder thermoplastischer Matrix mit Glas-, Kohlenstoff- oder Aramidfasern in Kurz-, Lang- und Endlosfaserform als uni- oder multidirektionalen Gelege- oder Gewebeaufbau [1] bedingen große Unterschiede in ihren ermüdungsrelevanten mechanischen Eigenschaften. Dadurch ist für jedes Laminat eine gesonderte Behandlung des Schädigungs- und Versagensverhaltens erforderlich. Endlosfaserverstärkten GFK und CFK gemeinsam ist jedoch der Einfluss des Faser-Matrix-Interfaces auf die Ermüdungseigenschaften, welcher aufgrund der beschränkten Zahl der Versagensmechanismen F_b und Z_{fb} identisch ist und mit gleichen Methoden analysiert werden kann [21]. Für FKV-Laminat ist eine dreistufig ablaufende Schadensentwicklung bei Ermüdungsbelastung typisch. Abb. 2.2 zeigt am Beispiel eines $[0/90]$ -Kreuzlaminates diese Stufen, beginnend mit der Entwicklung erster Querrisse in den 90° -Schichten, welche bis zu einer charakteristischen Rissdichte, dem „Characteristic Damage State“, anwachsen. In dieser Stufe ist ein starker Anstieg des Schädigungsgrades zu beobachten. Die so entstandenen Risse wachsen in der zweiten Stufe zusammen, laufen entlang der 0° -Fasern und werden begleitet von ersten, wahrscheinlich durch Spannungskonzentrationen an den Zwischenfaserbruchgrenzen lokal und vereinzelt entstehenden, Faserbrüchen. Der Schädigungsgrad steigt, im Vergleich zu Stufe 1, nur moderat. In der dritten Stufe wachsen aus den zusammenlaufenden Rissen Delaminationen, und es kommt zu einer verstärkten Zunahme des Schädigungsgrads und letztendlich zu einem durch F_b initiierten Totalversagen des Probekör-

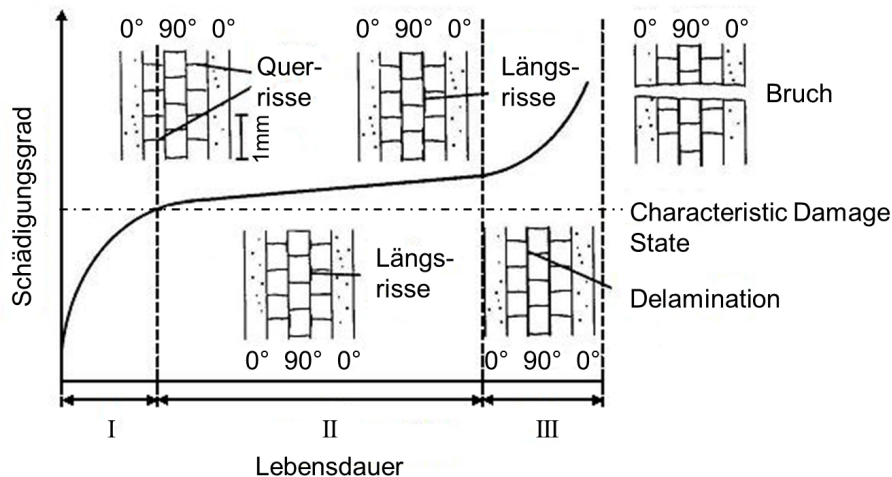


Abb. 2.2: Dreistufig chronologisch ablaufende Schadensentwicklung in FKV bei zyklischer Belastung, nach [22]

pers. Um dieser Rissentstehung und -entwicklung entgegen zu wirken, wurden verschiedene Ansätze zur Steigerung des Widerstands des Matrixwerkstoffs entwickelt. Eine Möglichkeit besteht in der Zähmodifizierung des Harzes, z. B. mit einem Flüssigkautschuk, was im Zug-Druck-Wechselversuch eine Steigerung der Lebensdauer ermöglichte [23]. Andere Ansätze versuchen mittels Carbon-Nanotubes (CNT) oder Nanopartikeln eine Risswiderstandssteigerung. Bei einem GFK konnte sowohl mit Multi-Wall CNT (MWCNT) als auch mit Siliziummonoxid-Nanopartikeln eine Steigerung der Lebensdauer erreicht werden [24]. Allerdings scheint eine agglomerationsfreie Dispergierung der Nanopartikel essenziell zur Erreichung einer Lebensdauersteigerung zu sein, da bei ungenügender Dispergierung keine Effekte erkennbar sind [218].

2.3 Versuche, Messverfahren und Versagensverhalten von FKV

Ziel von Ermüdungsversuchen an Werkstoffen ist es, Daten zum Verhalten des Werkstoffs unter zeit- und intensitätsvariabler äußerer Belastung zu ermitteln [25]. Die Entwicklung mechanischer Ermüdungsversuche begann mit exzentergesteuerten Prüfmaschinen. Aktueller technischer Stand zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens von Kunststoffen und FKV sind servohydraulische Prüfmaschinen [26], eine Entwicklung geht in Richtung höherer Prüffrequenzen durch den Einsatz von Elektrodynamik- und Resonanzprüfmaschinen. Die Prüfverfahren werden nach Belastungsart und -form gegliedert.

2.3.1 Quasi-statische Versuche

Quasi-statische Versuche werden zur Ermittlung der das Zug- oder Druck-Spannungs-Verzerrungs-Verhalten, Superscript t oder c, von UD-Schichten der faserparallelen ($i = \parallel$) oder fasersenkrechten² ($i, j = \perp$) Orientierung beschreibenden Kennwerte Elastizitätsmodul $E_i^{t/c}$, Querkontraktion ν_{ij} , Zug- oder Druckfestigkeit $R_{i,j}^{t/c}$ und Bruchdehnung $e_i^{t/c}$ eingesetzt. Zur Ermittlung der das Schubspannungs-Verzerrungs-Verhalten beschreibenden Kennwerte Schubmodul $G_{\perp\parallel}$, Schubfestigkeit $R_{\perp\parallel}$ und Schubbruchdehnung $e_{\perp\parallel}$ werden Zugversuche an $[\pm 45]$ -Probekörpern durchgeführt und die im x, y -Bezugssystem des Probekörpers bestimmten Spannungen und Dehnungen nach DIN 14 129 [27] auf die Schiebung $\gamma_{\perp\parallel}$ und die Schubspannung $\tau_{\perp\parallel}$ umgerechnet. Bei der Prüfung von 0° -Zug-Probekörpern bestimmt die Faserfestigkeit, bei 0° -Druck-Probekörpern die Stützwirkung der Matrix die ermittelte Verbundfestigkeit [26]. Bei 90° -Probekörpern beeinflussen die Matrixfestigkeit, die Faser-Matrix-Grenzhaftung sowie innere Spannungen den jeweiligen Kennwert, bei Schubversuchen dominiert die Matrixelastizität die ermittelten Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen [26].

2.3.2 Einstufenversuche

Einstufen- oder Wöhler-Versuche bilden die Grundlage für die Ermittlung des Ermüdungsverhaltens von FKV und Metallen [26]. Sie sind charakterisiert durch gleichförmige Belastungsschwankungen zwischen konstanten Lastgrenzen [28], grundlegende Normen sind [29, 30]. Beim kraftgeregelten Einstufenversuch wird bei konstanter Mittelspannung σ_m eine meist sinusförmige Schwingung mit konstanter Spannungsamplitude σ_a ³ überlagert. Ebenso ist eine dehnungsgeregelte Versuchsdurchführung möglich. Die Unter- und Oberspannungsanteile der Belastung werden durch das Spannungsverhältnis $R = \sigma_u / \sigma_o$ festgelegt [26]. Im Einstufenversuch wird die Anzahl der bis zum Versagen insgesamt aufgebrauchten Schwingspiele N (Versagens- oder Bruch-

² Die gewählte Indizierung orientiert sich an der VDI 2014 [12] und verwendet primär \parallel und \perp als Kennzeichen der Belastungsart im Bezug auf die Faserorientierung, in nicht eindeutigen Fällen wird auch von der 1, 2, 3-Indizierung der Schichtspannungen Gebrauch gemacht, vgl. Abb. 3.9 und 3.10.

³ Die gewählte Bezeichnung ermüdungsrelevanter Kennwerte orientiert sich an der VDI 2014 [12] und verwendet σ zur Kennzeichnung der Spannungen; in der Literatur ist vielfach die Bezeichnung S verbreitet [31]

schwingspielzahl, Lebensdauer) ermittelt. Die Lebensdauer kann in Abhängigkeit der aufgetragenen Belastung σ mit zwei Formparametern a und b als Gerade beschrieben werden:

$$\sigma(N) = a - b \log N \quad (2.1)$$

Eine rein sinusförmige Belastung zeigt sich in wenigen praxisrelevanten Fällen wie Unwuchterregungen, allgemein ist eine sinusförmige Belastung mit konstanter Amplitude jedoch versagenskritischer als stochastische Betriebslasten mit gleicher Ober- und Unterspannung [31–33]. Dadurch ermöglicht der Einstufenversuch eine kritische Abschätzung der Lebensdauer eines Bauteils [32]. Insbesondere für multiaxiale Lamine sind Zug- und Druckanteile mit $R < 0$ im Wechselversuch stärker schädigend als Schwell-Zugbelastungen [34].

Zur Versuchsplanung des Wöhlerversuchs stehen zwei unterschiedliche Ansätze zur Verfügung. Die Perlenschnur-Verfahren genannte Vorgehensweise schreibt eine Prüfung auf möglichst vielen Prüfhorizonten im Zeitfestigkeitsbereich vor. Darauf basiert das Vorgehen nach der zurückgezogenen, aber noch in vielen Literaturquellen erwähnten, DIN 65 586 [30], bei dem die Wöhlerkurve als Mittelwertkurve oder als Kurve einer unteren Vertrauensgrenze (beispielsweise der Überlebenswahrscheinlichkeit $P_s = 90\%$) ermittelt wird. Als der Versagensschwingspielzahl N unterliegende statistische Verteilung wird eine zweiparametrische Weibull-Verteilung angenommen. In die Versuchsauswertung fließt auch die quasi-statische Festigkeit ein.

Eine Versuchsdurchführung mit mindestens 6 gültigen Einzelprüfungen auf mindestens drei bis vier Prüfhorizonten ermöglicht eine abgesicherte Aussage zur Überlebenswahrscheinlichkeit $P_s > 50\%$. Durch diese Vorgehensweise können anhand der für jeden Prüfhorizont bestimmten Mittelwerte und Streuungen abgesicherte Regressionsgeraden errechnet werden [26]. Anders als bei duktilen Metallen kann bei FKV in der Regel keine Dauerschwingfestigkeit σ_D ermittelt werden [26, 35].

2.3.3 Einfluss der Prüffrequenz bei Ermüdungsversuchen an FKV

Eine wichtige Einflussgröße auf die Lebensdauer kunststoffbasierter Werkstoffe stellt die Prüffrequenz f dar. Sie sollte möglichst den realen Einsatzbedingungen entsprechen, im Einstufenversuch aber gleichzeitig möglichst hoch ge-

wählt werden können, um die Prüfdauer zu minimieren. Im Labormaßstab wurden an UD-aramidfaserverstärkten Polyesterharz-Probekörpern Prüffrequenzen von bis zu 450 Hz realisiert, jedoch aufgrund der ermüdungsbedingten Erwärmung bei hohen Frequenzen nur durch besondere Gestaltung und kontinuierliche Wasserkühlung der Probekörper mit Einsatz einer Wachsschicht zum Schutz des Matrixwerkstoffs vor Wasseraufnahme [36].

Bei unverstärkten thermoplastischen Polymeren wurde an *Compact Tension*-Probekörpern im Einstufenversuch mit Zugschwellbelastung bei höheren Frequenzen ein langsamerer Rissfortschritt da/dn festgestellt. Diese Versuche wurden unter Kühlung bei Prüffrequenzen bis zu 100 Hz durchgeführt [37, 38]. Als mögliche Ursache hierfür wird der Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die Dehnrage genannt, welcher zu einer von der Prüffrequenz abhängigen Steifigkeit und Festigkeit führt.

Bei kurz- oder langfaserverstärkten Thermoplasten wurden im Bereich von 2 bis 20 Hz im Einstufenversuch mit Zugschwellbelastung keine Prüffrequenzeinflüsse im Rahmen der Messgenauigkeit festgestellt [39]. Bei endlosfaserverstärkten Thermoplasten zeigte sich insbesondere bei $[\pm 45]_{2s}$ -Laminaten im Einstufenversuch mit Zugschwellbelastung ein starker Einfluss der Prüffrequenz, der sich im Bereich von $f = 0,1$ bis 10 Hz durch ermüdungsbedingte Erwärmung des Probekörpers in einer Abnahme der Lebensdauer zeigte [40]. Dieser Effekt ist bei Epoxidharz-UD-FKV oder Laminaten mit thermoplastischer Matrix und hoher Verstärkung mit ausgerichteten Fasern geringer [41]. Duroplaste zeigten eine Erhöhung der Lebensdauer bei steigender Frequenz im Einstufenversuch mit Zugschwellbelastung. Dies wird hauptsächlich durch Krieeffekte bei niedrigerer Frequenz erklärt, da die ermüdungsbedingte Aufheizung bei duroplastischen Matrixwerkstoffen weniger stark ausgeprägt ist als bei FKV mit thermoplastischer Matrix [42–44]. Bei einer Zug-Druck-Wechselbelastung ist aufgrund der Mittelspannung $\sigma_m = 0$ kein Krieeffekt vorhanden. Hier führt die stärkere ermüdungsbedingte Aufheizung bei $f = 10$ Hz zu einer Abnahme der Versagensschwingspielzahl auf 1/10 des Wertes bei $f = 2,8$ Hz [45]. Der dynamische Elastizitätsmodul nimmt im Einstufenversuch mit Zugschwellbelastung bei endlosfaserverstärkten Duroplasten mit steigender Frequenz zu [46].

Neben der Versagensschwingspielzahl und dem Rissfortschritt finden sich in

der Schwingerermüdungs-Fachliteratur nur wenige Untersuchungen zum Einfluss anderer Schädigungsmerkmale auf die Lebensdauer. Eine systematische Untersuchung des Frequenzeinflusses sowohl unter genauer Einhaltung der Laborklimatisierung und der Identifikation des Einflusses der Probekörpergeometrie mit dem damit verbundenen Wärmetransport als auch der Faserarchitektur, des Fasertyps sowie der Unterscheidung des Schadenseintrags durch Kriecheffekte oder ermüdungsbedingte Aufheizung stehen noch aus.

2.3.4 Nichtlineares Werkstoffverhalten

Neben dem nichtlinearen Werkstoffverhalten treten in der Ingenieurspraxis weitere nichtlineare Phänomene bei der Analyse auf: geometrische Nichtlinearität mit großen Strukturverschiebungen bei kleinen Verzerrungen, große Deformationen, Stabilitätsprobleme und nichtlineare Randbedingungen, wie Kontakt- oder Reibungsphänomene. Für diese Problemstellungen sind Lösungsalgorithmen für die FE-Methode entwickelt worden [47].

UD-verstärkte FKV zeigen unter einachsiger Zug-, Druck- und Schubbelastung teilweise deutliche nichtlineare SVB. Diese können als degressiver Verlauf in den Schubspannungs-Schiebungs- $(\tau_{\perp\parallel}-\gamma_{\perp\parallel})$ - und Querdruck- $(\sigma_{\perp}^c-\epsilon_{\perp}^c)$ -SVB und bei einigen CFK als schwach progressiver Verlauf der faserparallelen Zug- $(\sigma_{\parallel}^t-\epsilon_{\parallel}^t)$ - oder schwach degressive Längsdruck- $(\sigma_{\parallel}^c-\epsilon_{\parallel}^c)$ -SVB auftreten [48–50]. Durch eine lineare Berechnung wird eine vom realen nichtlinearen Werkstoffverhalten abweichende Spannungsvorhersage getroffen. Zur Verbesserung der Güte einer Strukturanalyse ist eine möglichst genaue rechnerische Ermittlung der UD-Spannung unter Einbeziehung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens für eine zuverlässige Anstrengungsanalyse erforderlich.

Bisher liegen keine physikalisch begründeten Modelle zur Beschreibung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens von FKV vor. Die SVB werden deshalb durch mathematische Approximationsfunktionen in der Form $\epsilon_{ij}(\sigma_{ij})$ oder $\gamma_{\perp\parallel}(\tau_{\perp\parallel})$ abgebildet. Als Approximationsfunktion, welche die SVB geschlossen abbildet, kann die *Ramberg-Osgood*-Gleichung

$$\epsilon_{ij}(\sigma_{ij}) = \frac{\sigma_{ij}}{E_{t,0,ij}} + \xi_{ij} \left(\frac{\sigma_{ij}}{R_{ij}} \right)^{n_{ij}} \quad (2.2)$$

genutzt werden. In der *Ramberg-Osgood*-Gleichung sind neben der Dehnung ϵ_{ij} und Spannung σ_{ij} zur Anpassung an Messwerte vier Parameter enthalten.

$E_{t,0,ij}$ und R_{ij} haben hier als Ursprungs-Tangentenmodul und Bruchfestigkeit eine physikalische Bedeutung, während die Parameter ξ_{ij} und n_{ij} zur Anpassung von Kurvenkrümmung und Krümmungsbeginn an experimentell ermittelte SVB, z. B. mittels der Methode der Fehlerquadratminimierung, dienen. ξ_{ij} ist dabei die Dehnung oder Schiebung, bei der die zum Schnittpunkt der SVB mit der Bruchfestigkeit verschobene Ursprungstangente mit der Steigung $E_{t,0,ij}$ die Abszisse schneidet [51]. Die *Ramberg-Osgood*-Funktion wurde von *Lee* und *Ades* [52] zur Beschreibung des zugrundeliegenden nichtlinearen isotropen Werkstoffverhaltens beim Torsionsversagen von Kreisschalen, von *Hashin* [53] zur Beschreibung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens von FKV und von *Weber* und *Schürmann* [51] modifiziert für FKV-UD-Schichten genutzt. Die nichtlinearen SVB von FKV lassen sich von der *Ramberg-Osgood*-Gleichung in hinreichender Güte abbilden, darüber hinaus sind die Parameter $E_{t,0,ij}$ und R_{ij} physikalisch begründet und ermöglichen damit eine ingenieurmäßige Interpretation.

Näherungspolynome höheren Grades können auch als Approximationsfunktion genutzt werden [48, 54]. Daneben können abschnittsweise definierte Funktionen, wie Spline-Funktionen höheren Grades [55], abschnittsweise lineare Funktionen [56], Exponential-, *Hill*-, bi-lineare [49] oder hyperbolische Tangensfunktionen [57] zur Beschreibung der nichtlinearen SVB genutzt werden. Insbesondere bei Näherung der nichtlinearen Schubspannung-Verzerrungskurve durch ein Polynom höheren Grades würde das Materialverhalten bei negativem Schub inkorrekt berechnet und bei nichtlinearen Versagensanalysen außerdem asymmetrische Verzweigungspunkte hervorgerufen werden [57].

2.3.5 Mehrstufen- und Betriebslast-Lebensdauerversuche

Eine wirklichkeitsnahe Bestimmung der Lebensdauer kann mit servohydraulischer Prüftechnik durch Nachfahren von an Prototypen oder an Vorgängermodellen von Serienbauteilen im Betrieb ermittelten Belastungsfolgen durchgeführt werden [26]. Die Prüfungsdauer muss der vorgesehenen Nutzungsdauer entsprechen und die Versuchsergebnisse sind nicht verallgemeinerungsfähig. Eine Verkürzung der Versuchsdauer kann durch definierte endliche Lastkollektive, z. B. Blocklastprogramme, und deren Wiederholung im Versuchsprogramm oder einer statistischen Analyse der Betriebslast und Synthese eines

statistisch gleichwertigen Versuchsprogramms erreicht werden [31].

Synthetische Versuchsprogramme [28] wurden für Transportflugzeuge (TWIST, mit Lastermittlung an der Flügelunterseite beim Start-, Flug-, Lande- und Taxiingsbetrieb auf dem Rollfeld [58] und miniTWIST, ein durch Herausfiltern der Schwingspiele mit niedrigen Amplituden und Schadenseinträgen verkürztes TWIST-Programm [59]), Kampfflugzeuge (FALLSTAFF [60]), Hubschrauber-Rotoren (Helix, Felix [61]), Windenergieanlagen (WISPER, WISPERX [62, 63]) und Verdichterscheiben von Strahltriebwerken (Cold TURBISTAN, Cold MiniTURB [64]) entwickelt. Bei diesen Lastkollektiven können Frequenz, Spannungsamplitude und Mittelspannung für jedes Schwingspiel verschieden sein.

Bei Betriebslastversuchen ist die Einhaltung der Reihenfolge der Einzelbelastungen erforderlich, eine Übertragung des an UD-Probekörpern ermittelten Reihenfolgeeinflusses auf MSV ist nach *Kienert* [32] nicht möglich. So konnte ein an CFK-UD-Probekörpern festgestellter Reihenfolgeeinfluss an CFK-Probekörpern mit $[90/0]_{2s}$ -Aufbau im Blocklastversuch nicht nachgewiesen werden. *Post et al.* [65] untersuchten mehrere Lebensdauervorhersagemodelle an in der Literatur vorhandenen Werkstoffkennwerten. Dabei zeigte sich, dass die meisten Modelle bei Kollektivbelastung die Versagensschwingspielzahl für UD-Laminat im Vergleich zu MSV um den Faktor 3-4 nicht-konservativ überschätzten.

Stochastische Lastkollektive mit *Gauss*- oder Geradlinienverteilung existieren für die Ermittlung von Betriebsfestigkeitskennwerten [28].

2.3.6 Druckprüfung von FKV

Die Problematik der Druckprüfung von FKV besteht im Wesentlichen darin, die Prüfkraft so in den Probekörper einzuleiten, dass ein Werkstoffversagen der Fasern und der die Fasern stützenden Matrix, jedoch kein Stabilitätsversagen des Probekörpers durch Knicken eintritt. Im Verlauf von mehreren Jahrzehnten Forschung und Entwicklung wurden Prüfvorrichtungen entwickelt, die es ermöglichen, reproduzierbare Druckfestigkeitskennwerte von unidirektional verstärkten FKV experimentell zu ermitteln [66]. Die dabei gewonnenen Erfahrungen spiegeln sich in der Weiterentwicklung von Prüfverfahren und -vorrichtungen wider, die teilweise Eingang in nationale und internationale Nor-

men gefunden haben. Überblicke über diese Entwicklungen geben [26, 66–69]. Bei Druckprüfungen von Faserverbundwerkstoffen lassen sich drei allgemeine Versagensarten erkennen, welche durch Vorschädigungen bei der Fertigung und die Art der Krafteinleitung in den Probekörper beeinflusst werden. Sie zeichnen sich zudem durch ein charakteristisches Niveau der erreichten Versagensspannung aus. Beim Faserdruckversagen werden die höchsten Versagensspannungen, beim Versagen durch Biegung oder Delamination nur mittlere Spannungsniveaus erreicht, das niedrigste Versagensniveau zeigt sich beim Versagen durch *Euler*-Knicken [67]. Dagegen wird das theoretisch mögliche Versagensniveau experimentell nur selten erreicht [66], daher sind die experimentell ermittelten Druckfestigkeiten von FKV häufig geringer als die Zugfestigkeiten und die theoretisch mögliche Druckfestigkeit, entsprechen aber den in Bauteilen vorliegenden realistischen Werten [26]. Große Streuungen der Druckfestigkeit ergeben sich auch beim Vergleich verschiedener Labore, was durch unterschiedliche Vorgehensweisen, Prüferfahrung und Probenvorbereitung erklärt wird [70].

Zur Lasteinleitung bei Druckversuchen existieren drei unterschiedliche Methoden: die direkte Belastung der Probenstirnfläche, die Krafteinleitung durch Schub an den Seitenflächen und die gemischte Stirnflächen- und Schubeinleitung. Generell werden zur Druckprüfung von FKV Prüfvorrichtungen oder Knickstützen genutzt, um Knicken der Probekörper zu unterbinden. Während eine Druckprüfvorrichtung eine eigenständige Vorrichtung ist, die von der Prüfmaschine mit der Prüfkraft beaufschlagt wird, ist eine Knickstütze zur Einspannung in den Spannzangen einer Prüfmaschine vorgesehen.

Die direkte Belastung der Probenstirnfläche ist für Hochleistungs-FKV nicht geeignet, da die geringe interlaminare Festigkeit dieser Werkstoffe zu einem Versagen durch Zerdrücken der Probenenden teilweise in Kombination mit einem longitudinalen Aufspleißen führt [70]. Dennoch findet die direkte Belastung vielfach Verwendung und ist in verschiedenen Normen beschrieben [71, 72]. Die direkte Belastung bietet keine Möglichkeit zur Dehnungsermittlung [68] und erfordert daher zwei unterschiedliche Probekörper zur Elastizitätsmodul- und Festigkeitsmessung [66]. Von *Barbero* [73] wurden pultrudierte Rundprobekörper mit besonderer Einspannung zur Vermeidung des Aufspleißens der Probekörperstirnflächen entwickelt. Weitere Formen direkt belastender Prüfvorrich-

tungen enthalten [74, 75]. Bei der beidseitigen Stützung gegen Knicken wurde ein hoher Einfluss der Schraubenanzugkräfte der Vorrichtung durch den entstehenden redundanten Kraftpfad über die Vorrichtung festgestellt, welcher zur Überschätzung von Druckfestigkeit und Elastizitätsmodul führt [66].

Die Schubbelastung ist die verbreitetste Lasteinleitung für Druckprüfversuche, allerdings hat die Ausführung der Aufleimer Einfluss auf die Versuchsergebnisse. Beispielhaft seien hier die in ASTM D3410 [76] beschriebene *Celanese*-Prüfvorrichtung (Abb. 2.3a) oder die davon vom *Illinois Institute of Technology Research Institute* (IITRI) abgeleitete Prüfvorrichtung (Abb. 2.3b) genannt. Die *Celanese*-Prüfvorrichtung erfordert eine strenge Einhaltung der Dickentoleranz der Probekörper, da es sonst wegen unzureichender Reibung zwischen Probekörper und Spannkörper zu vorzeitigem Probekörperversagen kommen kann. Die IITRI-Vorrichtung erfordert durch den rechteckigen Querschnitt der Spannzangen nicht diese enge Dickentoleranz [70]. Eine Modifikation der *Celanese*-Vorrichtung ist in DIN 65 380 [77] beschrieben.

Die kombinierte Stirnflächen- und Schublasteinleitung ist mit der in ASTM D6641 oder DIN EN ISO 14 126 beschriebenen Druckprüfvorrichtung möglich, eine Anpassung dieser Vorrichtung mit hydraulischer Probekörpereinspannung ist in [78] gezeigt. Die kombinierte Krafteinleitung soll eine Einstellung der Einspannkraft für die Schublasteinleitung und dem dadurch gegebenen Verhältnis zwischen direkter Stirnflächen- und Schublasteinleitung ermöglichen. Umfassende Erfahrung und eine breite experimentelle Basis zur Ermittlung des optimalen Lastverhältnisses sind für den Einsatz dieser Lasteinleitung erforderlich [66]. Eine kombinierte Lasteinleitung wird von *Hsiao* [79] mit einer modifizierten IITRI-Vorrichtung beschrieben. Die dafür genutzten Probekörper werden durch eigens gefertigte Endkappen gegen Versagen auf der Stirnseite geschützt. Durch Versuchsunterbrechung und Einlegen von Unterlegblechen nach Erreichen von 25 % der Bruchfestigkeit soll eine konstante Lastaufbringung ermöglicht werden.

Bei allen beschriebenen Druckprüfvorrichtungen kann keine Zugbelastung auf die Probe ausgeübt werden, sie sind daher für kombinierte Wechsel-Ermüdungsprüfungen ungeeignet. Mit der vom *National Bureau of Standards* (NBS) entwickelten Druckprüfvorrichtung mit Schubkraftübertragung, welche durch vier Stangen die Kraft in den Probekörper einleitet (Abb. 2.3c), ist eine Zug-

Druck-Ermüdungsprüfung möglich. Neben Versuchsvorrichtungen mit eigener Probekörpereinspannung werden bei Ermüdungsuntersuchungen vielfach Knickstützen genutzt, da durch den Einsatz in den vorhandenen Spannzeugen der Prüfmaschinen meist die Möglichkeit der kombinierten Zug-Druck-Wechselbelastung erreicht wird.

Für Ermüdungsuntersuchungen bei Zug-Druck-Wechselbelastung benutzten *Herszberg et al.* [80] eine Knickstütze im Bereich der Probe außerhalb der Einspannung, *Rotem et al.* [81] dagegen eine IITRI-ähnliche Vorrichtung. Für Ermüdungsuntersuchungen im Druck-Schwellbereich mit Vorrichtung verwendete *Adams* [82] eine kombinierte Stirn- und Schublasteinleitung, *Vandermeij* [83] Stirnlasteinleitung und *Curtis* [84] Schublasteinleitung mit taillierten Probekörpern. Für den Wechselbereich nutzten *Grimes* und *Schulte* jeweils Knickstützen außerhalb der Spannzeugen [85, 86]. Bei allen diesen Vorrichtungen existieren redundante Kraftpfade. *Matondang et al.* [87] berichteten von einem Einfluss der Knickstützengeometrie auf die Lebensdauer. Insbesondere bei La-

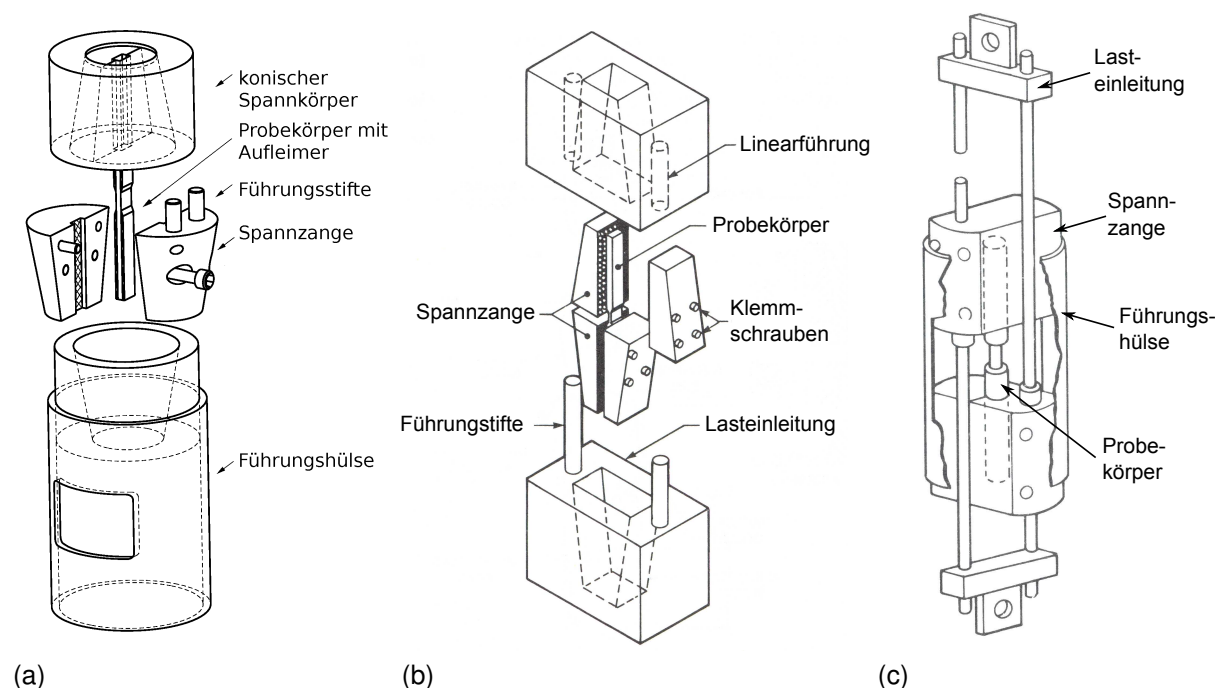


Abb. 2.3: Prüfvorrichtungen für FKV

(a) Prüfvorrichtung Typ *Celanese* ähnlich ASTM D3410 für Druckprüfungen

(b) Vom *Illinois Institute of Technology Research Institute* (IITRI) aus der *Celanese*-Prüfvorrichtung abgeleitete Druckprüfvorrichtung, nach [67]

(c) Typ *National Bureau of Standards* (NBS) für Zug- und Druckprüfung, nach [67]

minaten, deren Schädigungsverhalten von Delaminationen bestimmt ist, hängt die Lebensdauererwartung stark von der verwendeten Vorrichtung ab.

2.3.7 Versuche an Probekörpern mit Kreisausschnitt

Bei Flachprobekörpern mit Kreisausschnitt bewirkt die Kerbe eine Störung des Spannungszustandes, die zu einer mit zunehmendem Abstand vom Lochrand abklingenden Spannungsüberhöhung führt. Eine elementare Lösung des durch die Störung hervorgerufenen Spannungszustandes einer unendlich angenommenen isotropen Scheibe mit Hilfe der *Airyischen* Spannungsfunktionen ist in Anhang A vorgestellt. Die Spannungsverteilung eines endlichen Probekörpers ist vom Lochdurchmesser abhängig, Probekörper mit größerem Loch zeigen eine höhere Spannung [88]. Im Umkehrschluss kann sich bei einem Probekörper mit einem Loch geringeren Durchmessers die durch die Kerbe bedingte Spannungsüberhöhung im Zugversuch auf einen größeren Querschnitt verteilen, was zu einer höheren mittleren Festigkeit führt [89]. Probekörperversagen tritt ein, wenn an dem als Werkstoffkenngröße angenommenen charakteristischen Abstand d vom Lochmittelpunkt die durch die Störung überhöhte lokale Spannung höher ist als die Werkstofffestigkeit [89, 90]. Duktile Matrixwerkstoffe sind weniger sensitiv für die kerbbedingte Spannungsüberhöhung, da der *Whitney-Nuismer*-Abstand d größer ist als bei spröden Matrixwerkstoffen [91]. Bei quasi-statischen Druckfestigkeitsversuchen an quasi-isotropen FKV-Probekörpern mit Kreisausschnitt treten bei Laminataufbauten mit mehreren Schichten gleicher Orientierung ($[45_n/90_n/-45_n/0_n]_s$) höhere Druckfestigkeiten auf als bei Laminataufbauten mit Orientierungsänderung in allen Schichten ($[45/90/-45/0]_{ns}$). Dies erklärt sich aus der lokalen Schädigungsentwicklung am Lochrand, die zu Spannungsumlagerungen und zu einer Minderung der Spannungsüberhöhung führt, wodurch Versagen erst bei höheren Lasten auftritt. Bei beiden Laminataufbauten ist Mikrofaserknicken der Versagensmechanismus [88]. Die Restfestigkeit von Proben mit Loch kann signifikant höher sein als bei ungelochten Proben, da die Schwingermüdschädigung die durch die Kerbe hervorgerufene lokale Verformungsbehinderung relaxiert und dadurch die effektive Spannungsüberhöhung verringert. Für einen weiten Schwingenspielzahlbereich wurde bei Probekörpern mit Loch kein Bruchversagen, aber eine starke Änderung der Steifigkeit festgestellt [43]. Die

Beaufschlagung mit einem Lastkollektiv, wie TWIST, verringert die Restfestigkeit im Vergleich zu sinusförmiger Druckschwellbelastung [92]. Prüfnormen für Versuche an Probekörpern mit Kreisausschnitt sind [75, 93].

2.3.8 Zerstörungsfreie Prüfung

Die zerstörungsfreie Prüfung von Bauteilen ist erforderlich, um die strukturelle Integrität und Sicherheit insbesondere bei zyklischer Beanspruchung sicherzustellen [94]. Die Komplexität der Schadensentwicklung bei Verbundwerkstoffen hat sowohl zur Fortentwicklung und Anpassung bestehender Prüfverfahren für Metalle als auch zur Neuentwicklung zerstörungsfreier Prüfverfahren für die Detektion von Werkstoff- und Bauteilschäden geführt, welche zwei Ziele verfolgen:

- Zuverlässige und wiederholbare Charakterisierung des Typs, der Abmessung und des Ortes von Schäden
- Bestimmung der Änderung von Werkstoffkennwerten

Zerstörungsfreie Prüfverfahren, wie die Sichtprüfung von Bauteilen oder der Klopfest zur Bestimmung von Delaminationen, die diese Voraussetzungen nicht erfüllen, finden trotzdem weite Nutzung [94, 95]. Die weite Verbreitung des Klopfests erklärt sich aus der Oberflächennähe und der großflächigen Ausbreitung der zu detektierenden kritischen Delaminationsschädigung. Der Klopfest ist in geometrisch homogenen, dünnwandigen Laminaten mit geringer zulässiger Dehnung erfolgreich einsetzbar. Nachteile sind die subjektive Interpretation der Prüfergebnisse und die nicht vorhandene Eignung zur Bestimmung der exakten Schadensgröße oder -lage in Dickenrichtung, wodurch dieser Test bei dickwandigen oder Hochleistungsbauteilen nicht eingesetzt werden kann [95].

Die Ultraschallprüfung ist insbesondere zur Detektion von Delaminationen und zur Ausschußprüfung von Bauteilen mit Harztränkungsfehlern geeignet. Neuere Verfahren, wie das *Phased-Array*-Verfahren bieten eine Strahllenkung und -fokussierung durch die aufeinanderfolgende Ansteuerung von in Reihe geschalteten Ultraschallsendeköpfen, womit eine höhere Detailauflösung von Fehlstellen und das Prüfen geometrisch komplexer Bauteile möglich wird. Ein Nachteil des Ultraschallverfahrens ist die Abschattung tiefer liegender Fehlstellen in Dickenrichtung durch oberflächennähere Fehlstellen.

Die Durchstrahlungsprüfung mit in Röhren oder Linearbeschleunigern erzeugten Röntgenstrahlen oder durch radioaktiven Zerfall gewonnenen Betastrahlen ist geeignet, Poren, Zfb und Delaminationen im Bauteil festzustellen. Durch den geringen Dichteunterschied können Kohlenstofffaser und Matrix nicht unterschieden werden. Die Nutzung von Kontrastmitteln, wie 1,4-Diodbuthan, Zinkiodid oder Diiodmethan ist erforderlich, um kleine Fehlstellen sowie ungünstig zum Strahlengang liegende Delaminationen bei der Röntgenprüfung sichtbar zu machen. Nachteilig ist, dass ein Zutritt des Kontrastmittels zur Fehlstelle möglich sein muss, wodurch innenliegende Fehlstellen, die zur Bauteiloberfläche hin geschlossen sind, nicht erfasst werden. Außerdem können in Dickenrichtung übereinander liegende Fehlstellen nur mit der *Stereo-Radiographie* differenziert erfasst werden [94, 96, 97]. Der Schadensfortschritt bei zyklischer Belastung lässt sich mit versuchsintermittierender Durchstrahlungsprüfung feststellen. Neuere Röntgenstreuungsmethoden ermöglichen die Ermittlung von Faser-Matrix-Debonding, Mikrorissen und die Verformung auf Lagenebene während des Versuchs [97–101]. Die *Mikro-Computertomografie* stellt eine Weiterentwicklung der Durchstrahlungsprüfung dar, die eine dreidimensionale Visualisierung von Poren, Reinharzgebieten, Zfb und Delaminationen ermöglicht [102, 103].

Die *Schallemissionsanalyse* (SEA) wird allgemein den zerstörungsfreien Prüfverfahren zugerechnet. Da sie aber die bei der Schadensentstehung freigesetzte Schallenergie zur Detektion nutzt, sollte man sie besser als passiv-rezeptives Prüfverfahren bezeichnen [104]. Die bei der Versagensbildung lokal auftretende ruckartige Entspannung eines verzerrten Festkörpers führt durch Energieumwandlung zur Entstehung von Schallwellen, die mit Hilfe geeigneter Sensoren an der Werkstückoberfläche registriert werden können. *Hamstad* [105] nennt als Vorteile des Verfahrens, insbesondere im Vergleich zu anderen als zerstörungsfrei bezeichneten Prüfverfahren, die hohe Sensitivität, die Möglichkeit zur Echtzeit-Fehlerbestimmung, die Abdeckung eines großen Probekörpervolumens mit einer Messeinrichtung, die Möglichkeit zur Schadensortung und die Fähigkeit, alle Quellen von schädigungsinduzierten Schallwellen zu detektieren. Dem stehen die Schwierigkeit der korrekten Zuordnung von Emissionssignal und -quelle aufgrund der komplexen Wellenfortpflanzung vom Versagensort zum an der Werkstücko-

berfläche angebrachten Mikrofon, die hohe Rauschanfälligkeit und noch zu leistende Entwicklungsarbeit beim Einsatz des Verfahrens bei FKV gegenüber. Als Metriken zur Analyse des Schadensvorganges mittels Schallemissionsanalyse kommen die Ermittlung der Anzahl der Schallemissionsereignisse und die Schallamplitude zum Einsatz. *Minak* et al. untersuchten mit SEA die Schadensentstehung bei quasi-isotropen Laminaten durch quasi-statische Vorbelastung senkrecht zur Laminebene und die Entwicklung von Delaminationen bei zyklischer uniaxialer Belastung [106]. *Williams* und *Reifsnider* [107] stellten eine Zunahme der SE-Aktivität durch zunehmende Dehnung bei lastgeregelten Ermüdungsuntersuchungen an Bor/Epoxidharz- Probekörpern mit Kreischnitt fest. Neuere Analyseverfahren, wie *Neuronale Netze*, wurden von *Leone* et al. zur Analyse von Schallemissionssignalen für die Vorhersage der Restfestigkeit nach zyklischer Ermüdungsbelastung genutzt [108]. Zur Identifikation der Frequenzanteile wurden von *Kamala* et al. [109] die *Fast-Fourier-Transformation* (FFT) und die *Wavelet*-Analyse verwendet. Die *Wavelet*-Analyse erweist sich als vorteilhaft, da die Form der zur Analyse verwendeten *Wavelet*-Funktionen den zu untersuchenden Signalen der Schallemission ähnlicher sind als die bei der FFT zur Transformation in den Frequenzbereich verwendeten Sinus- und Cosinusfunktionen. Darüber hinaus sind bei der FFT die Analysefunktionen von konstanter zeitlicher Dauer, wodurch nur eine gleichmäßige Signalauflösung im Frequenzbereich erreicht werden kann, wohingegen die *Wavelet*-Transformation eine mehrfache Signalauflösung im Zeit- und Frequenzbereich zur Detektion kurzzeitiger hochfrequenter Signalanteile oder -singularitäten ermöglicht [110]. Da bei der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Transformation in den Frequenzbereich durch die *Wavelet*-Analyse die Zeitinformation erhalten bleibt, lassen sich im Signal detektierte Frequenzen dem Signalverlauf im Zeitbereich eindeutig zuordnen und über die Koeffizienten der *Wavelet*-Funktion die Signalamplitude im Frequenzbereich bestimmen.

2.4 Modellansätze und Metriken der Lebensdaueranalyse

Zur Beschreibung der durch zyklische Belastung entstehenden Änderung von relevanten Werkstoffkennwerten existieren schädigungs-basierte und phäno-

menologische Modellansätze [111]. Schädigungsbasierte Modellansätze, welche die Schädigungsentwicklung in Bezug zur Lebensdauer berücksichtigen, benötigen eine Schadensmetrik wie die Restfestigkeit (Kap. 2.4.1), die Steifigkeitsdegradation (Kap. 2.4.2) oder die Zfb-Rissdichte [112]. Auch integrative Konzepte, wie das Critical Element (CE)-Konzept, sind den schädigungsbasierten Modellansätzen zuzuordnen, da sie die Interaktion verschiedener Schädigungsmechanismen abzubilden können [111]. Phänomenologische Modellansätze benötigen eine statistische Beschreibung der genutzten Wöhlerlinien, eine Beschreibung der Zeitfestigkeitsdiagramme, Versagenskriterien und Schadensakkumulationshypothesen [112].

2.4.1 Restfestigkeitsmodelle

Restfestigkeitsmodelle berücksichtigen die Beanspruchungshistorie und nehmen einen monotonen Abfall der im quasi-statischen Versuch ermittelten Festigkeit nach zyklischer Vorschädigung an. *Hahn* und *Kim* [113] postulierten eine eindeutige Beziehung zwischen der quasi-statischen Festigkeit und der Lebensdauer eines bestimmten Probekörpers, was von *Chou* und *Croman* [114] als „strength-life equal rank assumption“ bezeichnet wird. Bei Gültigkeit dieser Annahme ist die Restfestigkeit R_{RF} eine deterministische Funktion, die mathematisch als Abhängig von der Schwingungszahl $f(n, \dots)$ ausgedrückt werden kann. Damit stellt sie ein inhärentes Versagenskriterium dar, indem sie das Lebensdauerende vorhersagt, sobald die Spannung im betrachteten Schwingspiel der momentanen Restfestigkeit entspricht oder diese übersteigt [115]. In dieser Modellvorstellung wird weiterhin impliziert, dass bei gleicher Restfestigkeit die Schädigungszustände unterschiedlicher Belastungshistorien gleich sind.

Obwohl die Festigkeitsdegradation als schädigungsbasierter Modellansatz eine Korrelation von Schadensentwicklung und Belastungshistorie ermöglicht [116], zeigt ihre Nutzung als Schadensmetrik mehrere Nachteile [17, 117, 118]. Sie ist nicht allein von Schadenszustand abhängig, sondern von der statistischen Festigkeitsverteilung in der Gesamtheit der Probekörper. Außerdem ist sie kein besonders sensibles Maß für die Schadensakkumulation, da sie über weite Bereiche des Schadensverlaufs nur geringe Änderungen zeigt und nur kurz vor Versagenseintritt rapide abfällt (sogenanntes „Sudden Death“-

Verhalten). Darüber hinaus kann sie nicht durch zerstörungsfreie Prüfverfahren untersucht werden und erfordert eine umfangreiche experimentelle Bestimmung.

Broutman und *Sahu* [119] beschreiben den Verlauf der Restfestigkeit über der Schwingspielzahl mit einer linearen Funktion, wodurch im Gegensatz zur Minerregel die Vorhersage von Blocklastversuchen mit Low-High- oder High-Low-Lastwechseln ermöglicht wird:

$$R_{\text{RF}}(n) = R - (R - \sigma_{\text{max}}) \left(\frac{n}{N} \right) \quad (2.3)$$

mit der quasi-statischen Festigkeit R und der momentanen Spannung σ_{max} . *Schaff* und *Davidson* [120] entwickelten daraus eine nichtlineare Form. *Yao* und *Himmel* [121] nahmen ebenfalls einen nichtlinearen Verlauf der Restfestigkeit an:

$$R_{\text{RF}}(n) = R - [R - \sigma_{\text{max}}] \frac{\sin(\beta x) \cos(\beta - \alpha)}{\sin \beta \cos(\beta x - \alpha)} \quad (2.4)$$

mit den freien Parametern $\alpha = \pi/3$, $\beta = 2\pi/3$. *Sendeckyj* und *Epaarachchi* erstellten Modelle zur Vorhersage der Restfestigkeit aus der im quasi-statischen Versuch ermittelten Zugfestigkeit [118, 122].

2.4.2 Steifigkeitsdegradation

Im Gegensatz zur Restfestigkeit als Schadensmetrik, zu deren Ermittlung der Probekörper zerstört wird, bietet die Anwendung des Steifigkeitsabfalls unter zyklischer Belastung (Steifigkeitsdegradation) den Vorteil einer zerstörungsfreien Messung der dynamischen Steifigkeit während des Versuchs [123–125]. Jedoch hat das Reststeifigkeitsmodell kein intrinsisches Versagenskriterium und kann nicht für Lastwechselfolgen angewendet werden [124]. Neben dem zur Anwendung kommenden Werkstoff, der Laminatkonfiguration und fertigungsbedingten Eigenspannungen beeinflussen die Schwingspielzahl, die Spannungsamplitude und das Spannungsverhältnis die Steifigkeit des Werkstoffs [126–130].

Von *Hahn* und *Kim* [113] wurde der Abfall des dynamischen Moduls auf den Wert des Sekantenmoduls der statischen Belastung als Versagenskriterium definiert. Die im zyklischen Versuch resultierende Dehnung nutzten *Hwang*

und *Han* [131] als Schädigungsmetrik, indem das Überschreiten der statischen Bruchdehnung als Versagen definiert wird. Die Änderung des von ihnen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm als Ursprungsgerade zum Punkt der höchsten Spannung im n -ten Schwingenspiel definierten *Fatigue Modulus* beschreibt den Schadensfortschritt. Eine Erweiterung der Hypothese um die Einbeziehung der stochastischen Streuung der Festigkeitskennwerte wurde von *Lee, Fu* und *Yang* [123] erstellt. Unter Nutzung der Matrixrissdichte entwickelte *Talreja* [132] ein Modell zur Reststeifigkeitsabschätzung auf Grundlage der CLT, stellte jedoch keinen Zusammenhang der Rissentwicklung zur Schwingenspielzahl her. *Sendeckyj* [118] stellte eine auf der Steifigkeitsdegradation basierende Lebensdaueranalyse vor, bei der die Lebensdauer des Gesamtlaminats durch die lasttragende 0° -Schicht und deren Restfestigkeitsverhalten geprägt ist und die Steifigkeitsdegradation des Laminats durch Matrixrisse und Delaminationen zur Lastumlagerung in die 0° -Schicht führt. Laut *Kienert* [32] ist die Steifigkeitsdegradation allein der Abminderung des Querelastizitätsmoduls der 90° -Schicht E_\perp zuzuordnen. Dies wurde in Experimenten an $[0/90]$ und $[0/\pm 45]$ -Laminaten festgestellt und auf die Änderung der Einzelschichtsteifigkeit von 90° -Schichten zurückgeführt. Eine Überprüfung der Annahme an weiteren Werkstoffen und Laminataufbauten wurde hierbei aber nicht durchgeführt.

2.4.3 Degradation der Querkontraktionszahl

Neben der Steifigkeit stellt insbesondere die Degradation der Querkontraktionszahl ν eine sensitive Möglichkeit dar, Ermüdungsschädigungen von FKV experimentell zu erfassen. Erste Ansätze zur Nutzung der Änderung der Querkontraktionszahl bei zyklischen Experimenten von UD-Laminaten wurden von *Talreja* [132] vorgeschlagen. Er wies für einen unidirektional glasfaserverstärkten Kunststoff nach, dass insbesondere die Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}$ eine signifikante Änderung bei zyklischer Belastung zeigt. Diese Messmethode wurde von verschiedenen Autoren aufgegriffen, so auch von *van Paepegem* [133], der für ein Glasfaser- und ein Kohlenstofffaser-Laminat die Messung der Querdehnung mit Dehnungsmessstreifen, mechanischen Extensometern und Glasfaser-Bragg-Sensoren verglich und eine Abnahme der Querkontraktion mit zunehmender Schwingerermüdungsbelastung feststellte.

2.4.4 Schadensakkumulationshypothesen

Schadensakkumulationshypothesen ermitteln den Schädigungseintrag jedes Schwingspiels mit variabler Frequenz, Spannungsamplitude und Mittelspannung und addieren daraus die bis zu einer erreichten Schwingspielzahl n in die Struktur eingebrachte Gesamtschädigung. Nach *Haibach* [31] ist das verbreitetste Konzept die lineare Schadensakkumulationshypothese nach *Palmgren* und *Miner* [134], die eine über n konstante Schädigung bei schwingender Beanspruchung annimmt:

$$D = \sum_i \Delta D_i = \sum_i \frac{n}{N_i} \quad (2.5)$$

Das Maß der Schädigung D ist als die Summe der Schädigungsbeiträge aus allen Schwingspielen ΔD_i mit der unter einer Mittelspannung σ_m und Spannungsamplitude σ_a des i -ten Schwingspiels entsprechend der Wöhlerlinie ertragbaren Schwingspielzahl N_i definiert [31]. Ein Versagen des Bauteils tritt ein, wenn $D = 1$ erreicht ist.

Mit der *Palmgren-Miner*-Hypothese können keine Reihenfolgeeffekte abgebildet werden [31]. Die Minerregel wurde für metallische Werkstoffe entwickelt, aus ihrer Anwendung resultieren oft nicht-konservative Vorhersagen und sie basiert nicht auf einem mechanistischen Konzept [135]. Bei FKV mit ihrer komplexen Schädigungsentwicklung treten unterschiedliche Dissipationsenergien (Hysteresen) unter schwingender Belastung auf [32, 136], wodurch die Anwendbarkeit der Minerregel weiter eingeschränkt wird. An FKV durchgeführte Versuche zeigten eine teils erhebliche Abweichung zu den Vorhersagen der Minerregel, welche die Lebensdauern um bis zu einem Faktor von 10 überschätzt [12]. Daher schlägt *Mattheij* [137] vor, die Schadenssumme D der Miner-Regel mit 0,1 statt mit 1 zu wählen, um für FKV eine sichere Abschätzung durchzuführen.

Das *Marco-Starkey*-Modell [135] ist eine nichtlineare Erweiterung von Glg. (2.5), die den Schadensparameter ΔD beibehält und β als Funktion der Spannungsamplitude einführt.

$$\Delta D_i = (n/N_i)\beta \quad (2.6)$$

Der Grenzfall $\beta = 1$ führt Glg. (2.6) auf die Minerregel. *Owen* und *Howe* [138] stellten anhand des Delaminationsfortschritts und des Risswachstums während eines Ermüdungsversuchs folgende Gleichung zur Beschreibung des Schadensparameters ΔD auf:

$$\Delta D_i = \sum_i \left[A \frac{n_i}{N_i} + B \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^2 \right] \quad (2.7)$$

mit den Konstanten A und B. Dieses Modell ist ein Spezialfall von Glg. (2.6). Die mit einer festgelegten Belastung ermittelte Minerregel ist nicht gültig für andere Spannungszustände, wie *Adam* und *Harris* in [139, 140] mit Blocklastversuchen zeigen konnten. Die Einführung eines einzelnen Drucklastblockes in eine Serie von Blöcken mit Zugschwellbelastung, oder eines Zuglastblockes bei sonst ausschließlicher Druckbelastung resultiert in einer Reduktion der Lebensdauer im Vergleich zu einer Versuchsreihe ohne Spannungsumkehr. *Harris* [135] schließt daraus, dass nur die Spannungsumkehr schadensauslösend ist, nicht aber die Blocklastreihenfolge oder das Belastungsniveau.

2.4.5 Wöhler- und Zeitfestigkeitsdiagramme

Im Wöhlerdiagramm wird die im Wöhlerversuch als Belastung beaufschlagte Spannung σ üblicherweise über der logarithmisch aufgetragenen Lebensdauer N dargestellt und durch eine Gerade, Glg. (2.1), oder durch Kurven mit asymptotischem Übergang zur Abszisse bei hohen Schwingspielzahlen oder mit S-förmigem Verlauf zur Abbildung der quasi-statischen Festigkeit beschrieben [31]. Die VDI 2014 [12] empfiehlt die von *Sendeckyj* [141] angewendete Wöhlerlinie mit asymptotischem Übergang zum Mittelwert der quasi-statischen Festigkeit. *Bach* [142] nutzte eine abgewandelte Form mit asymptotischem Übergang zum Mittelwert der quasi-statischen Festigkeit. Für die Beschreibung der statistischen Verteilung der Lebensdauern erweist sich für Verbundwerkstoffe die Lognormalverteilung günstig [143].

Zeitfestigkeitsdiagramme bilden die kombinierten Einflüsse von Mittelspannung σ_m und Spannungsamplitude σ_a bei zyklischer Belastung ab und ermöglichen die Lebensdauervorhersage auch bei Spannungsverhältnissen, für die keine experimentellen Daten vorliegen [31, 112]. In ihnen werden bei verschiedenen Spannungsverhältnissen R ermittelte Lebensdauern über σ_m als Abszisse und

σ_a als Ordinate aufgetragen, so dass konstante R Ursprungsstrahlen bilden. *Sendeckyj* [144] stellt, ausgehend von dem Zeitfestigkeitsdiagramm für Messingwerkstoffe von *Haigh*, eine Entwicklung der Zeitfestigkeitsdiagramme vor, die von der erstmaligen Anwendung für faserverstärkte Kunststoffe durch *Schütz* und *Gerharz* [145] zur Erweiterung auf einen glockenförmigen Verlauf durch *Harris* [146] geht:

$$a = f(1 - m)^u(c + m)^v \quad (2.8)$$

Die in Glg. (2.8) enthaltenen Kenngrößen Spannungsamplitude a , Mittelspannung m und Druckspannungsamplitude c sind auf die quasi-statische Zug- bzw. Druckfestigkeit normiert, die freien Parameter f , u und v dienen zur Anpassung an experimentelle Daten. In einer ersten Form des *Harris*-Modells waren $u = v = 1$. In der weiteren Entwicklung wurde festgestellt, dass (f, u, v) Funktionen von $(a_i \log(N) + b_i)$ sind. a_i und b_i sind freie Parameter. Von *Bach* [142] wurde das von *Harris* als Spezialfall der Glg. (2.8) beschriebene Modell einer Ansatzfunktion zweiten Grades zur lebensdaueräquivalenten Umrechnung einer miniTWIST-Belastungsfolge genutzt. *Vassilopoulos* [112] verglich Modellannahmen für Zeitfestigkeitsdiagramme, stellte die Anwendbarkeit des Modells, den Bedarf an experimentellen Daten sowie die Genauigkeit der Modellvorhersagen heraus und untersuchte die Auswahl der Zeitfestigkeitsdiagramme auf die Vorhersage experimentell nicht ermittelter Wöhlerlinienverläufe. Das *Goodman*-Diagramm mit linearem Verlauf der Kurvenäste ist für FKV aufgrund der Annahme einer gleich hohen Zug- und Druckfestigkeit nicht nutzbar. Das semi-empirische *Harris*-Modell [147–149] beschreibt die Versagensmechanismen für Zug und Druckbelastung gleich. Dagegen trennen die Modelle von *Kawai* [150], mit progressivem Verlauf von Gerade zu Parabel mit steigender Lebensdauer, von *Boestra* [151], mit abruptem Übergang von konvexen zu konkaven Kurvenverläufen bei $R = -1$, und das stückweise nichtlineare Modell von *Kassapoglou* [152] Zug- und Druckversagen. Bei allen Modellen dominiert größtenteils die Methode zur Anpassung der Modellparameter an experimentelle Daten die Vorhersagegüte, wodurch die Modelle wenig robust in der Anwendung sind. Abschnittsweise lineare Modelle unter Nutzung von mehr als 3 experimentell bestimmten Wöhlerkurven zur Bestimmung der Gleichungsparameter ermöglichen im durchgeführten Vergleich die

höchste Vorhersagegenauigkeit [112].

2.4.6 Delaminationsmodelle zur Schadensbeschreibung

Beim MSV mit großen Winkeldifferenzen zwischen den Einzelschichtorientierungen kann es bereits bei quasi-statischer, einachsiger Zugbelastung durch die an den freien Rändern sich überlagernden interlaminaren Schub- und Normalspannungen in z -Richtung und Querdehnungsbehinderung bei idealer Verklebung der UD-Lagen zur Randdelamination kommen [1]. *O'Brien* [98] stellte mit linearer Bruchmechanik einen linearen Zusammenhang zwischen der Delaminationsrisslänge und der Steifigkeitsdegradation im MSV her. *Talreja* [132] nutzte die CLT zur Berechnung des Steifigkeitsabfalls delaminationsgeschädigter Laminare unter Zuhilfenahme der Rissdichte. *Bergman* und *Prinz, Dahlen* und *Springer, Xiao* und *Bathias* sowie *Feng* und *Hénaff-Gardin* stellten Modelle zur Korrelation zwischen Delaminationswachstum und einer Energiefreisetzungsrates auf [153–157]. Überblicke über die Entwicklung von Delaminationsmodellen als Schadensmetrik geben [111, 158–160].

2.4.7 Critical Element-Konzept

Das Critical Element-Konzept wurde von *Reifsnider* und *Stinchcomb* entwickelt und stellt zurzeit die umfassendste Methode zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von endlosfaserverstärkten FKV dar. Grundlage des CE-Konzepts ist, die Veränderungen des Spannungs- und Werkstoffzustands eines repräsentativen Volumens einer Gesamtstruktur unter zyklischer Beanspruchung als Funktion der Belastungshistorie, -dauer und der Degradationsraten zu beschreiben [116]. Das repräsentative Volumen wird aufgeteilt in ein das Gesamtversagen bestimmendes kritisches Element (CE) und in ein einzelnes oder mehrere sub-kritische Elemente (SCE). Das CE entspricht zumeist den in Beanspruchungsrichtung orientierten 0° -Schichten, deren Versagen durch ein Restfestigkeitsmodell

$$R_{\text{RF}}(n, \sigma_{ij, \text{max}}) = 1 - \int_0^n \left(1 - \left(\frac{\sigma_{ij, \text{max}}(n)}{R_i(t)} \right) \right) \left(\frac{n}{N(t)} \right)^{j-1} j \, d \left(\frac{n}{N(t)} \right) \quad (2.9)$$

und ein Versagenskriterium

$$R_{\text{RF}}(n, \sigma_{ij, \text{max}}) \stackrel{!}{=} \sigma_{ij, \text{max}}(n) \quad (2.10)$$

beschrieben werden kann. In Glg. (2.9) sind R_{RF} die Restfestigkeit, n die Schwingenspielzahl, N die Bruchschwingenspielzahl, R_i die UD-Festigkeit des CE, $\sigma_{ij,max}$ die Spannung in UD-Richtung und j ein Werkstoffparameter.

Die äußere Belastung entspricht nicht direkt der Beanspruchung des CE, da die während der zyklischen Belastung auftretende Schädigung im SCE zur Degradation der Steifigkeit im SCE mit einhergehender Spannungsumlagerung zu einer steigenden Beanspruchung des CE führt. Gerade für Verbundwerkstoffe ist diese Unterteilung in CE und SCE bei werkstoffgerechter Auslegung, bei die die FKV faserdominiert sind, allgemeingültig anwendbar [116]. Übersichten, Anwendungen und Interpretationen des CE-Konzepts sind in [111, 161–163] zu finden.

2.4.8 Analytische Lebensdaueranalyseprogramme

Ein auf dem CE-Konzept und der CLT basierendes analytisches Lebensdaueranalyseprogramm wurde von *Kienert* und *Carminé* [32, 164] vorgestellt. Das Programm enthält die Möglichkeit, beliebige Funktionen der Wöhlerlinie, der Steifigkeitsdegradation und des Restfestigkeitsabfalls für die Berechnung stochastischer Lastfolgen anzuwenden. Von *Bach* [142] wurde die Möglichkeit einer allgemeinen schädigungsäquivalenten Umrechnung von Belastungskollektiven nach dem von *Kienert* [32] vorgeschlagenen Vorgehen unter Nutzung des Ansatzes von *Harris* [165] geschaffen. Die Klassifizierung der Lastfolge [166] und die Sortierung der stochastischen Lastfolgen in eine Blocklastfolge [32, 164, 166] wie auch ein erster Ansatz zur Kopplung des Lebensdaueranalyseprogramms mit dem FE-Programmsystem ANSYS [167, 168] wurden erstellt. Das Programmsystem wurde von *Noll* et al. in [224] und [169] um einen empirischen Parameter zur Abbildung der im Experiment beobachteten Delamination unter Nutzung nichtlinearer SVB für die Elastizitätskennwerte der UD-Schicht erweitert.

Reifsnider und *Case* erstellten das auf dem CE-Konzept basierende Programm *MRLife* zur Berechnung einfacher Strukturelemente mit beliebigem Laminataufbau. Damit können Lastkollektive mit konstantem Spannungsverhältnis unter Berücksichtigung von Temperatur-, Feuchte- und Kriechbelastung analysiert werden [170].

Das Computerprogramm MAE von *Sihn* et al. [171] zur Festigkeits- und

Lebensdauerberechnung von FKV enthält mikromechanische Versagensmodelle, Zeit-Temperatur-Superpositionsmodelle und Schadensfortschrittsmodelle durch Degradation oder Elementversagen für die Anwendung in der FE-Analyse. Die Autoren geben Anwendungsbeispiele für Kriech- und Blocklastversuche an ebenen Kreuzlaminaten.

2.4.9 Neuronale Netze zur Vorhersage des Ermüdungsversagens

Neuronale Netze sind Computerprogramme, die aus einer Vielzahl ihnen bekannter Systemvariablen wie einer Oberspannung oder einem Spannungsverhältnis und der daraus ebenfalls bekannten resultierenden Systemantwort Lebensdauer Vorhersagen für unbekannte Systemantworten berechnen können. Von Lee und Almond [172] wurden neuronale Netzwerke zur Vorhersage von Lebensdauern eines CFK-Epoxy-Laminats unter monotoner Last eingesetzt. Die Modelle sagten für $R = -1$ und $R = -1,5$ die Lebensdauer in Übereinstimmung mit dem Constant-Life-Ermüdungsmodell nach Harris [147] voraus und zeigten für $R = +0,3$ und $R = +10$ eine sehr gute Übereinstimmung mit Versuchsdaten. Für $R = +10$ wurde zutreffend zu den experimentell ermittelten Werten ein nichtlinearer Verlauf der Wöhlerlinie vorhergesagt.

2.4.10 Finite-Elemente-Analyse für strukturmechanische Fragestellungen

Die FE-Diskretisierung eines strukturmechanischen Problems führt zu einem dem Hookeschen Gesetz in Matrixform [173] entsprechenden Gleichungssystem

$$[K] \{u\} = \{F^a\} \quad (2.11)$$

mit der Steifigkeitsmatrix $[K]$, dem Vektor der unbekannteren Verschiebungsfreiheitsgrade $\{u\}$ und dem Vektor der aufgebrachten Lasten $\{F^a\}$. Glg. (2.11) ist nichtlinear, wenn die durch die Steifigkeitsmatrix beschriebenen Werkstoffgesetze selbst eine Funktion der unbekannteren Freiheitsgrade oder deren Ableitungen sind [174]. Zur Lösung der nichtlinearen Form von Glg. (2.11) eignen sich verschiedene numerische Algorithmen, wie die *Newton-Raphson*- [175], die *Arc-Length*- [176] oder die *Riks-Wempner-Wessels*-Methode [177].

In der FE-Analyse tritt bei Kerben eine singuläre Spannungsverteilung auf, bei denen nur mit geometrisch sehr fein aufgelösten FE-Netzen die Spannungs-

überhöhung korrekt wiedergegeben werden kann. Dies bedeutet eine hohe Element- und Knotenanzahl und eine damit einhergehende Erhöhung der Berechnungsdauer. Automatische Verfahren zur Netzverfeinerung erfordern bei nichtlinearen Rechnungen entweder eine fehleranfällige Weitergabe von Variablen, in denen die Belastungsgeschichte der durch mehrere, feiner diskretisierte Elemente ersetzten Netzbereiche gespeichert sind, oder bedingen einen erhöhten Rechenaufwand durch mehrmaliges Berechnen aller Lastschritte. Außerdem sind die so generierten Netze nicht optimal für die einzelnen Lastschritte [47]. Durch die Nutzung der Dehnungsenergiedichte (auch als Strain Energy per Volume [48] oder Strain Energy Density, SED bezeichnet) kann die Spannungsüberhöhung auch an weniger fein vernetzten Kontrollvolumina mit hinreichender Genauigkeit ermittelt und somit eine Verkürzung der Rechenzeit ermöglicht werden [178].

3 Experimentelle und analytische Methoden

Eine prognosefähige Berechnungsmethode zur Lebensdaueranalyse zyklisch beanspruchter FKV- Strukturbauteile erfordert für die komplexen Beanspruchungszustände und Versagensverhalten die experimentelle Ermittlung wichtiger Werkstoffkennwerte und den Einsatz eines entsprechend entwickelten Versagensmodells in der Finite-Elemente-Analyse. Ein Vergleich der vorhergesagten Lebensdauer und des prognostizierten Schadensverhaltens mit dem experimentell beobachteten Verhalten eines Strukturelements schließt die Entwicklung einer prognosefähigen Berechnungsmethode ab.

3.1 Experimentelle Ermüdungsuntersuchungen an Laminaten

Die experimentelle Bestimmung der erforderlichen Werkstoffkennwerte wird auf Ebene der Reinharz-Probe zur Ermittlung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens des Matrixwerkstoffs, auf Ebene des UD-Laminats für alle Zug- und Druckkennwerte und an zugbelasteten $\pm 45^\circ$ -Laminaten für Schubkennwerte vorgenommen. Kennwerte der Scheibe mit Kreisabschnitt als exemplarisches Strukturelement werden an Probekörpern mit quasi-isotropem Laminataufbau ermittelt.

Die Ergebnisse beinhalten die im quasi-statischen Zugversuch am Polymerwerkstoff und im Zug- und Druckversuch am endlos-kohlenstofffaserverstärkten UD-Laminat ermittelten nichtlinearen SVB $\sigma_{\parallel}^{t,c}(\varepsilon_{\parallel}^{t,c})$, $\sigma_{\perp}^{t,c}(\varepsilon_{\perp}^{t,c})$ und $\tau_{\perp\parallel}(\gamma_{\perp\parallel})$ sowie die Elastizitäts- und Festigkeitskennwerte $E_{\parallel}^{t/c}$, $E_{\perp}^{t/c}$ und $G_{\perp\parallel}$ bzw. $R_{\parallel}^{t/c}$, $R_{\perp}^{t/c}$ und $R_{\perp\parallel}$. Die Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$ wurde aus der Literatur übernommen. Restfestigkeitsuntersuchungen wurden an UD-Probekörpern nach zyklischer Ermüdung durch lastgeregelt sinusförmige Belastung durchgeführt. Bei den Versuchen an zyklisch vorbelasteten Probekörpern stellte sich die faserparallele Druckbelastung als versagensrelevant heraus, so dass die vorgestellten Untersuchungen am CE auf den Druckversuch an 0° -UD-Probekörpern nach Schwingermüdung bei $R = -1$ und konstanter Frequenz $f = 5$ Hz zur Ermittlung der erreichten Druckrestfestigkeit $R_{\parallel,RF}^c$ beschränkt wurden. Zur Ermittlung der Wöhlerlinien wurden lastgeregelt Einstufenversuche durchgeführt. Die an 90° -UD- und $\pm 45^\circ$ -Probekörpern durchgeführten Einstufenversuche bildeten die Grundlage zur Ermittlung der Steifigkeitsabfallfunktion

$E_{\perp,\text{dyn}}/E_{\perp,\text{dyn},0}(\sigma_0, n)$ und $G_{\text{dyn}}/G_{\text{dyn},0}(\tau_0, n)$, die aus den versuchsbegleitend bestimmten Verzerrungen und Spannungen ermittelt wurde.

3.1.1 Prüfvorrichtung für Druckversuche

Die am IVW vorhandenen Knickstützen sind Eigenkonstruktionen nach Vorbild der ASTM D6484, welche in [166] und [142] Verwendung fanden. Diese wurden zur Dehnungsbestimmung um Durchlassöffnungen für den Laserstrahl des Laserextensometers, sowie zur Reibungsminderung um PTFE-Gleitflächen als Probenauflagefläche erweitert, Abb. 3.1. Obwohl die Knickstütze mit hoher Fertigungsgenauigkeit hergestellt wurde, zeigten sich im Betrieb zur Probekörpermitte hin zunehmende Aufweitungen zwischen Ober- und Unterteil, wodurch die Stützwirkung auf den Probekörper vermindert wurde und S-förmige Knickmuster des Probekörpers nach den Druckversuchen zu beobachten waren. Die Aufweitung konnte konstruktiv durch nachträglich an beiden Seiten der Ober- und Unterteile angebrachte Leisten mit Führungsbolzen verringert werden. Durch die dadurch eingebrachte erhöhte Versteifung wurden durch Kopplung von verfahrbarer Traverse und Prüfmaschinenrahmen bedingte Resonanzen im Regelkreis der servohydraulischen Prüfmaschine festgestellt, die in den zur Verfügung stehenden Grenzen der Regelung nicht eliminiert werden konnten. Aus diesem Grund wurde eine dritte Variante der Knickstütze mit ver-

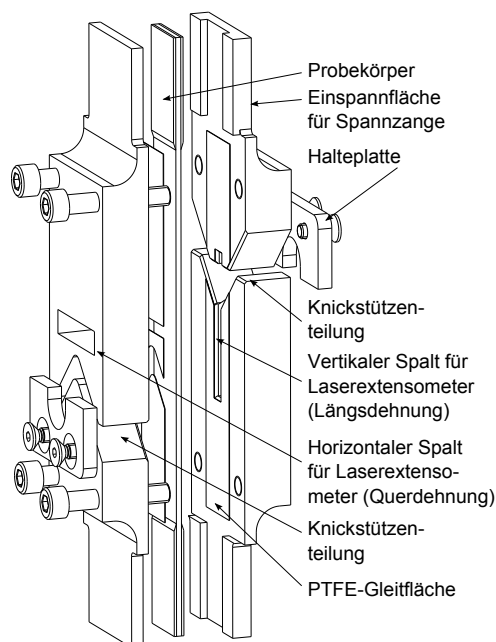


Abb. 3.1: Knickstütze für Flachprobekörper

längerten Einspannflächen für die Spannzangen der Prüfmaschine entwickelt, bei der sich jedoch ein Aufweiten zwischen Ober- und Unterteil nicht vollständig vermeiden ließ.

Den in Kap. 2.3.6 vorgestellten Druckprüfvorrichtungen ist zu eigen, dass entweder durch die Führung der Spannzangen in Form einer Hülse, teilweise mit Kugellagern oder Passstiften, oder die direkte Abstützung von größeren Bereichen des Probekörpers durch eine Knickstütze eine Parallelschaltung von Probekörper und Führungskörper und dadurch ein Kraftnebenschluss erfolgt. Dies tritt z. B. durch die Führungsstifte der Celanese-Vorrichtung oder die Seitenflächen der modifizierten ASTM D695-Vorrichtung auf, was zu einer Überschätzung der Druckfestigkeit und des Druckelastizitätsmoduls mit einem scheinbaren, durch die Führung verursachten bilinearen Spannungs-Dehnungs-Verlauf führen kann [66]. Da die Führungskörper nicht reibungsfrei sind, ist deren Übertragungsanteil an der in der Kraftmessdose erfassten Prüfkraft insbesondere bei Lebensdaueruntersuchungen mit durch zyklische Vorschädigung abnehmender Probekörpersteifigkeit oder bei der Messung der nichtlinearen SVB nicht zu vernachlässigen.

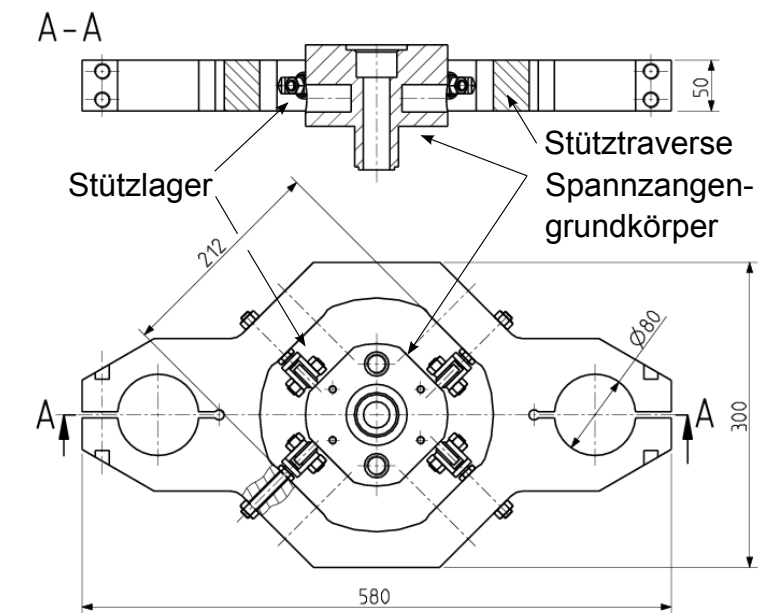
Daher wurde für Druck-, Druckschwell- und Zug-Druck-Wechselversuche eine Vorrichtung entwickelt, welche zwei Ziele verfolgt, nämlich Knickversagen der Probekörper soweit wie möglich auszuschließen und keinen Einfluss auf die Kraftmessung durch redundante Kraftpfade zu nehmen. Eine Verkürzung der freien Probekörperlänge von ursprünglich 250 mm auf 10 mm war unabdingbar, um Knickversagen zu minimieren. Diese war allerdings nicht ausreichend, um mit der vorhandenen Steifigkeit des elastischen Systems aus Hydraulikzylinder, Spannzangen, Probekörper, Kraftmessdose und Prüfrahmen, Abb. 3.2, fluchtende Achsen beider Spannzangen und eine verlässlich axiale Einleitung der Prüfkraft in die Probe zu gewährleisten. In Einstufenversuchen mit einem Standard-Prüfzylinder zeigten 10 mm breite 0°-UD-Probekörper mit einer freien Messlänge von 10 mm eine durch die Steifigkeitsreduktion des Probekörpers bedingte Erniedrigung der Steifigkeit des elastischen Systems, was zu einem horizontalen Ausweichen der unteren Spannzange führte. Bei dieser Versuchsreihe war außerdem ein Anstieg der Anzahl der Durchläufer als Indiz für die unzureichende Belastung der Probekörper erkennbar. Zur Verbesserung dieser Situation sollte die axiale Krafteinleitung durch eine Stütztraverse sicher-

gestellt werden, die an den Säulenführungen des Spannrahmens befestigt wird und den unteren der beiden Spannzangengrundkörper vertikal und verdrehsicher führt (Abb. 3.2a). Die Sicherung wird mit verstellbaren Stützlagerungen erzeugt, die durch Kugellager verdrehsicher auf allen vier Führungsflächen des Grundkörpers abrollen können. Da die Traverse am unteren Spannzangengrundkörper montiert wird, wird die Reibung der Kugellagerungen von der Kraftmessdose nicht erfasst, so dass kein redundanter Kraftpfad existiert. Eine Stützung der oberen Spannzange ist nicht erforderlich, da diese starr und nicht, wie im Fall der unteren Spannzange, über elastische Elemente, wie Dichtringe des Hydraulikzylinderkolbens, mit dem Spannrahmen verbunden ist.

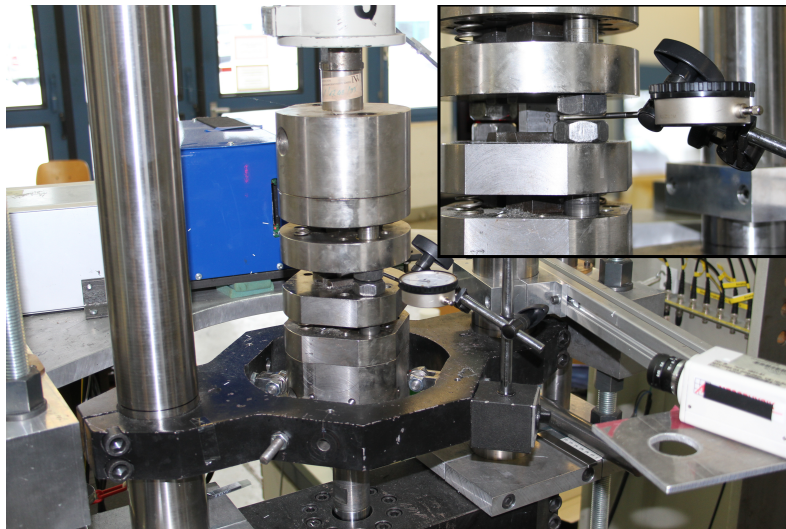
Die Ausrichtung der unteren Spannzange kann durch die verstellbar angeordneten Kugellager mit einem geschliffenen Stahlkörper von 50 mm Breite mit überprüfter Geradheit erfolgen, der an Stelle des Probekörpers in die untere Spannzange eingespannt wird. Mit Hilfe einer Messuhr kann danach die Abweichung der Führungsgenauigkeit an drei Stellen des Stahlkörpers überprüft (Abb. 3.2b) und gegebenenfalls eingestellt werden. Bei den üblicherweise in Druckversuchen auftretenden Verfahrwegen der unteren Spannzange wurde eine maximale Abweichung des axialen Verfahrweges von weniger als 0,002 mm festgestellt. Die Vorrichtung kann somit für den Einsatz in quasi-statischen und zyklischen Versuchen mit Druckbelastung eingesetzt werden. Hier ist anzumerken, dass die eingesetzte Vorrichtung eine hohe Sensitivität sowohl auf eine Änderung der freien Einspannlänge als auch auf Exzentrizitäten der Spannzangenführung zeigt. Daher müssen durch Vorversuche Erfahrungen im Umgang mit dem Prüfsystem und den Probekörperereinspannungen gewonnen werden.

3.1.1.1 Probekörpergeometrie bei Druckversuchen

Die freie Probekörperlänge hat einen entscheidenden Einfluss auf das Versagensverhalten im Druckversuch. Bei großen Messlängen können Fluchtungsfehler oder kleine Ungleichheiten in der Probekörpergeometrie zu Knicken führen, was frühzeitiges Versagen zur Folge hat. Bei zu geringen Messlängen kann der Einspannungseinfluss das Versuchsergebnis verfälschen [26]. Die im Experiment erreichbare maximale Druckbruchspannung ist abhängig vom Verhältnis der freien Einspannlänge l zur Probekörperdicke t . Verhältnisse $l/t < 1$



(a)



(b)

Abb. 3.2: Druckprüfvorrichtung

a) CAD-Modell der Stütztraverse mit Spannzangengrundkörper und vier Stützlagerungen

b) Einbausituation der Stütztraverse in den Prüfraumen. Im kleinen Bild Detailaufnahme der Messuhr zur Einstellung der Stützlagerungen.

weisen einen hohen Einfluss von Einspanneffekten auf, sind aber aufgrund der höheren Wanddicke stabiler gegen Knicken. Bei $l/t \gg 1$ tritt vermehrt Knicken auf, mit der Folge, dass mit höherer freier Einspannlänge die ermittelte Bruchspannung abnimmt. Im Bereich $l/t \simeq 1$ sind die Einflüsse durch Kni-

cken und Einspannung am geringsten [26]. Bei konstantem l/t -Verhältnis zeigt die Druckprüfung mit dickwandigen Probekörpern neben den Einspannungseinflüssen aufgrund von beobachtetem fertigungsbedingtem reduziertem Faservolumengehalt, erhöhter Faserwelligkeit und stärkerer Faserfehlausrichtung niedrigere Bruchspannungen als bei dünnwandigen Probekörpern [88]. Daneben treten *Weibull*-Effekt und Knicken festigkeitsreduzierend bei dickwandigen Probekörpern auf [113, 179]. Bei der Prüfung von Werkstoffkennwerten für in dünnwandigen Schalen- oder Plattenstrukturen eingesetzte Lamine würde das optimale l/t -Verhältnis zudem eine freie Einspannlänge im Bereich von 1 bis 3 mm bedeuten, was beim Einsatz standardisierter Prüfvorrichtungen meist nicht ausführbar ist.

Eine aus versuchstechnischen Gründen mögliche Alternative wären Rohrprobekörper, die durch ihre Geometrie kein Stabknicken zeigen und die Prüfung von UD-Laminaten ermöglichen. Jedoch zeigen Rohrprobekörper einen ungleichmäßigen Spannungsverlauf über der Wanddicke. Bei Rohrprobekörpern geringer Wandstärke ist der Schubspannungsgradient vernachlässigbar, wobei für Torsionsversuche ein Verhältnis der Wandstärke zum Durchmesser von 0,03 empfohlen wird [90], darüber hinaus stellen Rohrprobekörper erhöhte Fertigungsanforderungen [26]. Eine normierte Prüfung ist in ASTM 5448 [180] beschrieben. Als weitere Alternative könnten Biegeprobekörper geprüft werden, diese zeigen jedoch eine Überlagerung von Längs- und Schubspannung [26] und können auf der zug- oder druckbelasteten Seite versagen [181], wodurch die Einsatzfähigkeit dieses Versuchstyps beschränkt ist.

Neben den genannten Einflüssen eines dickwandigen Probekörpers mit einem Verhältnis $l/t \simeq 1$ in der Ermüdungsuntersuchung ist noch der Spannungszustand zu beachten: Im Unterschied zu dünnwandigen Bauteilen kann nicht mehr von einem ebenen Spannungszustand ausgegangen werden. Die Spannungen σ_3 , τ_{31} und τ_{32} sind nicht mehr eine Größenordnung kleiner als die Spannungen σ_2 und τ_{21} in der Probekörperebene. Dies tritt insbesondere im Bereich der Kräfteinleitung von Bauteilen mit ansonsten geringer Wandstärke auf [182]. Die Auswahl der Probekörpergeometrie für zyklische Versuche mit Druckspannungsanteil kann daher nur ein Kompromiss aus minimal möglichem Probekörpervolumen zur Abminderung des *Weibull*-Effekts, möglichst großer freier Probekörperlänge zur Sicherung des Abklingens von Rand- und

Einspannungseffekten und einer möglichst dickwandigen und kurzen Probe zur Vermeidung von Knicken sein. Aufgrund der erfolgreichen Vorversuche mit der Druckprüfvorrichtung, Abb. 3.2, und Proben mit einer freien Probekörperlänge von 10 mm wurden diese für die Durchführung von Druck-, Druckschwell-, und Druckwechselversuchen ausgewählt.

3.1.1.2 Schädigungsmechanismen bei Wechselbeanspruchung

In zugdominierten Schwingspielen bei zyklischen Wechselversuchen an Kreuzlaminaten (Abb. 3.3a) treten aufgrund der niedrigeren Festigkeit der 90°-Schicht im Vergleich zur 0°-Schicht nach einer gewissen Anzahl von Zyklen erstmals Risse auf. Die Spannungsverteilung in einer derart gerissenen Schicht kann durch das *Shear-Lag*-Modell angenähert werden: Die übertragbare Zugspannung beträgt am Rissufer Null, die Schubspannung hat dort eine Spannungsspitze, da nur durch die Verklebung zu den intakten Nachbarschichten noch Zugspannung übertragen werden kann. Hierdurch entsteht eine Spannungsüberhöhung in der benachbarten 0°-Schicht.

In druckdominierten Zyklen (Abb. 3.3b) erwächst, bedingt durch die Steifigkeitsunterschiede zwischen Fasern und inhärent duktiler Matrix, an den nicht vollständig schließenden Rissoberflächen eine zusätzliche Druckspannung senkrecht zur Rissebene, die durch die erhöhten Schubspannungen je nach Festigkeit eine lokale Delamination auslösen kann. Ebenso sind die Spannungen in der benachbarten 0°-Schicht erhöht [81]. Die Ermüdungsfestigkeit wird bei komplexeren Belastungszustände als dem uniaxialen Zug reduziert, dies tritt somit auch bei kombinierter Zug-/Druckbeanspruchung von Laminaten auf [135]. Daher wurde für die durchgeführten Untersuchungen das Spannungsverhältnis $R = -1$ im Sinne einer Worst-Case-Betrachtung ausgewählt.

3.1.1.3 Versagensform bei Druckprüfung

Als dominante Versagensformen einer in Faserrichtung belasteten 0°-Probe treten lokales Knicken der Fasern in einem kleinen Bereich der Prüflänge auf, wobei nach Ausknicken der Fasern bei anhaltender Druckbelastung der Bruch des Probekörpers an den Faserzugseiten über dort entstehende Risse initiiert wird. Das Versagen ist in Abb. 3.4a dargestellt: lokales Faserknicken in kleinen Bereichen, durch die Faserwelligkeit entstehen Knickzonen und das Laminat versagt durch Faserbruch an der Zugseite der Knickzonen [68]. Bei Druckbe-

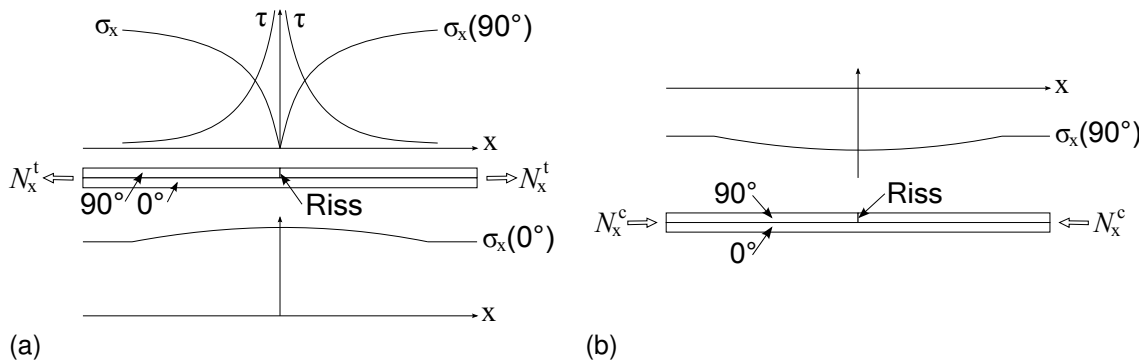


Abb. 3.3: Spannungsverteilung einer gerissenen 90°-Schicht im [0/90] Probekörper bei Wechselbelastung, nach [81]

- a) Zugspannungszustand
b) Druckspannungszustand

lastung an 90°-Probekörpern erfolgt vermehrt ein Scherversagen der parallel zur Druckbelastung liegenden Schichten [26] unter ungefähr 50° zur Belastungsrichtung [16]. Druckversagen wird üblicherweise durch lokales Schubversagen der Matrix, manchmal aber auch zusammen mit Debonding des imperfekt haftenden Verbunds initiiert [135]. Abb. 3.4b zeigt als gültige Bruchformen bei Kurzdruckproben alle Versagensformen, die im Bereich der freien Probekörperlänge und in Aufleimernähe auftreten.

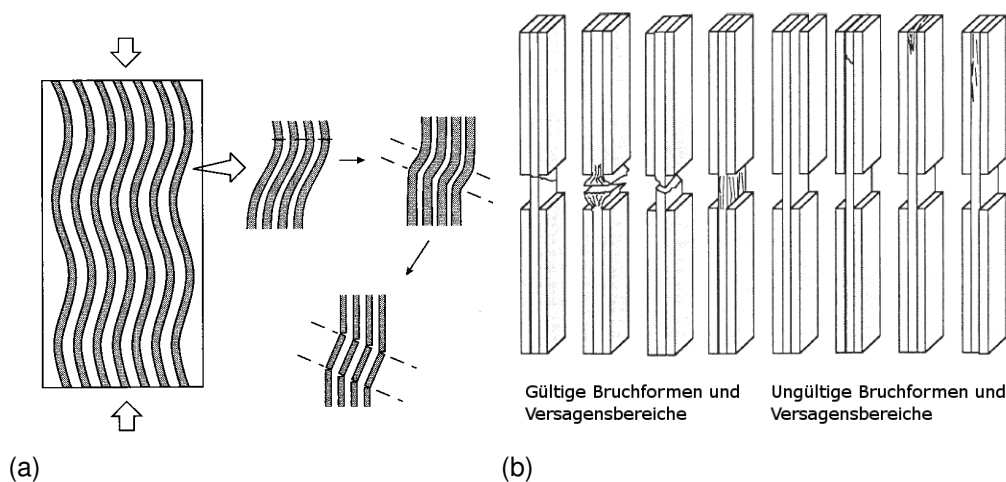


Abb. 3.4: a) Modellvorstellung des Faserbruchs [68]: lokales Faserknicken in kleinen Bereichen, durch die Faserwelligkeit entstehen Knickzonen, Laminatversagen durch Faserbruch am Rand der Knickzonen durch hohe Zugbelastung

b) Bruchformen nach ASTM 3410 [76]

3.1.2 Signalverarbeitung der Schallemissionsanalyse

Die *Wavelet*-Transformation zerlegt ein Signal, z.B. ein von einem Mikrofon aufgezeichnetes Geräusch, in unabhängige und zu je einem Frequenzband gehörige *Wavelet*-Modi [183]. Die *Wavelet*-Modi besitzen eine Zeit- und eine Frequenz-Lokalisation, es lässt sich also durch die *Wavelet*-Transformation die Frequenz der Signalkomponenten eindeutig dem Messzeitpunkt zuordnen. Durch die Transformation werden die *Wavelet*-Koeffizienten $C(a, b)$ sowie ihre Skalenparameter a und b des von der Zeit t abhängigen Signals $f(t)$ des SE-Ereignisses ermittelt:

$$C(a, b) = \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{a}} f(t) \Psi \left(\frac{t - b}{a} \right) dt \quad (3.1)$$

Die *Wavelet*-Koeffizienten sind ein Maß für die Güte der Übereinstimmung der mit dem Skalenparameter a gedehnten oder gestauchten und dem Lageparameter b der auf der Zeitachse über das zu analysierende Signal verschobenen *Wavelet*-Funktion Ψ .

Die *Wavelet*-Transformation wurde aus den transienten, also im Zeitbereich vorliegenden Signalen der SEA im Programmsystem MATLAB [184] mittels des auf der *Gauss*-Funktion basierenden *Gabor-Wavelets* [185] (Abb. 3.5b) durchgeführt:

$$\Psi(t) = \pi^{-\frac{1}{4}} \sqrt{\frac{\Omega_p}{\gamma}} e^{-\frac{t^2}{2} \left(\frac{\Omega_p}{\gamma} \right)^2 + i \Omega_p t} \quad (3.2)$$

In Glg. 3.2 ist $\gamma = \pi(2/\ln 2)^{1/2}$, Ω_p die Zentrumsfrequenz und t die Zeit. Ω_p wurde zur Erreichung einer guten Auflösung in Abhängigkeit der Abtastzeit Δt_s zu $\Omega_p = \sqrt{2}\pi/\Delta t_s$ gewählt.

Die Umrechnung des Skalenparameters a , der proportional zum Kehrwert der Signalfrequenz ist, erlaubt die Abbildung der Schallemissionsereignisse als Frequenzen in Abhängigkeit der Zeit zum Zeitpunkt der Belastung. Die Umrechnung des Skalenparameters a in die Frequenz f_a erfolgte nach [186] mit Hilfe von

$$f_a = \frac{\Omega_p}{a \Delta t_s} \quad (3.3)$$

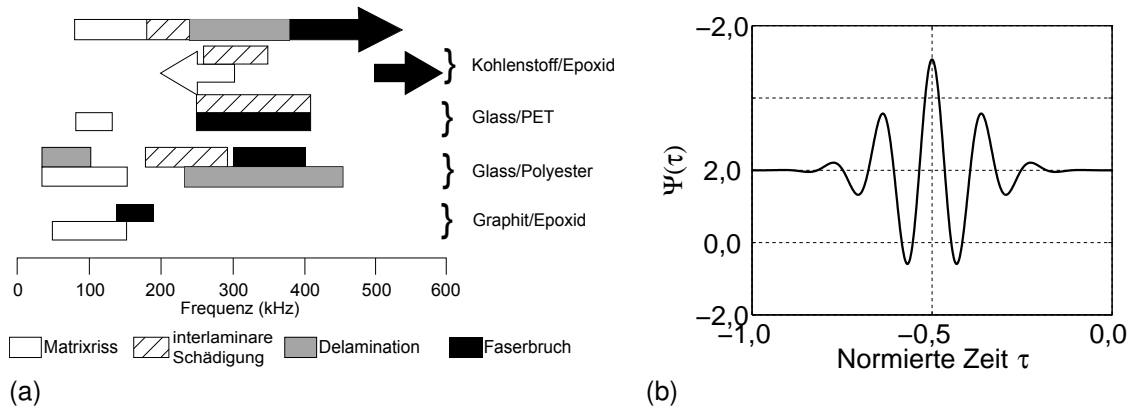


Abb. 3.5: Frequenzbereiche der SEA und Waveletanalyse

a) Frequenzbereiche verschiedener SEA-Ereignisse an faserverstärkten Werkstoffen, nach [188]

b) Realteil der *Wavelet*-Funktion des *Gabor-Wavelets*

mit der Abtastzeit Δt_s und der Zentrumsfrequenz Ω_p des *Wavelets*. Ein kleines a , also ein gestauchtes *Wavelet*, bedeutet ein schmales Zeitfenster und liefert somit eine hohe Zeitauflösung. Dagegen liefert ein großes a , also ein breites *Wavelet*, ein breites Zeitfenster mit einer guten Frequenzauflösung [185, 187]. Die *Wavelet*-Koeffizienten können in einer dreidimensionalen Konturdarstellung anschaulich im Zeit-, Frequenz- und Amplitudenbereich dargestellt werden.

Die Schallemissionsereignisse wurden während der Versuchsdurchführung mit dem Messsystem *Vallen AMSY-5* aufgezeichnet und gespeichert. Für die Bestimmung der SE-Parameter Ankunftszeit, Maximalamplitude, Anstiegszeit und Signaldauer wurde eine Messfrequenz von 10 MHz, zur Speicherung von 4 096 Messwerten des transienten Signals eines Schallemissionsereignisses eine Messfrequenz von 5 MHz genutzt.

Zur Erfassung von Schallemissionssignalen an Kurzprobekörpern können Mikrofone kleiner Bauart genutzt werden. Diese Mikrofone sind mit einem Durchmesser von 8 oder 10 mm erhältlich und können dadurch direkt auf der freien Probekörperlänge des Kurzprobekörpers angebracht werden. Zumeist sind aber diese Mikrofontypen Resonanzmikrofone und weisen in ihrer Frequenzgangcharakteristik eine dominante Verstärkung im Bereich von 150 kHz auf. Dadurch werden die Ergebnisse der *Wavelet*-Analyse stark beeinflusst, und eine darauf basierende Trennung von Zfb- und Fb-Ereignissen ist mit hinreichen-

der Genauigkeit nicht mehr möglich. Zur Nutzung von größeren Mikrofonen mit breitbandiger Frequenzgangcharakteristik, vgl. Abb. C.1, wurden Schalleiter mit quadratischem Querschnitt von 8 mm · 8 mm und 12 mm Länge aus Stahl genutzt, die mit Hilfe eines Druckstempels mit Spiralfeder bei konstantem Anpressdruck zwischen Mikrofon und Probekörper geklemmt wurden, Abb. 3.6. An den Stirnflächen wurde 0,1 ml Silikon-Vakuumfett als Koppelmittel verwendet. In Untersuchungen wurde durch die Schalleiter eine Frequenzverschiebung im Bereich von 20 kHz festgestellt, was keinen Einfluss auf die Trennung von Zfb- und Fb-Ereignissen (Bereich von 150 bzw. 350 kHz) hat, vgl. Abb. 3.5a.

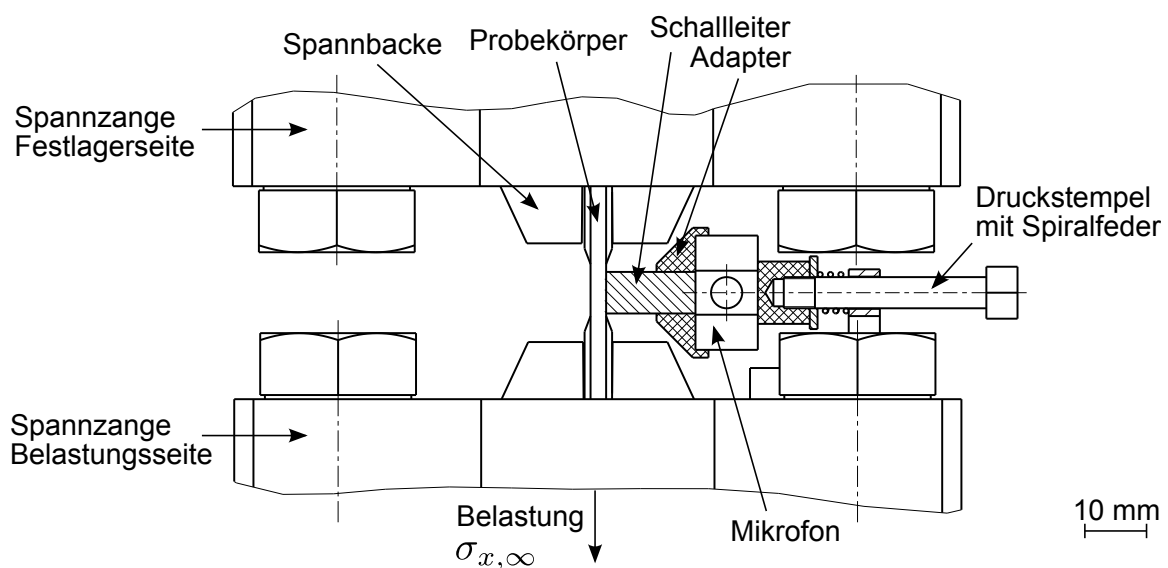


Abb. 3.6: Seitenansicht des Versuchsaufbaus zur Schallemissionsanalyse an Kurzprobekörpern mit Schalleiter

3.2 Modellierung des Lebensdauerverhaltens

3.2.1 Implementierung der nichtlinearen Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen in die Finite-Elemente-Analyse

Die *Ramberg-Osgood*-SVB kann mit Hilfe eines eigenen Materialmodells in der Programmiersprache FORTRAN dem FE-Programm ANSYS zur Verfügung gestellt und durch die USERMAT-Funktion integriert werden. Diese Vorgehensweise bietet gegenüber der im Programm ANSYS zur Verfügung stehenden SVB den Vorteil, dass in der USERMAT-Funktion vollständiger Zugriff auf alle Komponenten der Elastizitätsmatrix besteht und z. B. Steifigkeitsdegradationsfaktoren direkt implementiert werden können. Außerdem weist die Nutzung

eines kompilierten FORTRAN-Programmes eine erhebliche Rechenzeiterparnis gegenüber der Anwendung der in Ansys integrierten Makrosprache APDL auf [216]. Im vorliegenden Fall konnte gegenüber einer Implementierung der *Ramberg-Osgood-SVB* in APDL eine Verbesserung nahezu um den Faktor 20 erzielt werden.

Die USERMAT-Routine ist ein im FE-Programmsystem ANSYS integriertes Schnittstellen- und Materialmodellsystem zur Erstellung angepasster Materialmodelle für die FE-Berechnung. Die Routine wird an jedem Integrationspunkt des Elements während des FE-Gleichungslösungsprozesses aufgerufen. Ihr werden die zum Rechenzeitpunkt k vorliegenden Spannungen, Verzerungen und weitere Zustandsvariablen sowie das Dehnungsinkrement übergeben, um daraus die am Ende von k vorliegenden Spannungen zu berechnen [174].

Durch die Nutzung von Schalen- oder Plattenelementen gegenüber Volumenelementen, deren Elementsteifigkeitsmatrix aus einem Doppelintegral über der Elementfläche bzw. über dem Elementvolumen bestimmt wird [173], führt insbesondere bei iterativen Algorithmen zur Lösung von Schwingermüdungsproblemen zu einer erheblichen Rechenzeiterparnis. Der gewählte Elementtyp ist das von ANSYS bereitgestellte SHELL181-Plattenelement mit vier Knoten und je drei translatorischen und drei rotatorischen Knotenfreiheitsgraden. Das Element hat die Möglichkeit, mehrdirektionale Lamine unter Nutzung der *First Order Shear Deformation*-Theorie, Anhang Kap. B, zu erstellen. Diese Theorie geht davon aus, dass der Querschnitt der Platte eben bleibt, jedoch nicht schubstarr ist. Daher werden neben der Biegeverformung (Durchbiegung) auch die Verformung infolge Schub (Querschnittsrotationen) berücksichtigt, um den Verformungszustand eines Elements diesen Typs zu berechnen. Für das SHELL181-Element wird ein ebener Spannungszustand angenommen ($\sigma_3 = 0$), und es wird keine Kopplung zwischen den Normalspannungen σ_1 , σ_2 und den Schubspannungen τ_{12} berechnet. Somit existieren für eine orthotrope Materialbeschreibung fünf unabhängige Koeffizienten C_{ij} , $i = 1, 2, 6$ der Steifig-

keitsmatrix [1]:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\parallel} \\ \sigma_{\perp} \\ \tau_{\perp\parallel} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{21} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{\parallel} \\ \varepsilon_{\perp} \\ \gamma_{\perp\parallel} \end{pmatrix} \quad (3.4)$$

Abb. 3.7 zeigt ein FE-Flächenelement mit den Elementknoten I, J, K, L , den Integrationspunkten $S_{i,j,k,l}$ und dem s - t -Elementkoordinatensystem. Die Ansatz- oder Formfunktionen bilden das Verschiebungsfeld in einem finiten Element durch die Verschiebungen der Knoten I, J, K, L des Elements ab. Ansatzfunktionen für den Knoten I haben die Eigenschaft, am Knoten I den Wert 1 und an allen anderen Knoten J, K, L, \dots null anzunehmen, sie können bei 2, 3 oder 4 Knoten je Elementseite lineare, quadratische oder kubische Polynome oder unvollständige Polynomansätze (sog. *Serendipity*-Klasse) sein. Je höher der Polynomgrad der Ansatzfunktion ist, desto genauer lässt sich die Elementverschiebung beschreiben [173]. Die numerische Integration im FE-Programm wird an den Integrationspunkten oder Stützstellen $S_{i,j,k,l}$ im s, t -Elementkoordinatensystem durchgeführt [173] und das Rechenergebnis basierend auf den Ansatzfunktionen auf die Elementknoten extra- oder interpoliert [174].

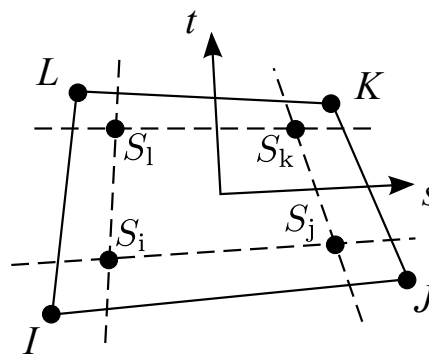


Abb. 3.7: FE-Plattenelement mit Elementknoten I, J, K, L , Integrationspunkten $S_{i,j,k,l}$ und s - t -Elementkoordinatensystem

3.2.2 Erläuterung der verwendeten Iterationsmethodik

Das *Newton-Raphson*-Verfahren [174] berechnet das mit der *Jacoby*-Matrix $[K_i^T]$ multiplizierte Verschiebungsinkrement $\{\Delta u_i\}$ des aktuellen Berech-

nungsschrittes k aus der Differenz des den internen Elementlasten entsprechenden Vektors der Rückstellkräfte $\{F_i^{nr}\}$ und des Vektors der aufgebrachten Lasten $\{F^a\}$ [174]:

$$[K_i^T] \{\Delta u_i\} = \frac{\partial \Delta \sigma_{ij}}{\partial \Delta \varepsilon_{ij}} \{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F_i^{nr}\} \quad (3.5)$$

Die *Jacoby*-Matrix ist der Differentialquotient aus Spannungs- und Dehnungsincrement [189]. Die Näherung der Verschiebung $\{u_{i+1}\}$ für den Schritt $i + 1$ wird mit Glg. (3.6) aus dem Verschiebungsvektor $\{u_i\}$ und dem Verschiebungsincrement $\{\Delta u_i\}$ des Schrittes i berechnet:

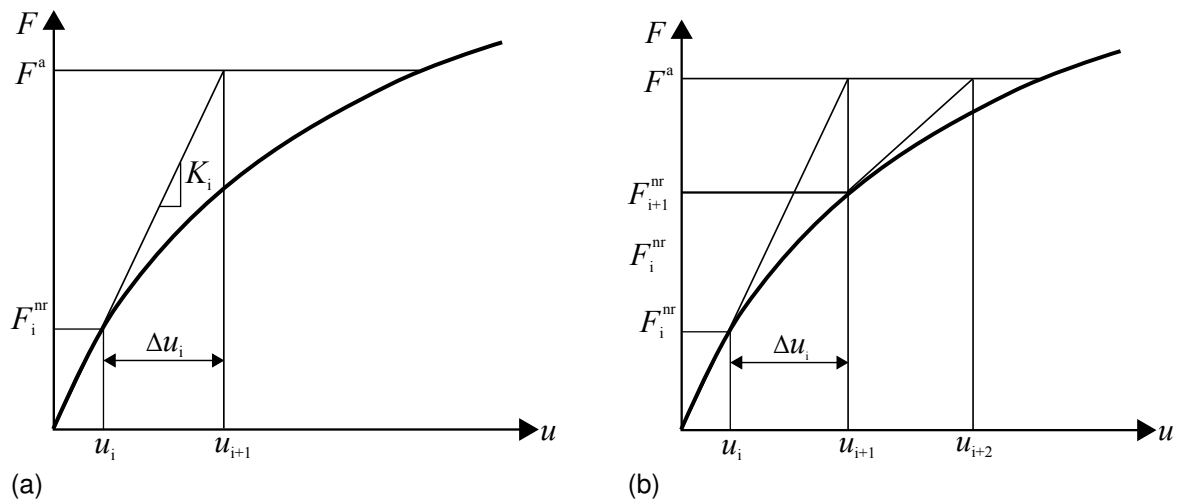
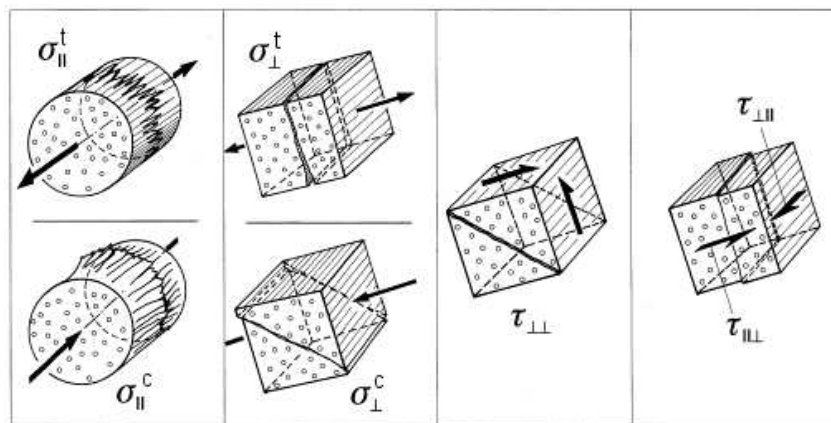
$$\{\Delta u_{i+1}\} = \{u_i\} + \{\Delta u_i\} \quad (3.6)$$

Abb. 3.8a zeigt den ersten Rechenschritt im Iterationsverfahren, bei dem eine Verschiebung $\{u_{i=0}\} = \{0\}$ vorgegeben wird. Der Algorithmus errechnet daraus die *Jacoby*-Matrix $[K_i^T]$ und den Vektor der Rückstellkräfte $\{F_i^{nr}\}$. Damit wird in Glg. (3.5) das Verschiebungsincrement $\{\Delta u_i\}$ des aktuellen Berechnungsschrittes i berechnet. Durch Addition von $\{\Delta u_i\}$ zu $\{u_i\}$ ergibt sich die nächste Näherung von $\{u_{i+1}\}$. Im Schritt $i + 1$ entspricht $\{u_i\}$ der konvergierten Lösung des Rechenschrittes i .

Der Algorithmus wiederholt diese Rechenschritte bis zum Erreichen der Konvergenz, Abb. 3.8b. Dann entspricht die Lösung dem Vektor der aufgebrachten Lasten $\{F^a\}$ [174]. Im vorliegenden Fall weichen bei Konvergenz die Elastizitätsmoduln zweier aufeinanderfolgender Iterationsschritte in allen Elementen maximal 1 % voneinander ab. Das FE-Programm wendet immer die vollständige *Newton-Raphson*-Iterationsmethodik an, um eine schnelle Konvergenz bei der globalen Lösung des Gleichungssystems zu erreichen [189].

3.2.3 Analyse des Werkstoffversagens

Die Versagensformen Matrix-/Zwischenfaserbruch, Delamination und Faserbruch von FKV [12] lassen sich auf Grundlage der in der UD-Schicht vorliegenden Spannungskomponenten $\sigma_{\parallel}^{t,c}$, $\sigma_{\perp}^{t,c}$, $\tau_{\perp\parallel}$ und $\tau_{\perp\perp}$ in Längs-, Quer-, Quer-Längs und Quer-Quer-Beanspruchungen und den diesen Basis-Beanspruchungen entsprechenden UD-Festigkeiten $R_{\parallel}^{t,c}$, $R_{\perp}^{t,c}$, $R_{\perp\parallel}$ und $R_{\perp\perp}$ für Normal- (Index \parallel oder \perp) und Schubbeanspruchung (Index $\perp\parallel$ oder $\perp\perp$)

Abb. 3.8: *Newton-Raphson*-Iteration, nach [174](a) Iterationsschritte i und $i + 1$ (b) Iterationsschritte $i + 1$ und $i + 2$ Abb. 3.9: Basis-Beanspruchung $\sigma_{||}^{t,c}$, $\sigma_{\perp}^{t,c}$, $\tau_{\perp||}$, $\tau_{||\perp}$ und Versagensformen der UD-Schicht, nach [16]

einteilen [1]. Abb. 3.9 zeigt die Basis-Beanspruchungen und die Versagensformen mit den zugehörigen Bruchebenen der UD-Schicht. Über die Basis-Beanspruchungen hinaus müssen für FKV geeignete Bruchkriterien auch aus zusammengesetzten Spannungszuständen resultierende Brüche und deren Bruchebenen ermitteln können [16]. Zfb kann nach *Puck* bei einem ebenen Spannungszustand je nach Beanspruchungskombination in drei Modi auftreten: Modus A und B erzeugen eine faserparallele Werkstofftrennung infolge einer mit einer Querkzug bzw. -druck überlagerten intralaminaren Schubbeanspruchung. Modus C kann aufgrund eines keilförmig aus der UD-Ebene herausbrechenden Teilstückes infolge einer kombinierten Schubbeanspru-

chung mit hohen Querdruckanteilen zu weiterführender Werkstofftrennung und schließlich zum Gesamtversagen des Laminats führen [16]. Der Bruchebenenwinkel Θ ist vorab nicht bekannt und muss bei allgemeinen dreiachsigen Spannungszuständen durch Berechnung der von der Bruchebene abhängigen Spannungen iterativ ermittelt werden [1]. Die Bruchebene ist aufgrund der Annahme der transversalen Isotropie der UD-Schicht zwingend faserparallel. Die Polartransformation des räumlichen Spannungszustands der UD-Schicht in ein x_1, x_n, x_t -Bruchebenen-Koordinatensystem erlaubt die Berechnung der auf der Bruchebene wirkenden Quer-Zug- (σ_n), Quer-Quer-Schub- (τ_{nt}) und Quer-Längs-Schubbeanspruchung (τ_{n1}). Die Schubspannungen τ_{nt} und τ_{n1} können mit dem Winkel ψ zur korrespondierenden Schubspannung $\tau_{\psi n}$ zusammengefasst werden, Abb. 3.10. Die Bruchbedingungen ermöglichen den Vergleich der so transformierten Beanspruchungen mit den auf die Wirkebene bezogenen Bruchwiderständen $R_{\perp}^{t,c}$, $R_{\perp\perp}^A$ und $R_{\perp\parallel}$.

Die resultierenden Bruchbedingungen beschreiben mathematisch die Hüllflächen eines Master-Bruchkörpers für die UD-Schicht, wobei in Abhängigkeit der herrschenden Normalspannung σ_n zwei Formulierungen für die Zfb-Anstrengung hergeleitet werden können [1]. Für $\sigma_n \geq 0$ folgt die Anstrengung $f_{\text{Zfb}}(\Theta)$ zu

$$f_{\text{Zfb}}(\Theta) = \sqrt{\left[\left(\frac{1}{R_{\perp}^t} - \frac{p_{\perp\psi}^t}{R_{\perp\psi}^A}\right)\sigma_n\right]^2 + \left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^t}{R_{\perp\psi}^A}\sigma_n \quad (3.7)$$

und für $\sigma_n < 0$ zu

$$f_{\text{Zfb}}(\Theta) = \sqrt{\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2 + \left(\frac{p_{\perp\psi}^c}{R_{\perp\psi}^A}\sigma_n\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^c}{R_{\perp\psi}^A}\sigma_n \quad (3.8)$$

Die Bruchebenen-Widerstände werden wie folgt bestimmt:

$$R_{\perp\perp}^A = \frac{R_{\perp}^c}{2(1 + p_{\perp\perp}^c)} \quad (3.9)$$

$$\frac{p_{\perp\psi}^{t,c}}{R_{\perp\psi}^A} = \frac{p_{\perp\perp}^{t,c}}{R_{\perp\perp}^A} \cos^2(\psi) + \frac{p_{\perp\parallel}^{t,c}}{R_{\perp\parallel}} \sin^2 \psi \quad (3.10)$$

mit

$$\cos^2(\psi) = \frac{\tau_{nt}^2}{\tau_{nt}^2 + \tau_{n1}^2} \quad (3.11)$$

Die Parameter $p_{\perp\psi}^{t,c}$ und $p_{\perp\perp}^{t,c}$ bilden als Neigungsparameter einen geschlossenen Übergang des Master-Bruchkörpers an der Stelle $\sigma_n = 0$ aus. Sie können nach [1] für CFK zu $p_{\perp\parallel}^t = 0,35$, $p_{\perp\parallel}^c = 0,3$ und $p_{\perp\perp}^{t,c}$ zu $0,25 - 0,3$ angenommen werden.

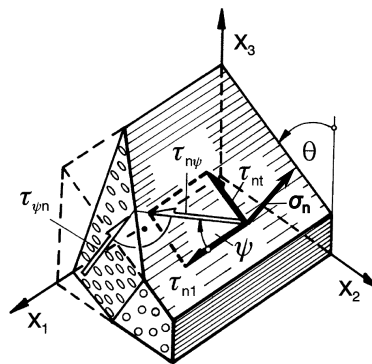


Abb. 3.10: Beanspruchungen σ_n , τ_{nt} und τ_{n1} der Bruchebene, nach [16]

3.2.4 Kopplung des Werkstoffversagensmodells an die Finite-Elemente-Analyse

3.2.4.1 Steifigkeitsdegradation

Die durch fortschreitendes Werkstoffversagen in den subkritischen Schichten induzierte Schädigung wird kontinuumsmechanisch durch Degradation des Elastizitätsmoduls $E_{\perp}^{t,c}$ und des Schubmoduls $G_{\perp\parallel}$, bei denen im Experiment eine messbare Abnahme der Steifigkeit festgestellt wurde, abgebildet. Hierzu wird im Anschluss an die nichtlineare FE-Spannungsanalyse die Werkstoffanstrengung f_{Zfb} in einer externen, wiederum in FORTRAN programmierten Routine berechnet. Die Interaktion des Berechnungsprogramms mit dieser Routine erfolgt durch ASCII-kodierte Dateien mit Informationen zu Spannungen, Lageraufbau und Werkstoff sowie zur Rücktransformation von Dateien mit Anstrengungsinformationen. Die Anwendung der kompilierten FORTRAN-Routinen, das vom FE-Programmsystem nach Durchlaufen einer Lösungsschleife aufgerufen wird, bewirkt im Vergleich zu einer APDL-Implementierung eine Verkürzung der Rechenzeit um den Faktor 60 [216].

Degradationsfaktoren $\eta \leq 1$ werden zur Berechnung der durch Belastung reduzierten Elastizitäts- und Schubmoduln

$$E_{\perp,\eta}^{c,t} = \eta_{\perp}^{c,t} \cdot E_{\perp}^{c,t} \quad G_{\perp\parallel,\eta} = \eta_{\perp\parallel} \cdot G_{\perp\parallel} \quad (3.12)$$

mit den ursprünglichen Elastizitätskennwerten multipliziert. Dabei drückt der Ausgangswert $\eta = 1$ einen nicht degradierten Elastizitätskennwert aus. Die Degradationsparameter werden für quasi-statische Belastung nach erstem Zfb nach einem Vorschlag von *Puck* mit geeigneten Kennwerten für die Kurvenparameter c_{ij} und ξ_{ij} sowie den Restwert $\eta_{R,ij}$ aus [1] nach einer Hyperbel ermittelt, Abb. 3.11:

$$\eta_{ij} = \frac{1 - \eta_{R,ij}}{1 - c_{ij} (f_E - 1)^{\xi_{ij}}} + \eta_{R,ij} \quad (3.13)$$

Die ermüdungsbedingte Steifigkeitsdegradation, die rechnerisch durch den Abfall des Elastizitätsmoduls $E_{\perp}^{t,c}$ bzw. Schubmoduls $G_{\perp\parallel}$ der UD-Lage, jeweils auf den Ursprungsmodul im 1. Schwingenspiel normiert, abgebildet wird, kann mit dem Ansatz nach *Ogin* [130] beschrieben werden:

$$\frac{E_{\perp}^{t,c}}{E_{\perp,0}^{t,c}} = 1 - \left[A \left(\frac{\sigma_0}{E_{\perp,0}^{t,c}} \right)^B n^C \right] \quad \frac{G_{\perp\parallel}}{G_{\perp\parallel,0}} = 1 - \left[A \left(\frac{\sigma_0}{G_{\perp\parallel,0}} \right)^B n^C \right] \quad (3.14)$$

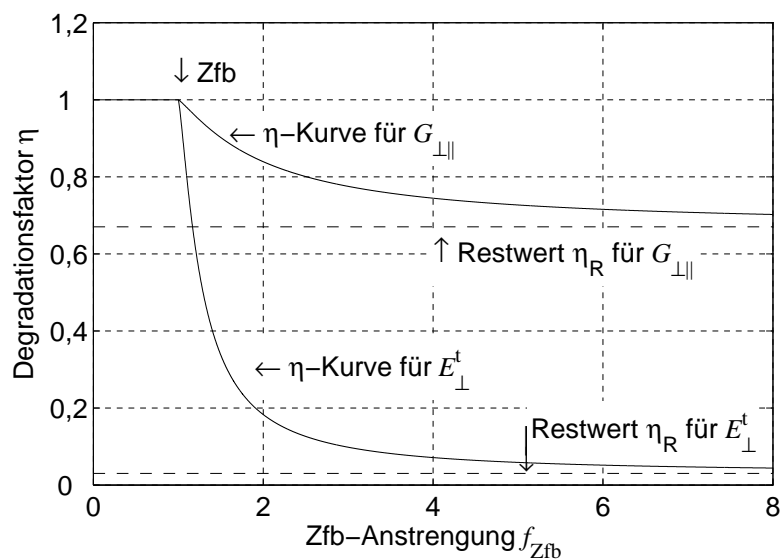


Abb. 3.11: Von *Puck* vorgeschlagene Steifigkeitsdegradationsfunktionen für den quasi-statischen Fall, nach [1]

Die freien Parameter A , B und C der Glg. (3.14) wurden mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate an den experimentell ermittelten Abfall der dynamischen Moduln angepasst. Diese sind definiert durch die Sekante zwischen den beiden Umkehrpunkten, Indices o, u , der Hystereseschleife [28], die man bei Auftragung der Spannungs- über der zugehörigen Dehnungsdifferenz eines Schwingspiels erhält:

$$E_{dyn} = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{\varepsilon_o - \varepsilon_u}, \quad G_{dyn} = \frac{\tau_o - \tau_u}{\gamma_o - \gamma_u} \quad (3.15)$$

Die an den $\pm 45^\circ$ -Probekörpern ermittelten Dehnungen in Probekörperlängs- bzw. querrichtung ε_x und ε_y und die Prüfkraft F_x wurden nach DIN 14129 [27] auf die Schiebung $\gamma_{\perp\parallel}$ und die Schubspannung $\tau_{\perp\parallel}$ umgerechnet.

Die direkte Implementierung der Steifigkeitsdegradation nach Glg. (3.14) in die USERMAT-Routine hat den Vorteil, dass die zur Berechnung der Gleichung erforderlichen Spannungen direkt an den Integrationspunkten des Finiten Elements ausgelesen werden, wo sie bei Flächen- und Volumenelementen in der dem FE-Programmsystem höchst möglichen Genauigkeit berechnet werden [174].

3.2.4.2 Restfestigkeit als Schädigungsmetrik

Die programmtechnische Umsetzung der Restfestigkeit als Schädigungsmetrik geht von der *strength-life equal rank assumption* [114] aus und impliziert eine Abhängigkeit der unter zyklischer Belastung ermittelten Restfestigkeit R_{RF} von der Schwingspielzahl n und dem Belastungsniveau σ : $R_{RF} = f(n, \sigma, \dots)$. Die ebenfalls vorhandene Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R und von der Frequenz f ist nicht Gegenstand der Untersuchungen dieser Arbeit, diese Einflussfaktoren werden hier konstant gehalten.

Abb. 3.12 zeigt die über n aufgetragene und von der Belastungshöhe σ abhängige Restfestigkeit R_{RF} . Der Verlauf der sich für konstantes R bei variierender Belastung σ ergebenden Versagensschwingspielzahl N ist als Wöhlerlinienverlauf eingetragen. Bei Beaufschlagung eines FKV-Probekörpers mit der Spannung σ_1 über n_1 Schwingspiele fällt die Restfestigkeit auf den Punkt (1) ab. Eine weitere Belastung auf diesem Niveau würde kein direktes Versagen hervorrufen, was durch $n_1 < N_1$ ersichtlich ist.

Bei einer Belastung auf einem Niveau $\sigma_2 < \sigma_1$ hätte bis zum Erreichen des sel-

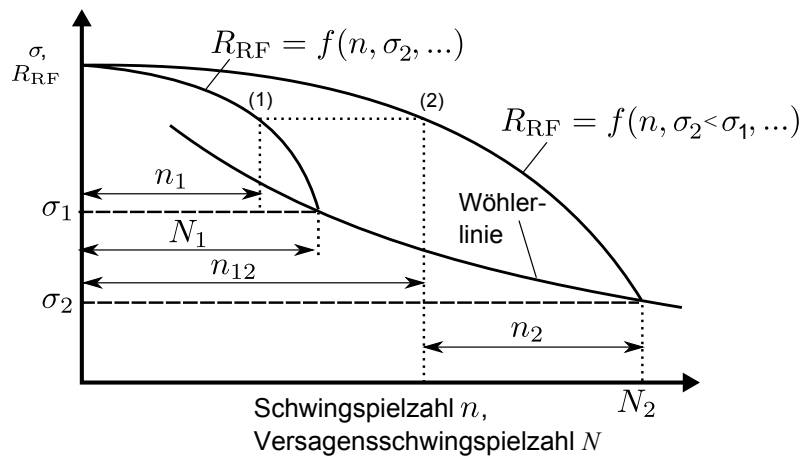


Abb. 3.12: Restfestigkeitsmethodik nach *Reifsnider* [116]

ben Restfestigkeitsabfalles eine Beaufschlagung von n_{12} Schwingspielen erfolgen müssen. n_{12} ist damit die zu n_1 schädigungsäquivalente Schwingspielzahl n_{ae} auf dem Belastungsniveau σ_2 , n_{ae} und wird für jedes Schwingspiel neu berechnet. Mit Einführung einer schädigungsäquivalenten Schwingspielzahl n_{ae} ist eine Lebensdauervorhersage für Belastungsprofile mit unterschiedlichen Belastungsniveaus möglich. In Abb. 3.12 würde nach n_1 Schwingspielen mit der Spannung σ_1 eine Belastung mit σ_2 nach $\Delta n = n_2$ Schwingspielen zum Versagen bei der Versagensschwingspielzahl $N_2 = n_{12} + n_2$ führen.

Rechnerisch erfolgt die Umsetzung nach dem in [190] vorgeschlagenen Modell einer äquivalenten Zeit t , indem im Rechenschritt n_i die degradierte Festigkeit R_{i-1} des vorherigen Rechenschrittes n_{i-1} über die nach n aufgelöste Glg. (3.16) in eine äquivalente Schwingspielzahl n_{ae} umgerechnet wird:

$$n_{ae} = \sqrt[k]{\left(R_{\parallel}^{t,c} - R_{RF}(n)\right) / \left(R_{\parallel}^{t,c} - \sigma_{\parallel,u}\right)} N \quad (3.16)$$

n_{ae} dient als Ausgangspunkt für die Festigkeitsdegradation im Rechenschritt i durch Δn Schwingspiele mit $f = \text{const.}$, $\sigma = \text{const.}$ und $R = \text{const.}$, die sich als Funktion $R_{RF}/R_{RF,0} = f(n_{ae} + \Delta n)$ ergibt, Abb. (3.12).

Die Restfestigkeit wurde nach zyklischer Vorschädigung durch quasi-statische Druckversuche an achtlagigen 0° -Probekörpern ermittelt. Die zyklische Vorschädigung wurde in kraftgeregelten Einstufenversuchen mit 1 000, 10 000 und 1 000 000 Schwingspielen bei $R = -1$ und sinusförmiger Belastung eingebracht. Die Restfestigkeit wurde experimentell ermittelt und mit der Funktion nach *Schaff* und *Davidson*, Glg. (3.16), in Abhängigkeit von der Schwingspielanzahl

der zyklischen Vorschädigung und der Belastungshöhe des Einstufenversuchs $\sigma_{||,u}$ beschrieben [120].

3.2.4.3 Wöhlerlinie

Zur Beschreibung des experimentell ermittelten Wöhlerlinienverlaufs wurden sowohl der in semilogarithmischer Darstellung lineare Ansatz nach *Wöhler*, Glg. (2.1), als auch der in [142, 169, 224] verwendete nichtlineare Ansatz

$$\sigma(N) = \frac{R}{1 + \left(a (\log N)^b / R\right)^c} \quad (3.17)$$

mit der Spannung σ , der quasi-statischen Festigkeit R und den freien Parametern A , B und C zur Anpassung an experimentelle Daten genutzt. Die nichtlineare Modellierung der Wöhlerlinie zeigt gegenüber einer linearen Anpassung bei niedrigen Schwingspielzahlen einen plausiblen asymptotischen Verlauf parallel zur Abszisse und mündet in den Mittelwert der quasi-statischen Festigkeit. Für sehr hohe Schwingspielzahlen würde Glg. (3.17) ebenso einen asymptotischen Verlauf parallel zur Abszisse vorhersagen, der jedoch für FKV experimentell nicht verifiziert ist [26, 135]. Wie *Noll* [169] feststellte, zeigt die angewendete nichtlineare Beschreibung der Einstufenversuche gegenüber einer linearen Beschreibung im Bereich $10^2 - 10^6$ Schwingspiele eine etwas geringere Anpassungsgüte, die lineare Beschreibung überschätzt aber die quasi-statischen Festigkeitswerte stark und prognostiziert eine physikalisch nicht sinnvolle eine endliche Lebensdauer für $\sigma = 0$. Die Nutzung einer nichtlinearen Form zur Beschreibung der experimentell ermittelten Wöhlerlinie wird von der VDI-Richtlinie 2014 [12] empfohlen. Glg. (3.17) führte aber zu einer für den Einsatz in der entwickelten Lebensdaueranalyse unzureichenden Konvergenz, sodass Glg. (2.1) verwendet wurde. Ein Einfluss auf die rechnerische Lebensdaueranalyse durch die Abweichung zwischen linearer und nichtlinearer Wöhlerlinie tritt bei sehr hohen Schwingspielzahlen $N > 10^6$ auf und wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

4 Experimentelle Untersuchung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens eines CFK

4.1 Laminatherstellung

Für die Untersuchungen wurde ein typisches Epoxidharz für die Flüssigimprägnierung mit Luftfahrtzulassung (*Hexcel* RTM 6) verstärkt mit einem unidirektionalen Kohlenstofffaser-Gelege (AS7-J-12K-Kohlenstofffaser mit Polyesterfadenverstärkung in 50-mm-Raster senkrecht zur Faserrichtung) gewählt. Aus den Gelegen wurden Probenplatten mit 0°, 90°, ± 45°-UD und quasi-isotropem [0/-45/90/45]_s-Aufbau in einer Länge und Breite von ca. 330 mm hergestellt. Die Harzinjektion erfolgte im *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI)-Verfahren. Mit diesem Verfahren sind qualitativ hochwertige Bauteile mit niedrigem Luftgehalt bei geringen Infrastrukturkosten herstellbar, als Nachteil ist die lange Imprägnierzeit zu nennen [191]. RTM 6-Harz wurde nach Datenblattvorgabe bei +120 °C injiziert, bei +160 °C zwei Stunden gehärtet und anschließend bei +180 °C zwei Stunden getempert. Alle Probeplatten wurden hier von einer Person hergestellt, um Einflüsse durch Herstellungsabweichungen zu minimieren.

Die Herstellung der Probenplatten erfolgte auf einem temperierbaren Plattenwerkzeug, Abb. 4.1. Die Einzelschichten der Probenplatten wurden direkt auf die mit Trennmittel behandelte Stahloberfläche des Werkzeugs nach der in Tabelle 4.1 angegebenen Reihenfolge gelegt. Für die Infiltration wurde eine thermische Isolierung über dem Aufbau angebracht.

Tabelle 4.1: Herstellungsmittel der Probeplattenfertigung

Werkstoff	Hersteller	Typ
Abreibgewebe	<i>Tygavac</i>	060BR/1520/M
CFK-UD-Gelege	<i>Hexcel</i>	AS7-J-12K
Abreibgewebe	<i>Tygavac</i>	060BR/1520/ M
Entlüftungsfolie	<i>Richmond</i>	A500P
Abdeckung		Nichtrostender Stahl
Absaug-Vlies		Schmaltextil
Vakuum-Folie	<i>AeroConsultants</i>	<i>Airtech</i> DP 1000

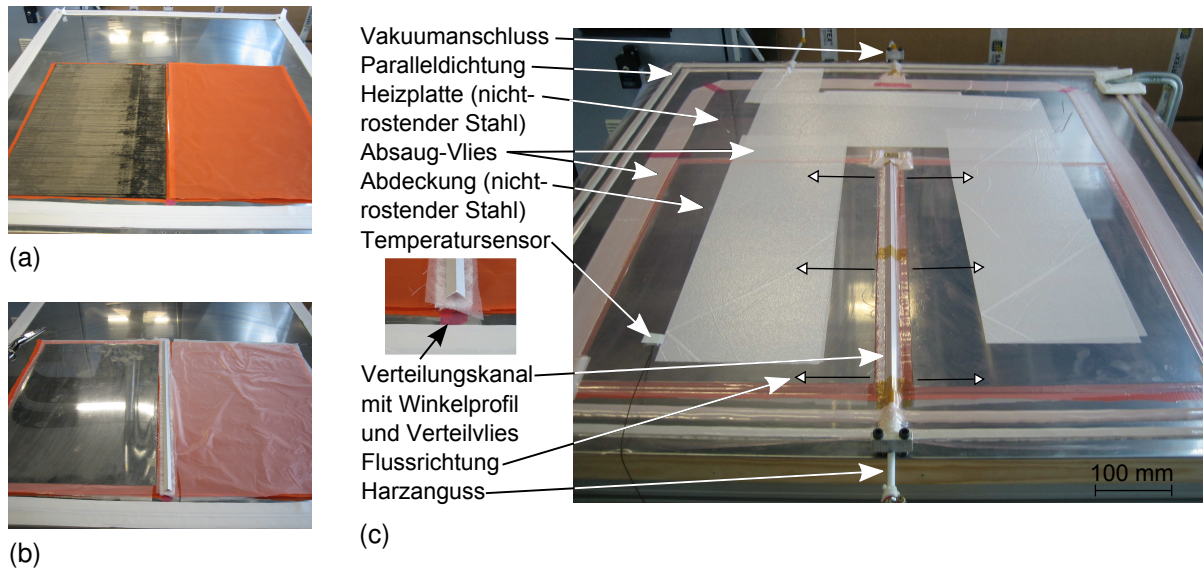


Abb. 4.1: Probenplattenfertigung

(a) Unteres Abreißgewebe (rechts) und 1. Lage CFK-UD-Gelege (links)

(b) Oberes Abreißgewebe mit Entlüftungsfolie (rechts) und Abdeckung (nichtrostender Stahl, links)

(c) Herstellung der CFK-Probenplatten im VARI-Verfahren, mittige Infiltration zweier Probenplatten, Vakuumfolie und Isolierung nicht dargestellt

Die Infiltration erfolgte aus einem beheizbaren Harzbehälter durch einen Verteilungskanal, der jeweils mittig für zwei Probenplatten angeordnet war. Das erforderliche Vakuum wurde durch zweifache Abdeckung mit Vakuumfolie und eine doppelt umlaufende Paralleldichtung sichergestellt (Abb. 4.1c). Zur Qualitätskontrolle der hergestellten Probenplatten wurde der Faservolumengehalt gravimetrisch und mittels Lichtmikroskopie gemessen. Der mittlere Faservolumengehalt der CFK-Probenplatten lag bei etwa 54%. Durch das thermoanalytische DSC-Verfahren (*Differential scanning calorimetry*) wurde der Aushärtungsgrad des Harzes ermittelt. Bei den Probenplatten war eine geringe Nachhärtereaktion zu beobachten, die Glasübergangstemperatur betrug 209°C. Da die Nachhärtung nur durch eine längere Temperung vermeidbar wäre und eine zunehmende Versprödung des Harzes nach sich ziehen würde, wurde ohne Änderung nach Datenblattvorgabe getempert. Die Probekörper wurden aus den Probenplatten mit einer Diamantkreissäge ausgesägt, um möglichst parallele und rissfreie Schnittkanten zu erreichen. Zur Verbesserung der Kraftverteilung wurden GFK-Aufleimer im Bereich der Einspannungen

beidseitig auf alle Probekörper mit *UHU-Endfest* aufgeklebt. Die Aufleimer waren zur Vermeidung von Spannungspitzen am Übergang zur Einspannung mit einer Fase versehen. Die verwendeten Probekörpergeometrien sind in Tabelle 4.2 angegeben und in Abb. 4.2 dargestellt. Die hergestellten Probekörper werden im Folgenden als CF-EP-Probekörper bezeichnet.

Tabelle 4.2: Probekörpergeometrie der untersuchten CF-EP-Lang- und Kurzprobekörper mit 8 (Index 8 oder S) oder 16 Schichten, Lagendicke ca. 0,2 mm

Werkstoff	Belastungsrichtung	Laminataufbau	Länge L mm	Länge L_F mm	Breite b mm
CF-EP	Zug	$[0]_8$	250	150	10
	Druck	$[0]_{8,16}$	110	10	10
	Zug	$[90]_{16}$	250	150	25
	Druck	$[90]_{16}$	110	10	25
	Zug (Schub)	$[\pm 45]_{16}$	250	150	25
	Zug	$[0/-45/90/45]_S$	250	150	25
	Druck	$[0/-45/90/45]_S$	110	10	25

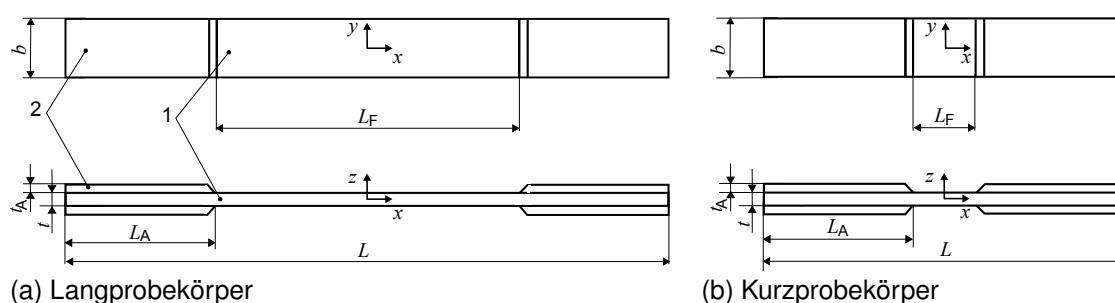


Abb. 4.2: Für quasi-statische und zyklische Versuche verwendete CF-EP-Probekörper 1 Probekörper, 2 Aufleimer, t Probekörperdicke, L Länge Probekörper, L_F freie Probekörperlänge, b Probekörperbreite

(a) Langprobekörper ähnlich DIN 527-4 und DIN 14129 [27, 192]

(b) Kurzprobekörper ähnlich DIN 14126 [74]

4.2 Schallemissionsanalyse am Matrix-Werkstoff

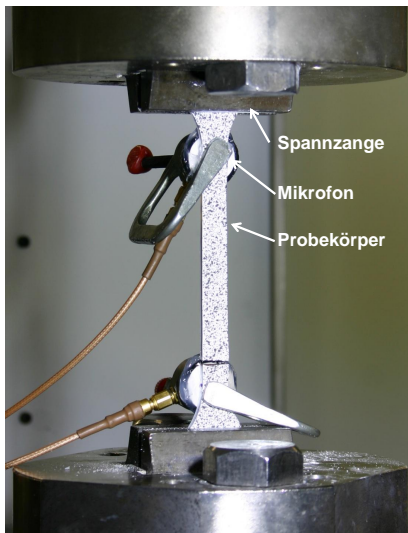
Die Schallemissionsanalyse wurde am Polymer-Matrix-Werkstoff, Abb. 4.3a, und stichprobenartig an ungeschädigten quasi-isotropen FKV eingesetzt, um mögliche Zfb- oder Fb-Bruchereignisse über die emittierten Schallsignale während des quasi-statischen Zug- oder Druckversuchs zu identifizieren. Im Ausschlussverfahren wurde die den Schadensereignissen zuzuordnende Fre-

quenz, Abb. 4.3b, des reinen Polymerwerkstoffs bestimmt. Damit konnten die Annahmen von *de Groot* [188], Abb. 3.5a, der Einstufung von Zfb und Delaminationsereignissen in CFK bei Frequenzen von ≈ 100 kHz bestätigt und höhere Frequenzen über 300 kHz Fb-Ereignissen zugeordnet werden. Die versuchsbegleitende Messung wurde bei allen Zugversuchen am Polymerwerkstoff, Kap. 4.3.1, mittels zwei Mikrofonen, die mit Schraubzwingen im Abstand von jeweils 40 mm von der Probekörpermitte auf die Oberfläche fixiert wurden, durchgeführt. Als Koppelmittel wurde Silikon der Firma *Wacker* Typ „Hochvakuumfett schwer“ genutzt. Zur Bestimmung wurde das von den Mikrofonen detektierte Umgebungs- und Maschinenrauschen 60 Sekunden lang bei eingespannter Probe und eingeschalteter Hydraulik mit einer konstant eingestellten Vorkraft von $F_v = 50$ N bei einer Aufnahmeschwelle von 34 dB aufgenommen und daraufhin die Aufnahmeschwelle 3 dB über dem maximal detektierten Rauschsignal eingestellt. Der für die Versuche genutzte Amplitudenschwellenwert lag zwischen 44 und 68 dB. Zur Sicherstellung der Aufnahmequalität der SEA wurde vor Versuchsbeginn ein *Hsu-Nielsen*-Bruchtest gemäß ASTM E976 [193] in Probekörpermitte durchgeführt. Dabei wurde eine Bleistiftmine auf der Probekörperoberfläche gebrochen und das emittierte Schallsignal ausgewertet. Die Gültigkeit der SE-Messung wurde durch eine Amplitude des *Hsu-Nielsen*-Schallereignisses von mindestens 90 dB bestätigt.

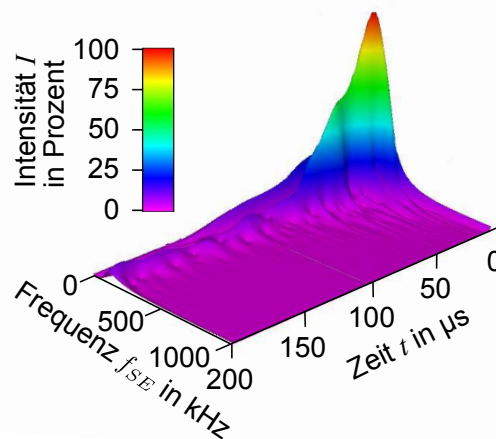
4.3 Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen

4.3.1 Quasi-statische Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen des Matrix-Werkstoffs

Für die quasi-statischen Zugversuche wurden gegossene und wie das Laminat ausgehärtete Proben mit Taillierung in Anlehnung an DIN EN ISO 527-3 [194] angefertigt. Die quasi-statischen Zugversuche wurden weggeregelt mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Die Dehnungsmessung erfolgte mit einem optischen 3D-Dehnungs- und Verformungsmesssystem der Firma *gom*, Braunschweig, mit einer Auflösung von 4 Millionen Pixel. Die Messeinrichtung wurde ausgewählt, da im Gegensatz zu anderen zur Verfügung stehenden Messsystemen nur so die gesamte Probekörperlänge erfasst werden konnte und eine Zuordnung des zu erwartenden lokalisierten Probekörper-



(a)



(b)

Abb. 4.3: Zugversuch an einem ungeschädigten Polymerwerkstoff mit versuchsbegleitender SEA

(a) Versuchsaufbau mit RTM6-Probekörper und Mikrofonen

(b) Ergebnis der *Wavelet*-Analyse mit einem detektierten Ereignis Frequenz $f_{SE} = 150$ kHz

versagens und der Schallemissionsereignisse durchführbar war. Das zur Dehnungsermittlung erforderliche Muster wurde mit Graphitspray auf eine mattweiße Grundierung aufgesprüht. Für die Versuchsdurchführung wurde eine Objektivbrennweite von 50 mm gewählt, Objektive und Beleuchtung wurden zur Vermeidung von Reflexionen auf der Probekörperoberfläche mit Polarisationsfiltern ausgestattet. Vor Messbeginn wurde eine Kalibrierung des Messsystems durchgeführt.

Abb. 4.4 zeigt die Spannungs-Dehnungs-Verläufe der 5 im weggeregelten Zugversuch geprüften Matrix-Werkstoff-Probekörper als durchgezogene schwarze Linien mit Symbolen zur Unterscheidung. Der Mittelwert der Bruchspannung R_x^t beträgt $35 \pm 3,74$ MPa, der Mittelwert der Bruchdehnung e_x^t ist $1,18 \pm 0,19$ %. Die Schallemissionsereignisse wurden mithilfe des Lokalisierungsalgorithmus des SAE-Geräts einem Ausgangsort zwischen den Mittelpunkten der beiden am Probekörper befestigten Mikrofone (Abb. 4.3a) zugeordnet, deren Frequenz wurde mithilfe der *Wavelet*-Analyse mit einem *Gabor-Wavelet* bestimmt. Alle Bruchereignisse hatten eine Frequenz zwischen 140 und 150 kHz. Bei drei Probekörpern trat nur ein lokalisiertes Ereignis zeitgleich

mit dem Bruch des Probekörpers auf, zwei Probekörper zeigten während des Zugversuchs vor Eintritt des Bruchs SE-Ereignisse, deren Frequenz nur bei einem Ereignis mit 180 kHz außerhalb des genannten Frequenzbands lag. Alle Ereignisse, die nicht einem Bruchereignis zugeordnet werden konnten, hatten eine Schallamplitude kleiner als 90 dB. Die Bruchereignisse zeigten eine höhere Schallamplitude und waren über die optische Dehnungsanalyse mit einem sichtbaren Bruch korrelierbar. Daher sind die Einzelschallereignisse vor dem Bruch vermutlich auf kleinere Werkstoffschädigungen oder auf Setzungen in der Einspannung im Verlauf der Zugprüfung zurückzuführen. Die gemessene Frequenz der Schallereignisse bestätigt das nach [188] zu erwartende SE-Frequenzband von Brüchen der Polymermatrix (Abb. 3.5a).¹

Die Nichtlinearität der Matrix-Werkstoff-SVB, die bei allen Zugversuchen als degressive Abweichung vom Ursprungstangentenmodul E_{T0} sichtbar ist, kann somit nicht allein auf Bruchereignisse zurückgeführt werden, sondern ist für das eingesetzte RTM-6-Epoxidharz eine Werkstoffeigenschaft. Dies wurde auch für eine Einzelprobe in einer Zweifachbelastung nachgewiesen, indem zuerst im quasi-statischen Zugversuch eine Belastung bis 70 % der Bruchspannung aufgebracht (in Abb. 4.4 mit \triangle markiert) und umgehend entlastet wurde. Im zweiten Schritt wurde der Versuch bis zum Probekörperversagen durchgeführt (in Abb. 4.4 mit \square markiert). Erst beim Bruch nach der Zweitbelastung wurde ein Schallemissionsereignis registriert und beide Spannungs-Dehnungs-Kurven weisen einen nichtlinearen Verlauf auf, deren Ursprungstangentenmodul gleich ist. Die im Versuch ermittelten Mittelwerte und Standardabweichungen der Elastizitäts- und Festigkeitskennwerte E_x^t und R_x^t sowie die Parameter ξ und e der *Ramberg-Osgood-Glg.* (2.2) zeigt Tabelle 4.3.

4.3.2 Quasi-statische Zug- und Druckversuche am unidirektionalen Laminat

Tabelle 4.3 zeigt weiterhin eine Übersicht der im quasi-statischen Versuch ermittelten Elastizitäts- und Festigkeitskennwerte $E_{\parallel}^{t,c}$, $E_{\perp}^{t,c}$ und $G_{\perp\parallel}$ bzw. $R_{\parallel}^{t,c}$, $R_{\perp}^{t,c}$ und $R_{\perp\parallel}$ des unidirektionalen Laminats. Zugversuche wurden an Langprobekörpern, Abb. 4.2a, Druckversuche mit der in Kap. 3.1.1 vorgestellten

¹ Dieses Frequenzband gilt nur für den mit der verwendeten Prüfvorrichtung untersuchten Polymerwerkstoff, insbesondere die Verstärkungscharakteristik der eingesetzten Mikrofone kann eine merkliche partielle Verstärkung und Filterung des SE-Signals bewirken.

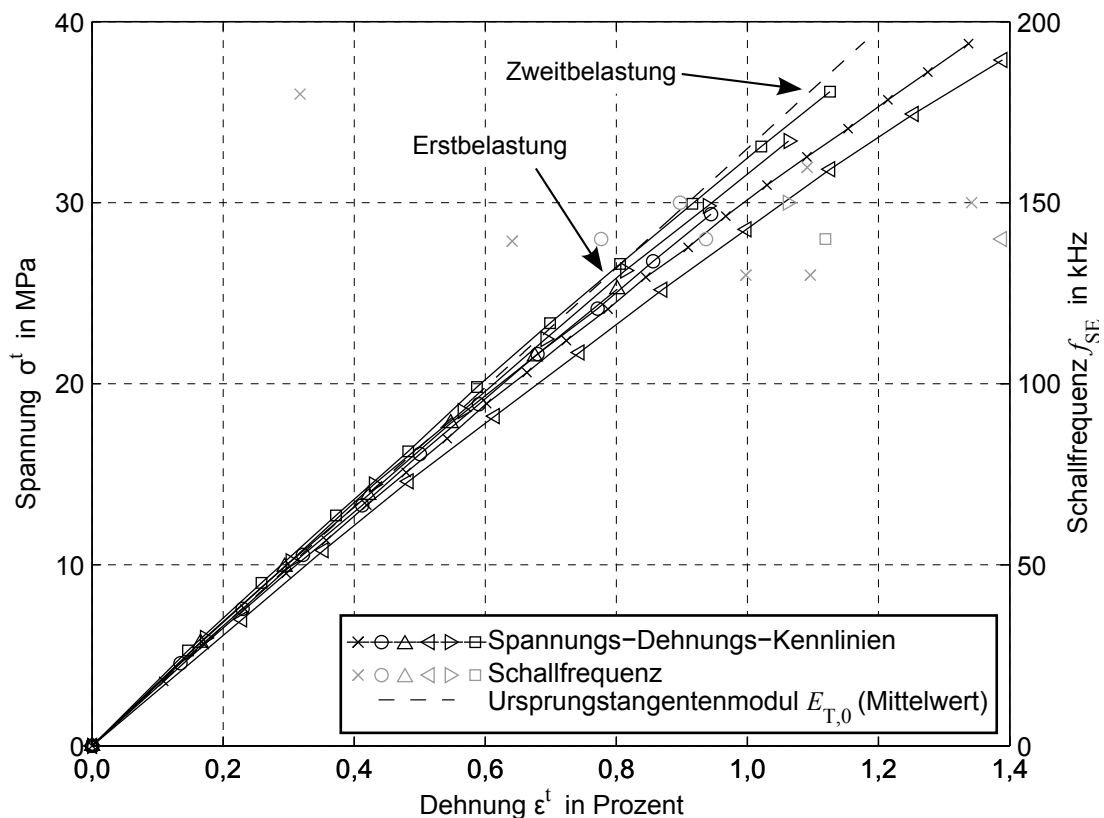


Abb. 4.4: Spannungs-Dehnungs-Diagramm des RTM6-Werkstoffs im quasi-statischen, weggeregelter Zugversuch mit einachsiger Belastung, einschließlich versuchsbegleitender Schallemissionsanalyse, Darstellung der mittels *Wavelet*-Analyse ermittelten Frequenz der lokalisierten Schallereignisse

Prüfvorrichtung an Kurzprobekörpern, Abb. 4.2b, durchgeführt. Die aus den Versuchen ermittelten Spannungs-Verzerrungs-Kennlinien finden sich im Anhang Kap. D. Die Dehnungswerte wurden mittels eines Laser-Extensometers aufgenommen, die an der Prüfmaschine vorhandenen Messdosen zeichneten den Kraftverlauf während des Versuchs elektronisch auf. Die $\sigma_{\parallel}^t - \epsilon_{\parallel}^t$ -Kurven des untersuchten CFK-Werkstoffs verlaufen sichtbar progressiv ab einer Dehnung ϵ_{\parallel}^t von etwa 0,4% bzw. einer Spannung σ_{\parallel}^t von ungefähr 500 MPa bis zum Bruch. Der Bruch erfolgte ohne sichtbaren Abfall der Prüfkraft, jedoch zeigten sich bei einigen Versuchen Faserabsplitterungen und Auffaserungen („Pinselbruch“). Ein solches Bruchbild wird von *Grellmann* [26] auf die Kombination aus spröder Matrix und suboptimaler Faser-Matrix-Haftung zurückgeführt. Die $\sigma_{\parallel}^c - \epsilon_{\parallel}^c$ -SVB-Kurven zeigen ein leicht degressives Verhalten ab einer Dehnung ϵ_{\parallel}^c von ungefähr -0,5% bzw. einer Spannung σ_{\parallel}^c von ungefähr -500 MPa bis zum Bruch.

Abb. 4.5 zeigt eine Aufnahme der Bruchfläche senkrecht zur Probekörperlängsachse, aufgenommen mit einem *Carl Zeiss SMT Supra*TM40 VP Rasterelektronenmikroskop (REM), einer im quasi-statischen Druckversuch getesteten Probe mit 0° Faserorientierung. In der Darstellung mit 100-facher Vergrößerung, Abb. 4.5a, ist eine Abstufung der Bruchfläche und Risse quer zur Faserrichtung erkennbar. Dies deutet auf ein Schubversagen der Fasern mit einhergehender Ablösung von der einbettenden Matrix hin, Kap. 3.1.1.3. Die ungefähr 100 bis 200 μm breiten Bruchflächenbereiche an der Probekörperaußenfläche zeigen Schleifspuren, die wahrscheinlich beim Abgleiten der beiden Bruchflächen entstanden. In der 1500-fachen Vergrößerung der Bruchfläche, Abb. 4.5b, sind Faserbruchstücke von 20 bis 30 μm Länge zu erkennen, die nach dem Druckversuch schräg zur ursprünglichen Faserlängsachse in einem von faserparallelen Rissen durchzogenen Restmatrixbett verbleiben. Dieses Bruchbild ist typisch für das Schubknickversagen von druckbelasteten UD-FKV [1] und deutet auf eine Versuchsdurchführung ohne globales Knickversagen hin.

Die σ_{\perp}^t - ε_{\perp}^t -Kurven zeigen ein lineares Verhalten bis zum Bruch bei einer

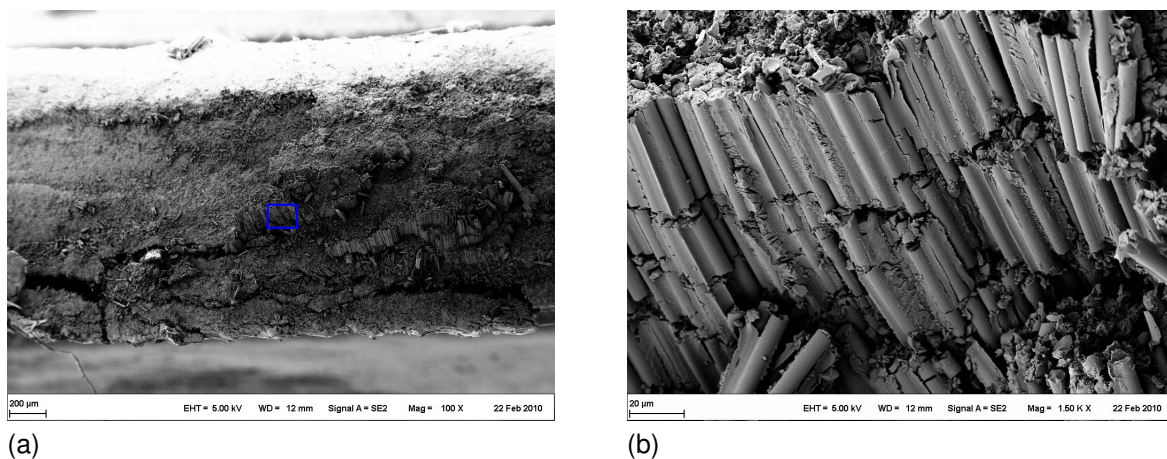
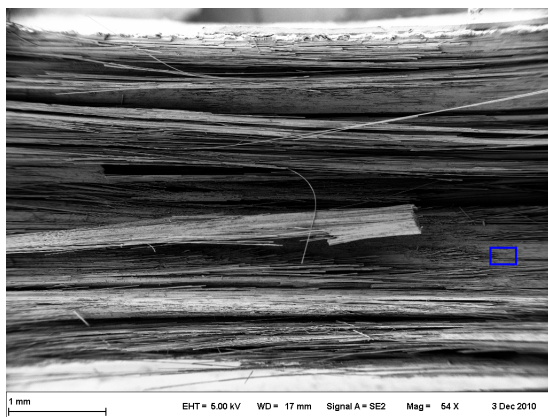


Abb. 4.5: REM-Aufnahmen der Bruchfläche einer 0°-Druckprobe nach Druckversagen (5 kV Beschleunigungsspannung, 12 mm Arbeitsabstand zwischen Strahlaustrittspunkt und Probekörperoberfläche, Sekundärelektronendetektor zur Oberflächenabbildung)

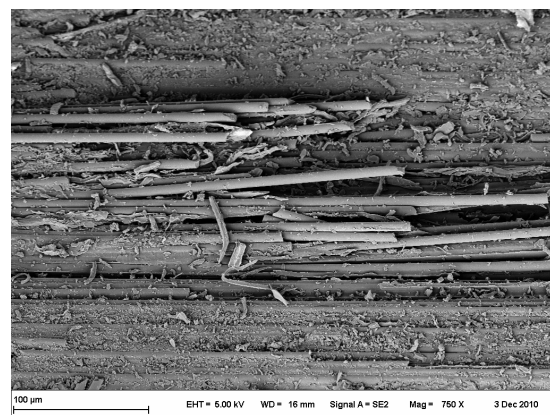
(a) Draufsicht (Blickrichtung parallel zur Probekörperlängsachse) der Bruchfläche bei 100-facher Vergrößerung

(b) Aufnahme des blau markierten Teilbereichs in (a) bei 1500-facher Vergrößerung

Spannung von $R_{\perp} = 34$ MPa. Von Versuchsbeginn an bis zum Bruch bei $R_{\parallel}^c = 162$ MPa verlaufen die $\sigma_{\perp}^c - \varepsilon_{\perp}^c$ -Kurven nichtlinear. Abb. 4.6 zeigt REM-Aufnahmen der Bruchfläche einer im quasi-statischen Druckversuch getesteten Probe mit 90° Faserorientierung. Abb. 4.6a zeigt die seitlichen Bruchflächen des unter ungefähr 50° keilförmig zur Mitte hin gebrochenen CF-EP-Probekörpers mit einem herausstehenden Faserbündel. Abb. 4.6b zeigt in höherer Vergrößerung den blau markierten Bereich der Abb. 4.6a mit glatten Bruchflächen der Matrix und zur Bruchmitte hin verschobenen Faserreststücken mit teilweise schräg zur Faserlängsachse orientierten Bruchflächen. Dies deutet auf ein Druckversagen der Matrixbereiche zwischen Faserbündeln und final durch Schub gebrochenen Fasern hin.



(a)



(b)

Abb. 4.6: REM-Aufnahmen der Bruchfläche einer 90° -Probe nach Druckversagen (5 kV Beschleunigungsspannung, 12 mm Arbeitsabstand)

(a) Draufsicht (Blickrichtung parallel zur Probekörperlängsachse) der Bruchfläche bei 54-facher Vergrößerung

(b) Aufnahme des blau markierten Teilbereichs in (a) bei 750-facher Vergrößerung

Die $\tau_{\perp\parallel} - \gamma_{\perp\parallel}$ -Kurven weisen eine leicht degressives Verhalten ab $\gamma_{\perp\parallel} \approx 0,7\%$ Dehnung bzw. $\tau_{\perp\parallel} \approx 300$ MPa bis zum Bruch bei $R_{\perp\parallel} = 62$ MPa auf .

4.3.3 Quasi-statische Zug- und Druckversuche am quasi-isotropen Laminat mit Kreisausschnitt

Zug- und Druckversuche wurden an quasi-isotropen CF-EP-Probekörpern von 25 mm Breite und 150 bzw. 10 mm freier Länge mit einem Kreisausschnitt von 12 bzw. 3,2 mm Durchmesser durchgeführt. Die Prüfkraft wurde zügig aufgebracht und ein optisches Messsystem für die Dehnungsbestimmung verwenden

det. Für die Zugversuche wurde aufgrund der unterschiedlichen Probekörpergeometrie ein optisches 3D-Messsystem, Typ *Aramis* 2M der Firma *gom*, mit 50 mm Brennweite, für die Druckversuche ein optisches 2D-Messsystem, Typ HS3 der Firma *Redlake*, mit 105 mm Brennweite eingesetzt. Die Auswertung der Dehnung erfolgte mit dem Grauwertkorrelationsprogramm *gom Aramis*. Eine *Wavelet*-Analyse der SEA-Signale konnte bei den Zugversuchen nicht durchgeführt werden, da zum Versuchszeitpunkt die Mikrofone mit breitbandiger Charakteristik, wie in Anhang Kap. C.1 dargestellt, noch nicht zur Verfügung standen. Eine Zusammenfassung der in quasi-statischen Versuchen ermittelten Kennwerte ist in Tabelle 4.3 dargestellt.

Der erste auftretende Faserbruch wurde anhand der Aufnahmen des Dehnungsmesssystems visuell identifiziert, Abb. 4.7. Der Mittelwert der bei erstmalig feststellbarem Faserbruch vorliegenden Nennspannung $\sigma_{x,0,\infty}^t$ ist mit 217 MPa 16 % niedriger als die Festigkeit der Probekörper ($R_{x,\infty}^t = 259$ MPa). Durch die Spannungsüberhöhung an der Lochflanke wird lokal die faserparallele Festigkeit überschritten.

Eine genauere Identifikation des Erstfaserbruchereignisses war zum Zeitpunkt der Durchführung der Druckversuche mit der SEA in Kombination mit der *Wavelet*-Analyse möglich, die bei drei Versuchen zur Anwendung kam. Die ersten SE-Ereignisse mit einer Schallfrequenz von ungefähr 350 kHz wurde zur Detektion eines erstmalig auftretenden Faserbruchereignisses genutzt, Abb. 4.8a. Hierdurch ergab sich eine mittlere Spannung $\sigma_{x,0,\infty}^c = 190$ MPa, 54 % des Mittelwertes der Festigkeit $R_{x,\infty}^t = 351$ MPa bei Totalversagen der CF-EP-Probekörper.

In anderen Studien wurde bei Druckversuchen an Scheiben mit Kreisabschnitt eine durch den auftretenden Schubknickbruch an der Lochflanke bedingte erhebliche Festigkeitsminderung im Bereich von 40 bis 60 % der Druckfestigkeit festgestellt [1]. Die bei der SEA-Auswertung des Erstbruchereignisses vorliegende größere Standardabweichung von $\sigma_{x,0,\infty}^c$ ließe sich vermutlich durch die Nutzung mehrerer und kleinerer Mikrofone an beiden Seiten des Kreisabschnittes erreichen. Bei den vorliegenden Versuchen konnte jedoch auch des zur Verfügung stehenden Probekörperfläche nur ein Mikrofon mit Schalleiter auf einer Seite des Kreisabschnittes angebracht werden, Abb. 3.6, wodurch SE-Ereignisse an der dem Mikrofon gegenüberliegenden Lochflanke durch die

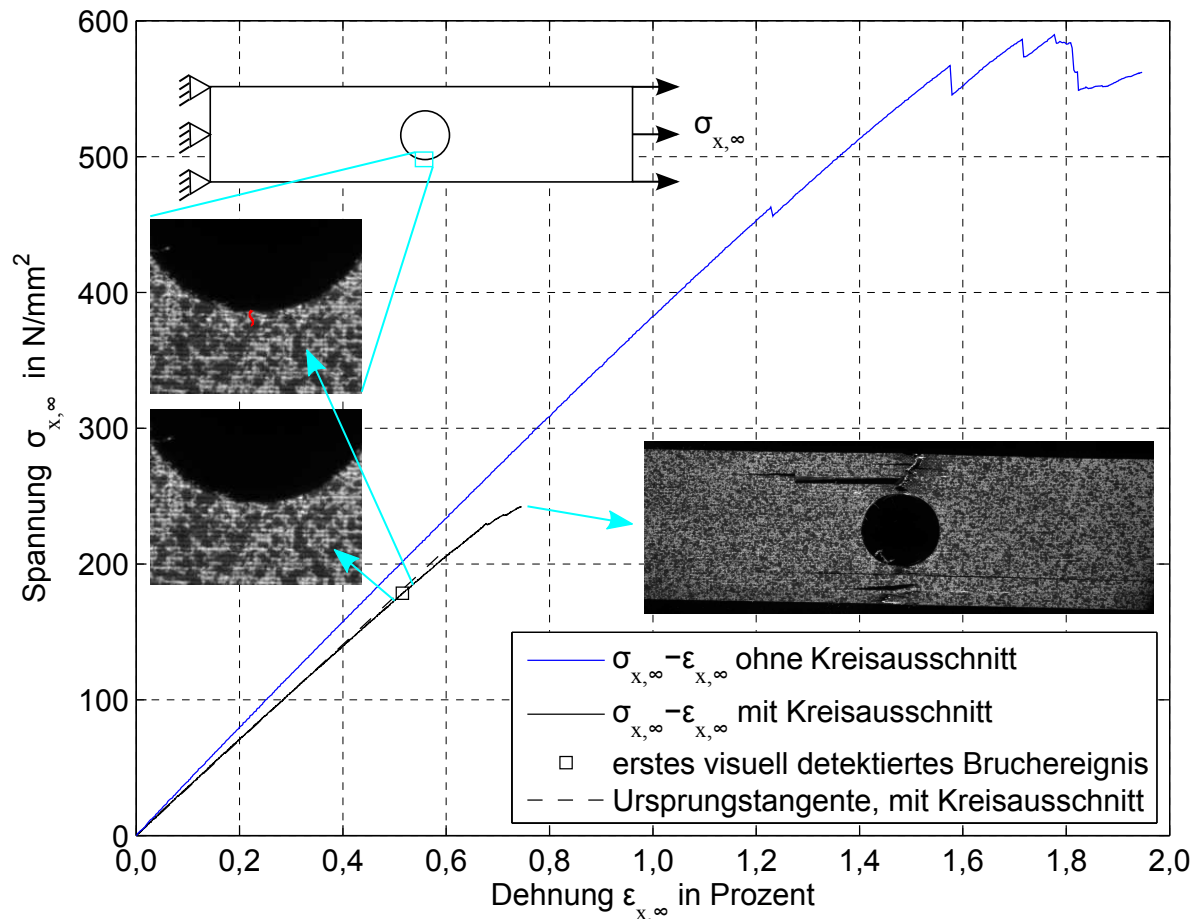


Abb. 4.7: Vergleich der Zugspannungs-Dehnungs-Kurven zweier quasi-isotroper CF-EP-Probekörper mit und ohne Kreisausschnitt $r_0 = 6 \text{ mm}$ mit Detaildarstellungen der Lochflanke direkt vor und nach Auftreten des ersten visuell detektierbaren Bruchereignisses und Darstellung des Bruchbilds des Probekörpers nach Totalversagen

längere Schalllaufzeit möglicherweise stärker geschwächt oder nicht mehr detektiert werden können. Abb. 4.8b zeigt eine *Wavelet*-Analyse, bei der Fb-SE-Ereignisse bei 350 kHz eine weit geringere Amplitude als ein Zfb-SE-Ereignis mit der Frequenz 150 kHz aufweisen. Dagegen würde bei einer direkten Detektion eines Faserbruchereignisses ein stark dominierender Peak bei 350 kHz erwartet, so dass eine Schallschwächung möglich ist. Diese von Zfb-SE-überdeckten Fb-SE-Ereignisse können mit der *Wavelet*-Analyse im Gegensatz zur FFT eindeutig identifiziert werden.

Tabelle 4.3: Quasi-statische Kennwerte von RTM6-Reinharz und CF-EP-Probekörpern

Harz/ Laminat	Elasti- zität (Ur- sprungs- tangen- tenstei- gung)	Mittel- wert MPa	Stan- dard- abweichung (1 σ) MPa	Anzahl gültiger Probe- körper	Bruch- span- nung MPa	Mittel- wert MPa	Stan- dard- abweichung (1 σ) MPa	Bruch- deh- nung/ -schie- bung	Mittel- wert Pro- zent	Stan- dard- abweichung (1 σ) Pro- zent	Ramberg- Osgood- Para- meter ξ	Ramberg- Osgood- Para- meter e
RTM-6	E_x^t	3320	182	5	R_x^t	35	4	e_x^t	1,2	0,2	0,1105	2,5045
CF-EP [0]	E_{\parallel}^t	142811	6244	5	R_{\parallel}^t	2158	123	e_{\parallel}^t	1,4	0,1	0,0013	2,1124
CF-EP [0]	E_{\parallel}^c	163366	29801	5	R_{\parallel}^c	1052	125	e_{\parallel}^c	0,9	0,1	0,0017	2,5743
CF-EP [90]	E_{\perp}^t	8533	198	7	R_{\perp}^t	34	6	e_{\perp}^t	0,4	0,1	≈ 0	1,0000
CF-EP [90]	E_{\perp}^c	10701	1249	5	R_{\perp}^c	162	23	e_{\perp}^c	2,3	0,5	0,0069	5,5431
CF-EP [± 45]	$G_{\perp\parallel}$	4047	304	8	$R_{\perp\parallel}$	62	1	$e_{\perp\parallel}$	3,4	0,4	0,0192	6,4105

Tabelle 4.4: Quasi-statische Zug- und Druckversuche an quasi-isotropen Probekörpern mit Kreischnitt

Laminat	Anzahl gültiger Probe- körper	Spannung (Erstfaser- bruch)	Mittel- wert MPa	Stan- dard- abweichung (1 σ) MPa	Spannung (Proben- bruch)	Mittel- wert MPa	Stan- dard- abweichung (1 σ) MPa	Bruch- dehnung (Proben- bruch)	Mittelwert Prozent	Stan- dard- abweichung (1 σ) Prozent
CF-EP [0/-45/90/45] _s	6	$\sigma_{x,0,\infty}^t$	217	29	$R_{x,\infty}^t$	260	16	$\epsilon_{x,r0}^t$	1,8	0,4
CF-EP [0/-45/90/45] _s	6	$\sigma_{x,0,\infty}^c$	291	41	$R_{x,\infty}^c$	333	51	$\epsilon_{x,r0}^c$	10,8	1,6

² Die Schallemissionsanalyse mit Wavelet-Analyse zur Bestimmung von Erstfaserbruch und $\sigma_{x,0,\infty}^c$ wurde an 3 CF-EP-Probekörpern durchgeführt.

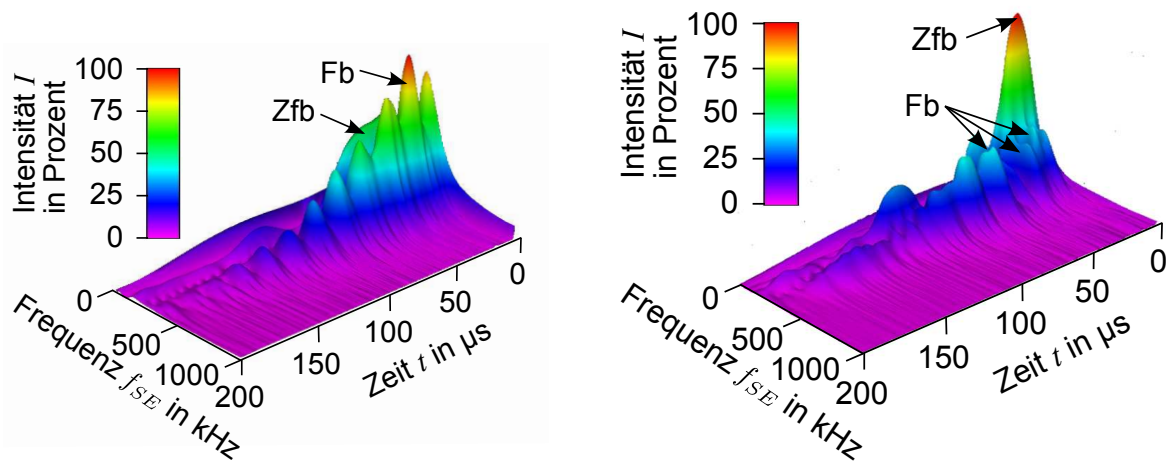


Abb. 4.8: Wavelet-Analyse der SE-Ereignisse einer quasi-statischen Druckprobe mit Kreisausschnitt

(a) Schallereignis mit Amplitudenmaximum bei 350 kHz

(b) Schallereignis mit Amplitudenmaximum bei 150 kHz und Ereignissen mit niedrigerer Amplitude bei 350 kHz

4.4 Einstufenversuche an unidirektionalen Probekörpern

Die Einstufenversuche wurden an $[0]_8$ CF-EP-UD-Probekörpern durchgeführt. Die Dimensionen des Probekörpers entsprachen denen der Abb. 4.2b. Aufgrund des höchsten zu erwartenden Schadenseintrags bei Wechselbelastung wurde ein Spannungsverhältnis von $R = -1$ und die faserparallele Unterspannung $\sigma_{\parallel,u}$ wurde zu -760, -695, -675, -630, -565 und -420 MPa gewählt. Die Versuche wurden kraft geregelt auf einem servohydraulischen Prüfzylinder bis zum Versagen des Probekörpers oder Erreichen von 10^6 Schwingspielen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.7 aufgeführt.

Vor Auswertung und Erstellung der Wöhlerlinie wurden statistische Tests unter Nutzung des Programmsystems R durchgeführt. Mit dem Q-Test [195] konnten keine Ausreißer festgestellt werden. Mit dem *Shapiro-Wilk*-Test [52, 195] konnte eine Normalverteilungshypothese für die Messwerte nicht verworfen werden, sowohl der quasi-statischen Druckfestigkeit R_{\parallel}^c als auch des Logarithmus der erreichten Versagensschwingspielzahlen geprüft. Daher wurde eine Lognormalverteilung der Versagensschwingspielzahlen angenommen [143]. Die Parameter der linearen Wöhlerlinie, Glg. (2.1), wurden nach der Methode der *Maximum-Likelihood*-Schätzung mit dem Programmsystem SPLIDA errechnet [196].

Abb. 4.9 zeigt die extrapolierte lineare und nichtlineare Approximation der Wöhlerlinie nach Glg. (2.1) und (3.17) bis $N = 10^7$. Die jeweiligen Parameter sind in Tabelle 4.7 aufgeführt. Als gestrichelte Linien sind die linearen Wöhlerlinien mit 5 und 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit P_S eingetragen. Die lineare Approximation unterschätzt die quasi-statische Druckfestigkeit mit 1 027 MPa um 2,3 %. Durch den S-förmigen Verlauf der nichtlinearen Approximation erfolgt im Bereich niedriger Versagensschwingspielzahlen eine starke Überschätzung der Lebensdauer bis ungefähr $\sigma_{\parallel,u} = -697$ MPa, wohingegen diese im Bereich von $\sigma_{\parallel,u} = -484$ bis $\sigma_{\parallel,u} = -697$ MPa leicht unterschätzt wird.

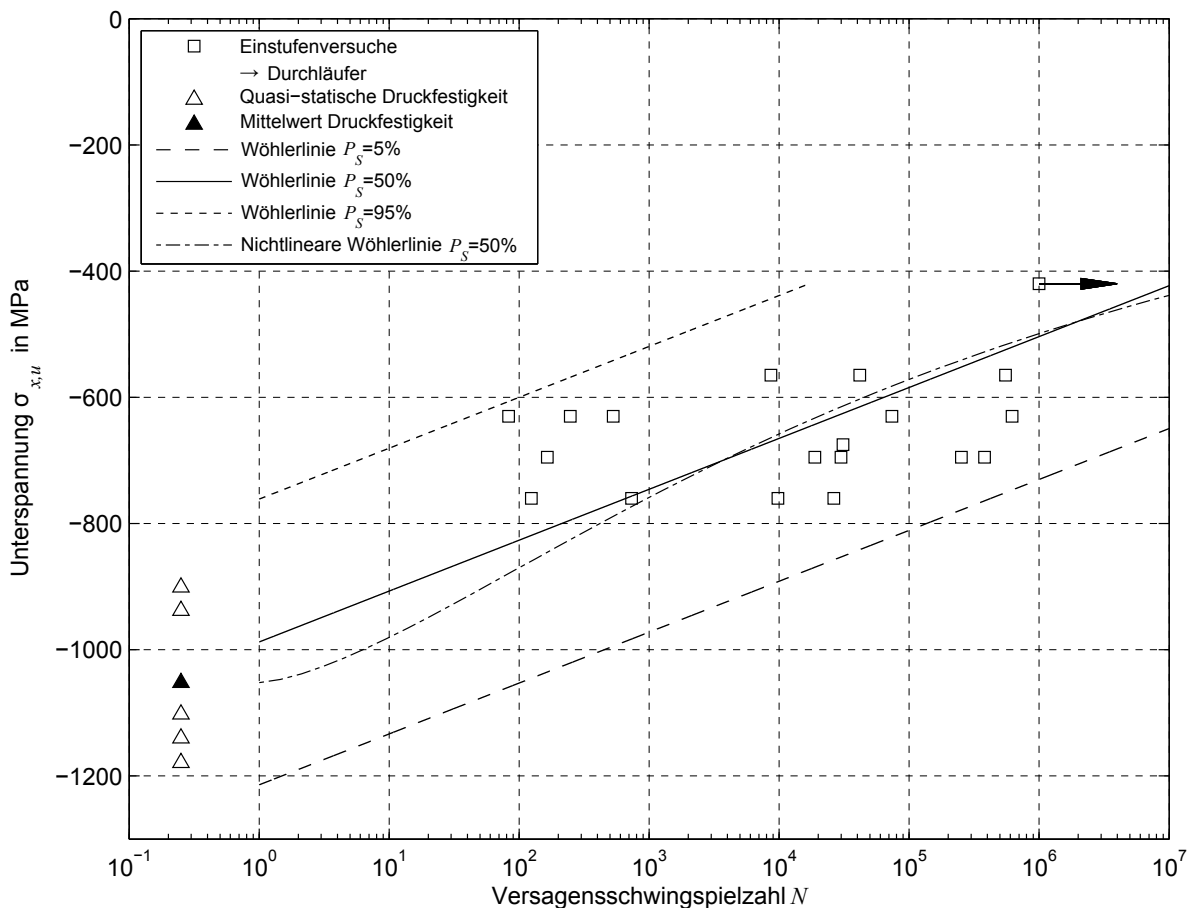


Abb. 4.9: Ergebnisse der Einstufenversuche an 0° -CF-EP-Probekörpern (Spannungsverhältnis $R = -1$, Kraftregelung, sinusförmige Belastung, Unterspannungsstufen $\sigma_{\parallel}^{t,c} = -760, -695, -675, -630, -565$ und -420 MPa) sowie Darstellung linearer und nichtlinearer Näherung der Wöhlerlinie

4.5 Ermittlung der Restfestigkeit

Die Restfestigkeitsuntersuchungen wurden an CF-EP-UD-Probekörpern mit achtlagigem 0°-Aufbau nach zyklischer Vorbelastung von 1 000, 10 000 und 1 000 000 Schwingspielen bei $R = -1$ und Kraftregelung im quasi-statischen Druckversuch durchgeführt. Als Lastniveau wurde $\sigma_{\parallel}^c = -630$ und -420 MPa gewählt. Im Einstufenversuch wurde bei -420 MPa bis 10^6 Schwingspiele kein Probekörperversagen festgestellt, daher konnte auf diesem Belastungsniveau die Restfestigkeit ermittelt werden.

Mittelwerte und Standardabweichungen der erreichten Restfestigkeit $R_{\parallel,RF}$ nach zyklischer Vorbelastung sind in Tabelle 4.5 aufgeführt.

Mit dem Q-Test [195] konnten in den auf den einzelnen zyklischen Belastungsstufen erreichten Restfestigkeiten keine Ausreißer festgestellt werden. Mit dem *Shapiro-Wilk*-Test [52, 195] wurde der Nachweis erbracht, dass die Normalverteilungs-Hypothese nicht zu verwerfen ist. Die aus den Restfestigkeitswerten mit der Methode der Fehlerquadratminimierung ermittelte mathematische Modellierung des Verlaufs der Restfestigkeit als Funktion der Schwingspielzahl und der Belastungshöhe $\sigma_{\parallel,u}$ wurde nach Glg. (3.16) durchgeführt. Eine Anpassung des Faktors k durch Fehlerquadratminimierung ergab für $k = 2,32$ ein Bestimmtheitsmaß von 0,9942, was als hinreichend gute Approximation angesehen wurde. Ein in [169] durchgeführter Vergleich von Restfestigkeitsmodellen zeigte für das Modell von Schaff und Davidson, Glg. (3.16), die beste Approximationsgüte, weshalb dieses für die Beschreibung des Restfestigkeitsverlaufs ausgewählt wurde. Die Funktion nach Glg. (3.16) bildet den auf dem Lastniveau $\sigma_{\parallel,u} = -630$ MPa festgestellten Restfestigkeitsabfall bei $n = 10\,000$ in guter Näherung ab, die bis 1 000 000 Schwingspielen nahezu konstante Restfestigkeit bei $\sigma_{\parallel,u} = -420$ MPa wird dagegen überschätzt. Für dieses Spannungsniveau wird im Bereich zwischen 1 000 000 Schwingspiele bis hin zur Versagensschwingspielzahl $N(\sigma_{\parallel,u} = -420 \text{ MPa})$ von ungefähr 10^7 Schwingspielen ein „sudden death“-Verhalten und bei $n = N$ das Probekörperversagen im Einstufenversuch extrapoliert, Abb. 4.10.

Tabelle 4.5: Mittelwerte der Restfestigkeitsversuche

Schwingspielzahl $\sigma_{ ,u}$ MPa	Anzahl gültiger Probekörper		Mittelwert MPa		Standardabweichung MPa	
	-420	-630	-420	-630	-420	-630
1 000	5	3	-982	973	118	98
10 000	5	4	-988	983	148	107
1 000 000	4		-970		148	

Festigkeit $R_{ }^c$ MPa	Anzahl gültiger Probekörper	Mittelwert MPa	Standardabweichung MPa
	5	-1052	125

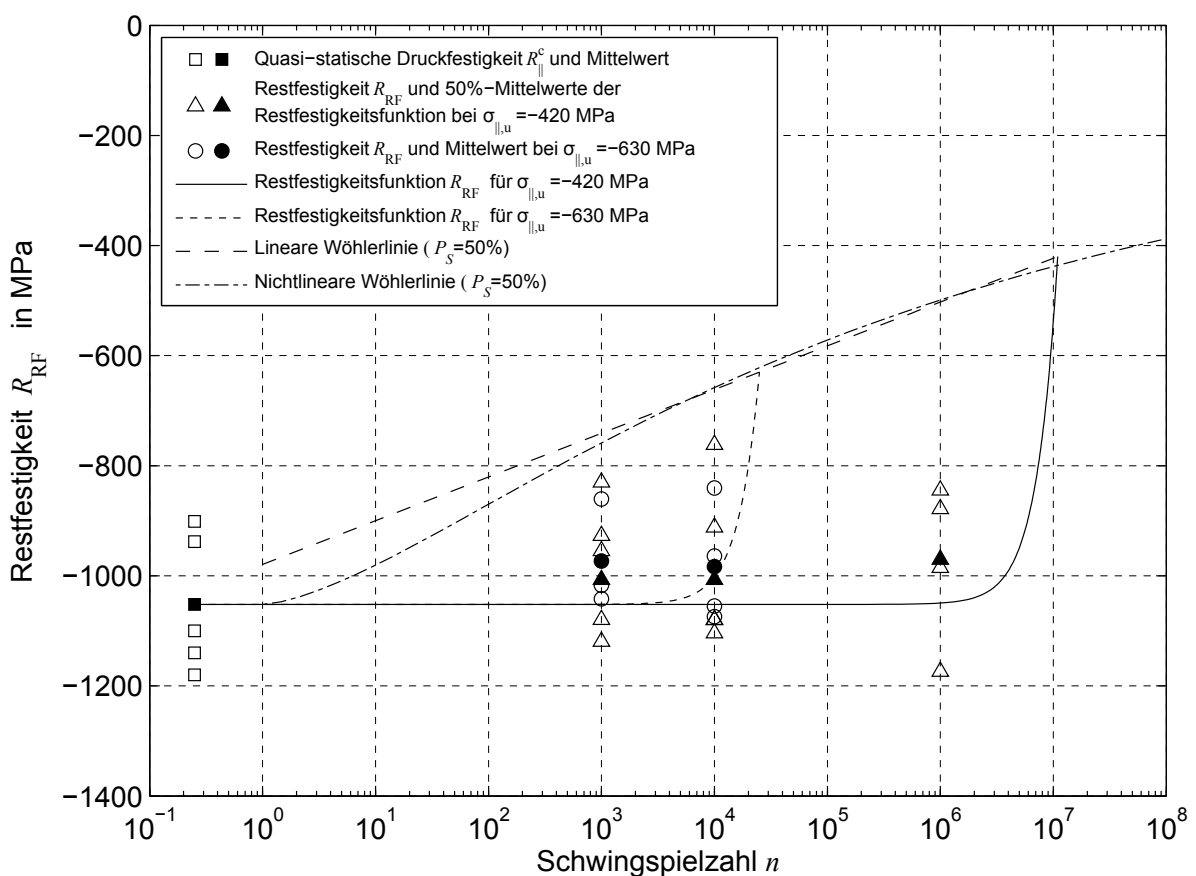


Abb. 4.10: Restfestigkeitsverlauf der CF-EP-0^o-Probekörper nach zyklischer Vorbelastung (konstante Amplitude, $R = -1$, Kraftregelung) bei $\sigma_{||,u} = -420$ MPa und -630 MPa

4.6 Ermittlung der Steifigkeitsdegradation

Die Steifigkeitsdegradation wurde durch Messung der dynamischen Moduln E_{dyn} und G_{dyn} unter sinusförmiger Last im kraftgeregelten Einstufenversuch

bei $R = -1$ bzw. $+0,1$ bis zum Versagen der 90° - und $\pm 45^\circ$ -CF-EP-Probekörper ermittelt. Wegen der unterschiedlichen erreichten Lebensdauer der einzelnen CF-EP-Probekörper wurde eine Darstellung der dynamischen Moduln, jeweils auf den dynamischen Modul im ersten Schwingenspiel $E_{dyn,0}$ oder $G_{dyn,0}$ normiert, auf der Ordinate über der auf die zugehörige Versagensschwingspielzahl normierten Schwingenspielzahl auf der Abszisse gewählt.

Der Verlauf des normierten dynamischen Schubmoduls der acht $\pm 45^\circ$ -Probekörper im Einstufenversuch bei $\tau_{\perp\parallel} = 45, 50$ und 55 MPa ist in Abb. 4.11 dargestellt. Das Versagen der CF-EP-Probekörper auf den einzelnen Laststufen erfolgte zwischen 303 und 35 503 Schwingspielen. Auf dem Spannungsniveau $\tau_{\perp\parallel} = 50$ MPa konnte bei einem Probekörper ein maximaler Abfall des dynamischen Schubmoduls auf ca. 49 % des Anfangsmoduls $E_{dyn,0}$ festgestellt werden. Auf demselben Belastungsniveau zeigten CF-EP-Probekörper derselben Charge nur einen Abfall des dynamischen Schubmoduls auf ca. 90 % des dynamischen Anfangsmoduls, was auf eine starke Streuung hinweist. Die auf den anderen Belastungsniveaus geprüften CF-EP-Probekörper wiesen einen maximalen Abfall auf ca. 65 % des dynamischen Anfangsmoduls und somit eine etwas geringere Streuung auf. Die Steifigkeitsdegradationsverläufe zeigten einen monoton fallenden Verlauf bis zum Erreichen der Versagensschwingspielzahl. Das Steifigkeitsdegradationsverhalten über alle Belastungsniveaus konnte mit einer Funktion nach Glg. (3.14) mittels der Fehlerquadratminimierung approximiert werden. Die Parameter der Funktion sind in Tabelle 4.6 aufgeführt.

Der normierte Verlauf des dynamischen Moduls der 90° -Probekörper im kraftgeregelten Einstufenversuch bei $\sigma_{\perp} = 15$ und 20 MPa, $R = -1$ ist in Abb. 4.12 dargestellt. Sieben CF-EP-Probekörper versagten zwischen 490 und 319 024 Schwingspielen, bei einer Probe wurde der Versuch bei Erreichen von 10^6 Schwingspielen abgebrochen. Im Versagensverhalten lässt sich beim Spannungsniveau 20 MPa ein maximaler Abfall des dynamischen Elastizitätsmoduls auf ungefähr 96 % des Anfangsmoduls feststellen. Ein Probekörper zeigte einen Steifigkeitsanstieg über 1 000 Schwingspiele bis zum Versagen bei ungefähr 5 200 Schwingspielen. Dieser Anstieg ist möglicherweise durch ein Setzen des Probekörpers zu erklären, welches aufgrund der geringen Versagensschwingspielzahl relativ stark in der normierten Darstellung hervortritt. Die auf den beiden Belastungsniveaus geprüften Probekörper zeigten eine geringere

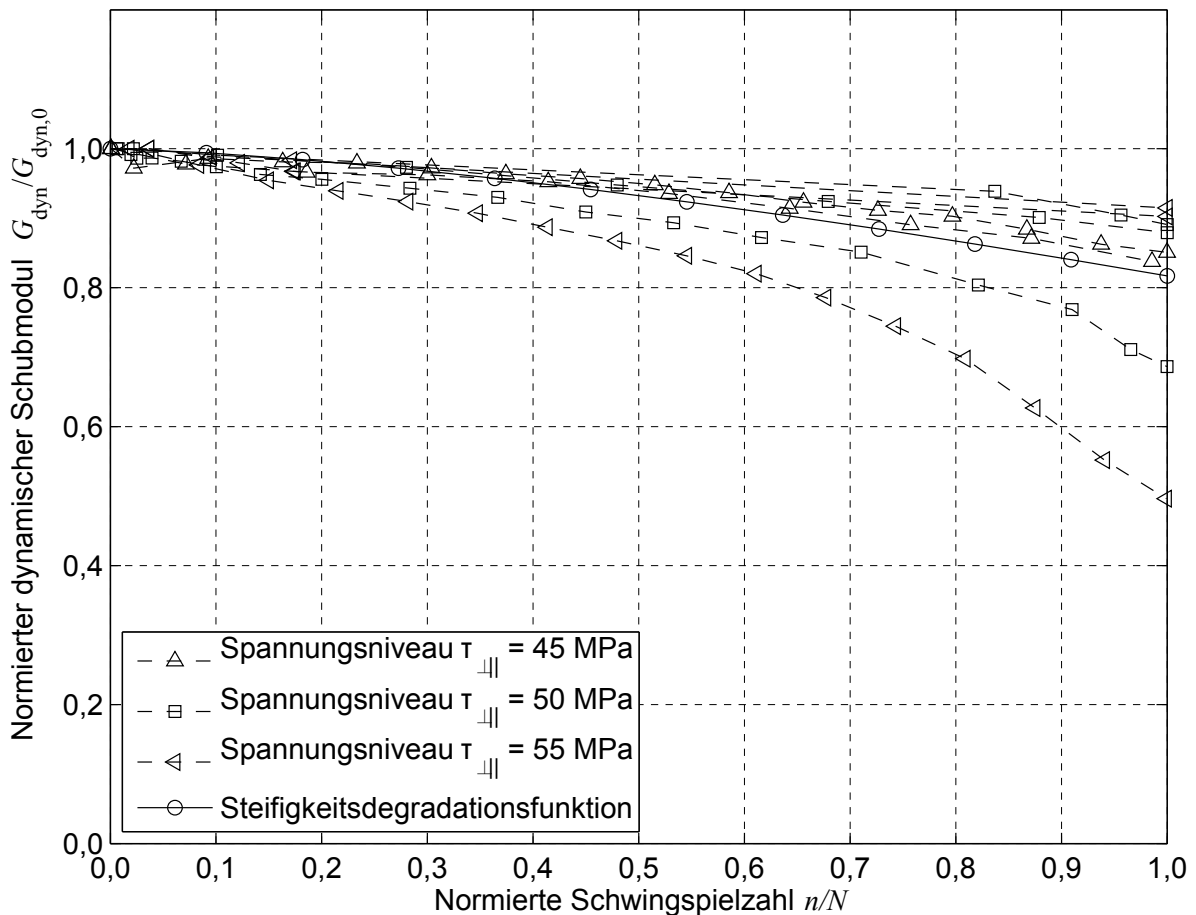


Abb. 4.11: Normierter dynamischer Schubmodul der $\pm 45^\circ$ -CF-EP-Probekörper im kraftgeregelten Einstufenversuch, $R = +0,1$

Streuung der Steifigkeitsdegradation als die $\pm 45^\circ$ -Probekörper. Aufgrund des Zugspannungsanteils bei $R = -1$ hätte sich auch eine deutlicher ausgebildete Steifigkeitsdegradation darstellen können, jedoch konnten keine Spannungsniveaus mit höherer Amplitude gewählt werden, da die in Vorversuchen bei $\sigma_{\perp} > 20$ MPa erreichten Versagensschwingspielzahlen keine Auswertung der Steifigkeitsdegradation zuließen. Das Steifigkeitsdegradationsverhalten über die Belastungsniveaus konnte mit einer Funktion nach Glg. (3.14) approximiert werden. Die Parameter der Funktion wurden mit dem Verfahren der Fehlerquadratminimierung bestimmt und sind in Tabelle 4.6 aufgeführt.

Am Beispiel einer Computertomographieaufnahme eines nach zyklischer Vorschädigung im quasi-statischen Druckversuch geprüften 90° -CF-EP-Probekörpers (Abb. 4.13) sind keilförmige Bruchverläufe zu sehen, die zur Abspaltung großflächiger Laminatbereiche mit einhergehender Aufwölbung der

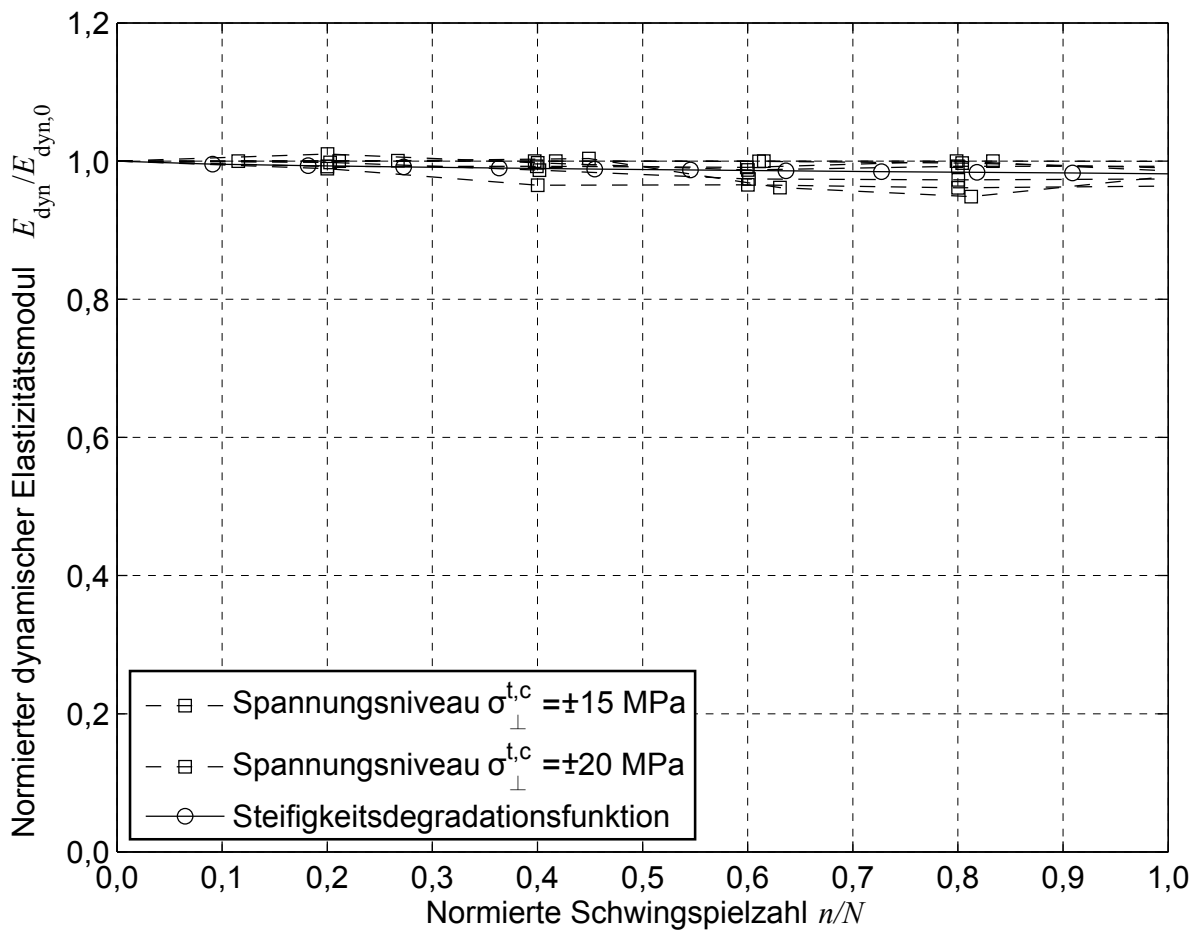


Abb. 4.12: Normierter dynamischer Elastizitätsmodul der 90°CF-EP-Probekörper im kraftregelten Einstufenversuch, $R = -1$

Seitenflächen des Probekörpers führen. Auf der Probekörperoberfläche sind die fünf Markierungstreifen der optischen Dehnungsmessung zu erkennen.

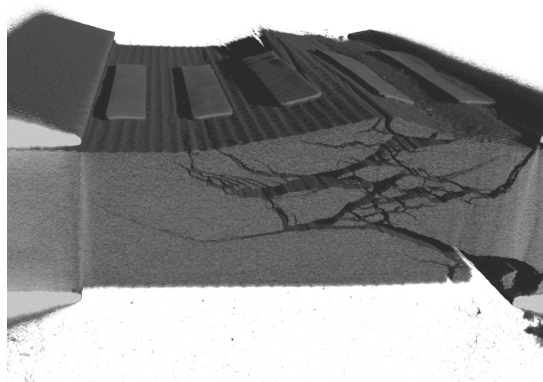


Abb. 4.13: 3D-Darstellung einer Schnittebene parallel zur Probenlängsachse der CT-Aufnahme eines im Druckversuch gebrochenen 90°CF-EP-Probekörpers nach zyklischer Vorschädigung

Tabelle 4.6: Approximationsparameter der Steifigkeitsdegradationsfunktionen

Parameter entsprechend Glg. (3.14) zur Beschreibung von	$\frac{E_{\perp}}{E_{\perp,0}}$	$\frac{G_{\perp\parallel}}{G_{\perp\parallel,0}}$
A	0,0221	0,1831
B	1,0000	1,0000
C	1,0941	1,4428

4.7 Ermüdungsversuche an quasi-isotropen Probekörpern mit Kreis-ausschnitt

Wöhlerversuche wurden an $[0/-45/90/+45]_s$ quasi-isotropen CF-EP-Probekörpern mit mittigem Kreisabschnitt (Radius $r_0 = 1,6$ mm) durchgeführt. Der Radius des Kreisabschnittes wurde aufgrund der reduzierten Länge der Probekörper im Vergleich zum verwendeten Radius bei den Zugprobekörpern verringert, die Probekörperdimensionen sind in Abb. 4.2 dargestellt. Zur Durchführung wurde das Spannungsverhältnis $R = -1$, die Laststufen wurden, beginnend mit ungefähr 82 % der quasi-statischen Druckfestigkeit $R_{x,\infty}^c$ hier in äquidistanter logarithmischer Folge zu -275, -198, -138 MPa gewählt. Die Versuche wurden kraft geregelt auf einem servohydraulischen Prüfzylinder bis zum Versagen des Probekörpers oder dem Erreichen von 10^6 Schwingspielen durchgeführt.

Zur Auswertung und Erstellung der Wöhlerlinie wurden mit dem Q-Test [195] ein Ausreißer der Messwerte ausgeschlossen. Mit dem *Shapiro-Wilk*-Test [52, 195] wurde für die Messwerte nachgewiesen, dass eine Normalverteilung der quasi-statischen Druckfestigkeit $R_{x,\infty}^c$ als auch des Logarithmus der erreichten Versagensschwingspielzahlen nicht zu verwerfen ist. Damit kann für die Versagensschwingspielzahl eine Lognormalverteilung angenommen werden [143]. Die Parameter der linearen Wöhlerlinie wurden mit der Methode der *Maximum-Likelihood*-Schätzung und dem Programmsystem SPLIDA errechnet [196].

Abb. 4.14 zeigt die lineare und nichtlineare Approximation der Wöhlerlinie nach Glg. (2.1) und (3.17). Die lineare Approximation überschätzt die quasi-statische Druckfestigkeit mit 402 MPa um 21 %. Durch den S-förmigen Verlauf der nichtlinearen Approximation erfolgt eine geringfügige Überschätzung der Lebensdauer bei $\sigma_{x,u,\infty} = -275$ und -138 MPa. Dagegen wird die Lebensdauer

bei $\sigma_{x,II,\infty} = -198$ MPa leicht unterschätzt. Abb. 4.14 stellt extrapoliert die lineare Wöhlerlinie bis $N=10^{6,14}$ und die nichtlineare Wöhlerlinie bis $N \approx 10^7$ Schwingspiele dar.

Die jeweiligen Parameter zur Kurvenanpassung sind in Tabelle 4.7 aufgeführt. Als gestrichelte Linien sind die linearen Wöhlerlinien mit der Überlebenswahrscheinlichkeit $P_S = 5$ und 95 % eingetragen.

Im Vergleich zu den im Einstufenversuch erreichten Versagensschwingspielzahlen der quasi-isotropen CF-EP-Probekörper mit Kreisausschnitt zeigten die UD-Probekörper, Abb. 4.9, eine vergleichsweise hohe Streuung auf. Die niedrige Streuung kann durch eine Lokalisierung des Schädigungsortes an der Lochflanke erklärt werden, wodurch ein geringeres Volumen hochbeansprucht wird, das wiederum eine statistisch geringere Anzahl an Fehlstellen aufweist.

Tabelle 4.7: Approximationsparameter der Wöhlerlinien der Einstufenversuche an 0°-UD- und an quasi-isotropen Probekörpern mit Kreisausschnitt

Kennwert		0°-UD-Probekörper	Quasi-isotroper Probekörper mit Kreisausschnitt
Lineare Wöhlerlinie	a	979,4882	378,4112
Glg. (2.1)	b	79,4817	39,2082
Nichtlineare Wöhlerlinie	a	62,0080	56,7088
Glg. (3.17)	b	1,6421	1,0679
	c	0,9245	2,1554

4.8 Untersuchung der Schadensentwicklung bei zyklischer Belastung

Der Entwicklung von Zfb und Delaminationen durch zyklische Beanspruchung der CF-EP-Probekörper mit zentrischem Kreisausschnitt ($r_0 = 1,6$ mm) und der freien Probekörperlänge $l_F = 10$ mm wurde stichprobenartig durch Aufnahmen in einer *Mikrofokus*-Röntgenanlage (Spannung 0,28 kV, Strom 0,4 mA, Belichtungszeit 100 Sekunden) im unbelasteten Probekörperzustand und nach zyklischer Vorschädigung durchgeführt. Als Kontrastmittel wurde Diiodmethan verwendet, welches in nach außen offene Risse und Hohlstellen eindringt und diese als dunkle Linien oder Flächen in der Röntgenaufnahme hervorhebt.

In Abb. 4.15 sind Positiv-Röntgenaufnahmen einer zyklisch vorgeschädigten Probe dargestellt. Der in der Mitte liegende helle Bereich ist die freie Probekörperlänge, durch die geringere Durchlässigkeit der GFK-Aufleimer für Rönt-

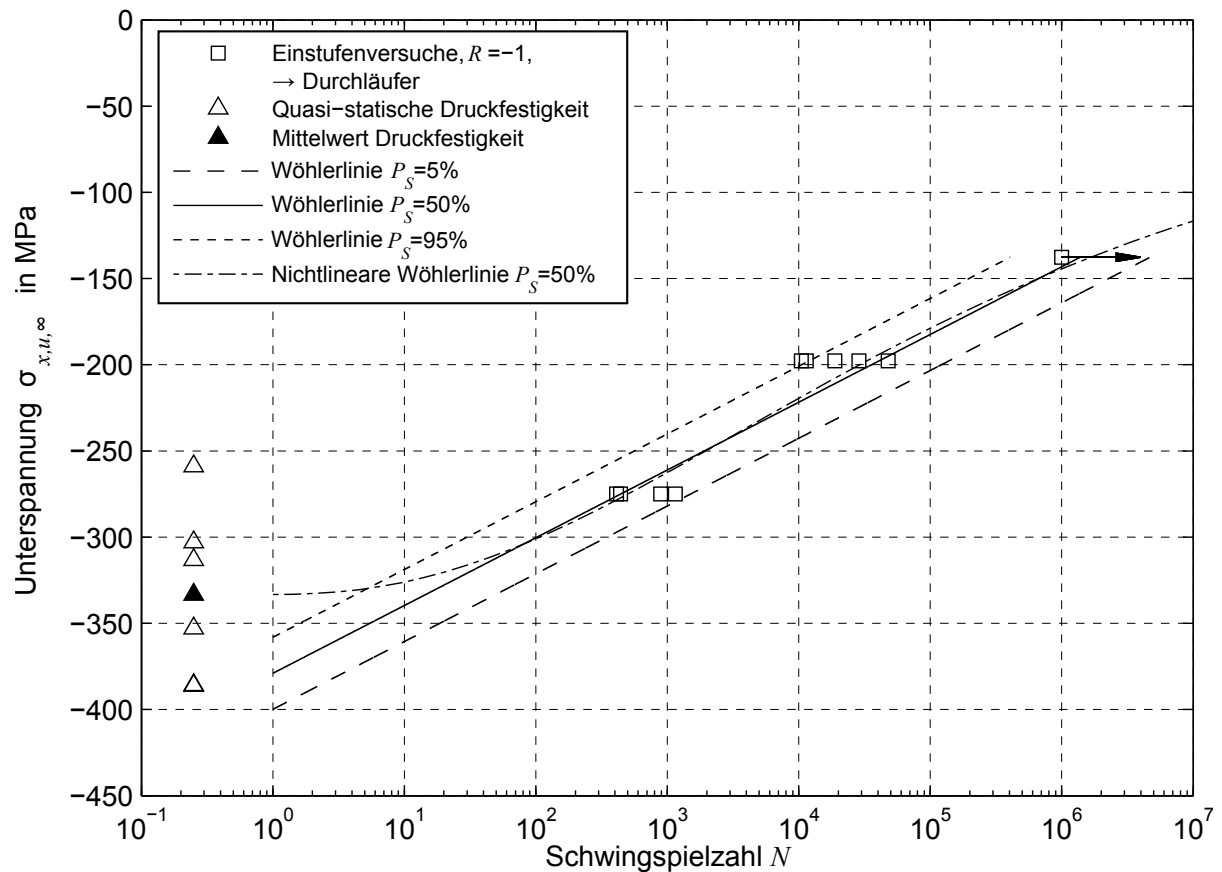


Abb. 4.14: Ergebnisse der Einstufenversuche an quasi-isotropen Probekörpern mit Kreisausschnitt ($r_0 = 1,6$ mm, Spannungsverhältnis $R=-1$, Kraftregelung, sinusförmige Belastung, $\sigma_{x,u,\infty} = -275, -198$ und -138 MPa)

genstrahlen sind die Bereiche links und rechts davon schwarz. Die Probekörper wurden mit $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa bei $R = -1$ kraftgeregelt mit sinusförmiger Beanspruchung belastet. Beginnend mit 500 Schwingspielen wurde der Probekörper alle weiteren 1 000 Schwingspiele aus der Einspannung entnommen, für zwei Stunden in Diiodmethan eingelegt und anschließend geröntgt. Das Versagen erfolgte bei $N = 5 501$. Die festgestellte Lebensdauer wurde zur Ermittlung der Wöhlerlinie nicht genutzt, da die Einflüsse des Wiedereinspannens in die Spannzangen und die dadurch resultierende erhöhte Wahrscheinlichkeit einer Fehleinspannung mit nur wenigen zur Verfügung stehenden Probekörpern nicht quantifiziert werden konnten.

Durch das Bohren des Kreisausschnittes mit einem HSS-Bohrer war in der Röntgenaufnahme schon im unbelasteten Zustand eine leichte dunkle Färbung am Lochrand erkennbar, die auf bereits vorhandene Schädigungen hindeutete. Nach 500 Zyklen (Abb. 4.15a) waren Zfb in den 45° -Schichten zu erken-

nen, von denen erste Zfb in den 90°-Schichten ausgingen. Bereits nach 1 500 Schwingspielen (Abb. 4.15b) zeigten sich die Schädigungen ausgehend von der Lochflanke in einem für die CF-EP-Probekörper charakteristischen Bild: Die Zfb in den 45°-Schichten beginnen von der Lochflanke im Bereich von $x \approx \pm 1,6$ mm und wachsen zum Ende der freien Probekörperlänge. Erste Zfb in 90°-Schichten sind sowohl in Nähe der Zfb der 45°-Schichten als auch der 0°-Schichten sichtbar. Zfb in 0°-Schichten bilden sich im Bereich des Kreisabschnittes bei $x \approx 0$, $y \approx -1,6$ und $+1,6$ mm und sind tangential zur Lochflanke. Die Zfb in den 0°-Schichten reichen von der Lochflanke bis zu den Aufleimern. Nach 4 500 Schwingspielen (Abb. 4.15c) sind die Zfb in den 45°-Schichten fast bis zu den Aufleimern fortgeschritten. Außerdem erkennt man eine großflächige Delamination im Bereich um den Lochrand, ein stärkeres Wachstum von Zfb in 90°-Schichten und weitere Zfb in 0°-Schichten, anscheinend ausgehend von Zfb in 90°-Schichten. Kurz vor Erreichen der Versagensschwingspielzahl ist bei 5 500 Schwingspielen (Abb. 4.15d) keine weitere Schadenszunahme mehr erkennbar, außerdem bleiben die freien seitlichen Probekörperperränder ohne Zfb. Abb. 4.16a zeigt die Röntgenaufnahme einer zyklisch unbelasteten quasi-isotropen Probe mit zentrischem Kreisabschnitt, in Abb. 4.16b ist derselbe Probekörper nach 10^6 Schwingspielen zyklischer Belastung im Einstufenversuch mit $\sigma_{x,\infty}^c = -138$ MPa und $R = -1$ dargestellt. Die zyklische Belastung führte zu Zfb in allen Lagen. Zfb in dem Röntgenfilm näheren Laminatlagen treten in der Darstellung stärker hervor. Die Aufnahme zeigt Zfb in den 45°-Schichten, die über die gesamte Probekörperbreite bis zum freien seitlichen Rand ausgedehnt sind. Diese Zfb verlaufen parallel in einem Abstand von etwa 0,5 bis 1 mm. In der Nähe von Kreuzungspunkten von Zfb in +45°- und -45°-Schichten treten vermehrt Zfb in 90°-Schichten auf. Zfb in 90°-Schichten mit einem Abstand von wenigen 0,1 mm sind vermehrt in der Nähe des Aufleimers erkennbar. Im Bereich des Kreisabschnittes bei $x \approx 0$, $y \approx -1,6$ und $+1,6$ mm sind tangential zur Lochflanke und parallel zur x -Achse mehrere Zfb in 0°-Schichten erkennbar, die von der Lochflanke bis zu den Aufleimern ausgedehnt sind. Im dazwischenliegenden Bereich parallel zur x -Achse sind von der Lochflanke ausgehende, kürzere Zfb in den 0°-Schichten sichtbar. Um die Lochflanke tritt umlaufend eine Delamination auf, die bei $x \approx 0$, $y \approx -1,6$ und $+1,6$ mm, durch die dunklere Färbung sichtbar, stärker ausgeprägt ist. Zfb-

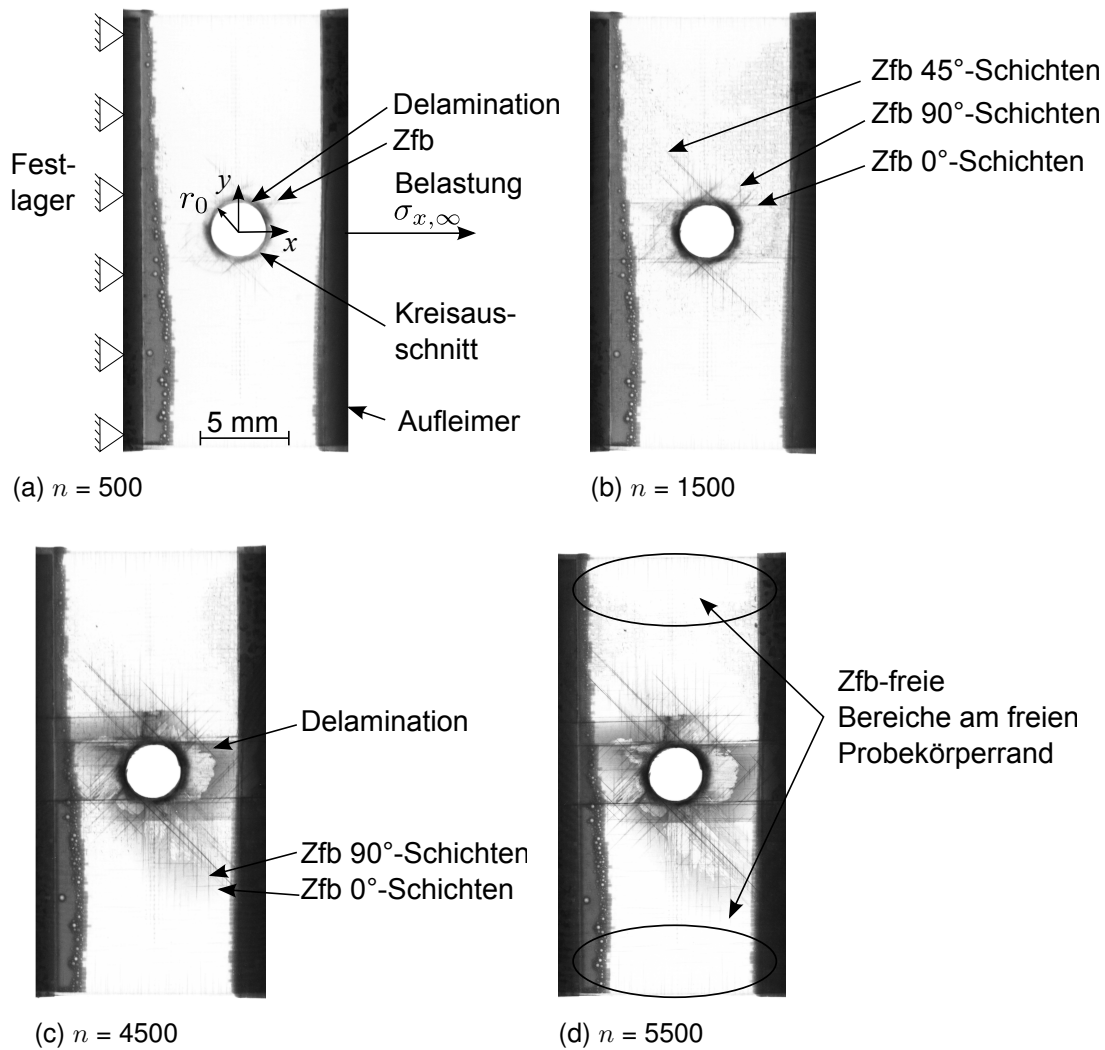


Abb. 4.15: Röntgen-Aufnahmen nach zyklischer Ermüdung ($R = -1$, $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa)
 (a) Erste Zfb in den 45°- und 90°-Schichten und Delamination um den Lochrand
 (b) Zfb wachsen, beginnend von der Lochflanke, zum Ende der freien Probekörperlänge, Zfb in 0°-Schichten
 (c) Großflächige Delamination, verstärktes Auftreten von Zfb in 90°-Schichten
 (d) Keine weitere sichtbare Schadenszunahme erkennbar, freie seitliche Probekörperperränder ohne erkennbare Zfb

Zusammenschlüsse sind im Bereich der Lochflanke von $x \approx 0$, $y \approx -1,6$ und $+1,6$ mm ausgehend erkennbar. Diese Zfb-Zusammenschlüsse zeigen sich als dichte Ansammlung von Zfb in 45°-Richtung. An der oberen Lochflanke lassen sich einzelne, an der Lochflanke entstanden und noch mit dem Restlaminat verbundene Faserbruchstücke erkennen, die in den Kreisabschnitt hineinragen.

Abb. 4.17a zeigt die Röntgenaufnahme eines ebenfalls mit 10^6 Schwingspie-

len bei $\sigma_{x,u,\infty}^c = -138 \text{ MPa}$ und $R = -1$ belasteten Probekörpers. Hier ist eine auffallend weniger dichte Ausbreitung von Zfb in den 45° -Schichten erkennbar. Nur wenige dieser Zfb reichen bis zum freien seitlichen Probekörperperrand, es treten nur wenige Zfb senkrecht zur Probekörperlängsachse am Rand auf. Zfb-Zusammenschlüsse an der Lochflanke sind nicht erkennbar. Darüber hinaus ist das Auftreten von Zfb in den 90° - und 0° -Schichten vergleichbar mit denen in Abb. 4.16b, aber wiederum weniger stark ausgeprägt. Daraus kann man trotz gleicher Belastung auf eine höhere Schädigung des Probekörpers in Abb. 4.16b schließen. Die Schadensinitiierung und -entwicklung scheint insbesondere aufgrund der Zfb-freien seitlichen Probekörperperränder von der Flanke des Kreisabschnittes auszugehen, während eine Schadensinitiierung vom seitlichen Probekörperperrand aus in Form von Zfb in den 90° -Schichten erst bei höherem Schädigungsgrad einsetzt.

Abb. 4.17b zeigt eine dreidimensionale Computertomographiaufnahme der Schadensausbreitung um den Kreisabschnitt nach 10^6 Schwingspielen bei $\sigma_{x,u,\infty}^c = -138 \text{ MPa}$ und $R = -1$ mit einer Auflösung von $5 \mu\text{m}$. In dieser Dar-

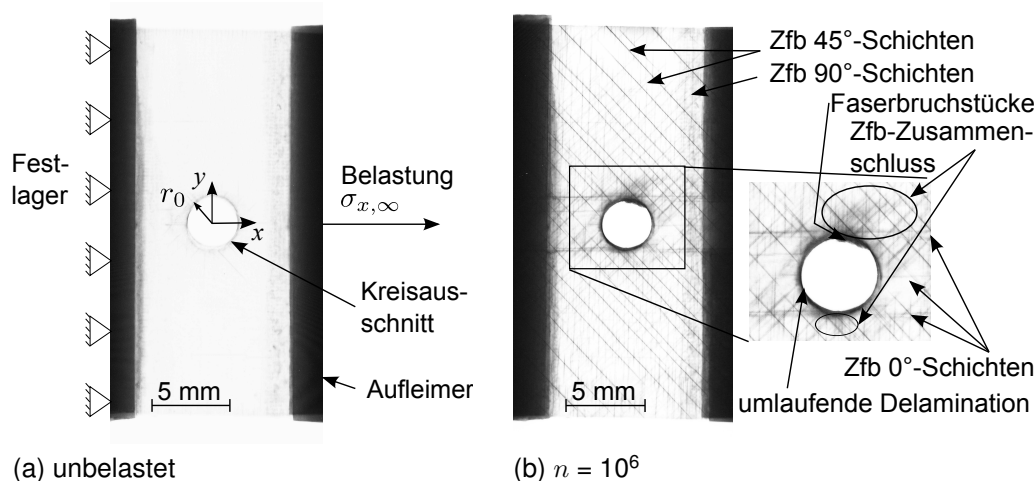


Abb. 4.16: Röntgen-Aufnahmen eines quasi-isotropen Probekörpers mit Kreisabschnitt ($r_0 = 1,6 \text{ mm}$) vor und nach zyklischer Belastung ($R = -1$, $\sigma_{x,u,\infty}^c = -138 \text{ MPa}$)

(a) ungeschädigter Probekörper

(b) zyklisch ermüdeter Probekörper der Abb. 4.16a, Darstellung von Zfb und Delamination

stellung sind die mit Röntgenkontrastmittel gefüllten Zfb mittels eines Grauwertfilters ausgewählt und der sie umgebende Verbund unterdrückt. Besonders prägnant sind die bis in die durch die Aufleimer abgedeckten Bereiche hineinlaufenden Zfb in den 45°-Schichten zu sehen. Zfb in 90°-Schichten stellen sich als flache, die gesamte Schichtdicke durchlaufende Fehlstellen dar, wohingegen die Zfb in 45°-Schichten teilweise nur an den jeweiligen Schichtgrenzen sichtbar sind. In der 3D-Darstellung erkennt man Zfb in 90°-Schichten, die ungefähr 0,1 mm in positive und negative x -Richtung von Kreuzungspunkten der Rovings der 45°-Schichten versetzt auftreten. Zfb in 0°-Schichten wie die Delamination um den Lochrand erscheinen nur schwach dargestellt. Im Bereich der unteren Lochflanke ist eine Kontrastmittelansammlung zu sehen, die auf das Fließen des Kontrastmittels während der mehrstündigen CT-Aufnahme zurückgeführt wird. Die 3D-Darstellung bestätigt die Annahme, dass die Zfb den entsprechend orientierten Schichten des Laminats zugeordnet werden können. In weiterhin durchgeführten Röntgenaufnahmen ließen sich großflächige Delaminationen bei zyklischer Belastung bei $\sigma_{x,u,\infty} = -257$ MPa erkennen. Die bei niedrigeren Minimalspannungsniveaus $\sigma_{x,u,\infty} = -138$ und -198 MPa unter-

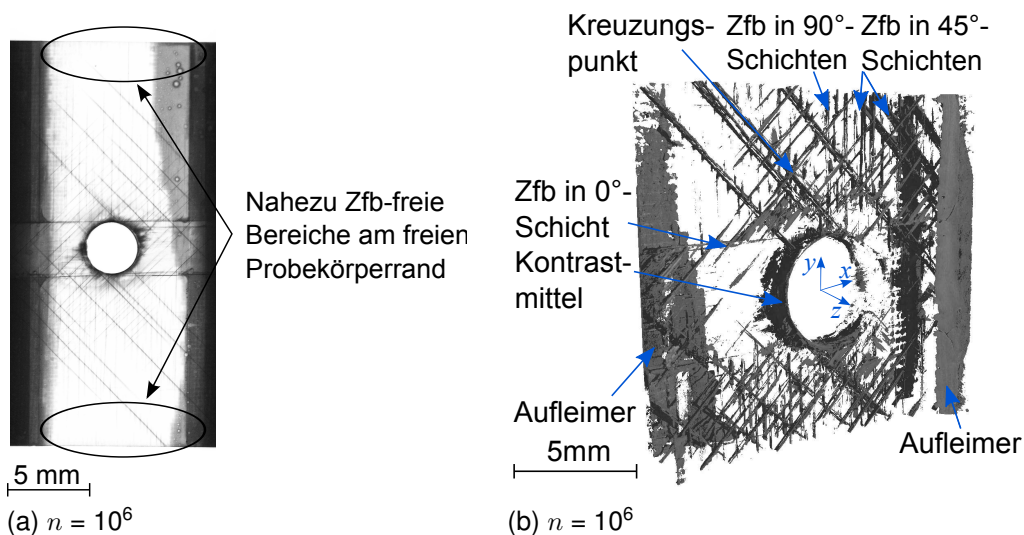


Abb. 4.17: Röntgen- und CT-Aufnahme eines quasi-isotropen Probekörpers mit Kreisausschnitt ($r_0 = 1,6$ mm) nach zyklischer Belastung ($R = -1$, $\sigma_{x,u,\infty} = -138$ MPa, $n = 10^6$)

(a) Nahezu schadensfreie seitliche Ränder

(b) CT-Aufnahme des Probekörpers aus Abb. 4.17a zur Darstellung der räumlichen Schadensausbreitung

suchten Probekörper mit Kreisausschnitt zeigten im Gegensatz dazu verstärkt Zusammenschlüsse von Zfb, die sich im Verlauf der Ermüdungsbelastung bildeten. Ähnliche Beobachtungen wurden an druckschwellbelasteten ($R = +10$) $[(\pm 45/0_2)_3]_s$ CFK-Probekörpern mit Kreisausschnitt unter zyklischer Belastung gemacht [197].

5 FE-Lebensdaueranalyse und Schadensfortschrittsberechnung

5.1 Auswahl eines FKV-Bauelements als Anwendungsbeispiel des nichtlinearen Werkstoff- und Lebensdauermodells

Die Entwicklung einer in eine FE-Umgebung integrierten Lebensdaueranalyse unter Nutzung nichtlinearer Werkstoff- und Berechnungsmodelle für zyklische Ermüdung wurde exemplarisch am Beispiel einer einachsig belasteten quasi-isotropen Scheibe mit Kreisausschnitt durchgeführt. Diese Vorgehensweise ermöglicht die Analyse eines strukturell relevanten Bauelements sowohl mit einem zeitlich und von Prüfumfang her angemessenen experimentellen Aufwand, als auch mit einer akzeptablen Rechenzeit. Die Scheibe mit Kreis ausschnitt besitzt praktische Relevanz in einer Vielzahl von Strukturen, da sich sowohl große Ausschnitte wie Mannlöcher oder Durchführungen (Abb. 5.1), Kraffteinleitungen, als auch Störungen als Scheibe mit Kreis ausschnitt abbilden und berechnen lassen. Darüber hinaus eröffnet sich damit, zumindest im quasi-statischen isotropen Fall, die Überprüfung über eine Plausibilitätsbeurteilung hinaus durch vorhandene mathematisch geschlossene Lösungen. Vom Gesichtspunkt der Werkstoffermüdung her betrachtet ist die Scheibe mit Kreis ausschnitt interessant, da nicht nur durch die Störung des Kraftflusses infolge der Aussparung eine Minderung des tragenden Querschnitts auftritt, sondern darüber hinaus an der Flanke des Lochrands durch die herrschende Spannungsüberhöhung die Ermüdungsfestigkeit der Konstruktion beeinträchtigt wird [198].

Die praktische Durchführbarkeit von Ermüdungsversuchen an Strukturen wird vielfach durch einen komplexen Versuchsaufbau, eine lange Versuchsdauer hohe Fertigungskosten und mangelnde Verallgemeinerbarkeit für die zu untersuchenden Bauteile beeinträchtigt. Hier stellt die Scheibe mit Kreis ausschnitt ein Beispiel für ein Bauelement mit komplexem Spannungszustand dar, bei der sich mit zumeist vertretbaren Kosten sogar eine statistische Absicherung der experimentell ermittelten Kennwerte treffen lässt.

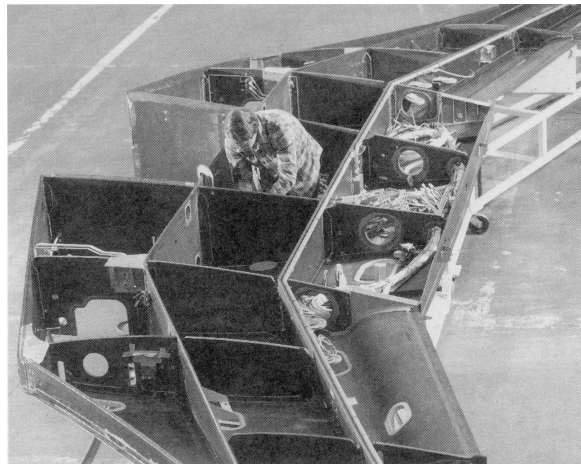


Abb. 5.1: Innenstruktur des CFK-Tragflügels des von *Beech Aircraft* hergestellten *Starship* mit Ausschnitten zur Leitungsdurchführung [3]

5.2 FE-Implementierung der Lebensdaueranalyse mit nichtlinearen SVB

5.2.1 Aufbau und Funktionen

Der Algorithmus zur rechnerischen Lebensdaueranalyse für die Nutzung im FE-Programmsystem ANSYS, der im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde, führt die Entwicklung des im Kompetenzfeld „Ermüdung/ Lebensdaueranalyse“ des IVW entwickelten Lebensdaueranalyseprogramms LEBEN [32, 142, 164, 169] weiter. Insbesondere die Entwicklungsstufe des Programms, mit der *Noll et al.* [224] erstmals die Einsatzfähigkeit des Programms für die werkstofflich nichtlineare Analyse geometrisch einfacher Strukturen, die mit der CLT analytisch berechnet werden können, zeigen konnten, diente als Ausgangsbasis zur Integration in ein FE-Programmsystem. In dieser Integration lassen sich durch die Nutzung robuster Iterationsalgorithmen und effizienter Speicherverwaltung im FE-Programmsystem im Vergleich zum CLT-basierten Programm Verbesserungen der Vorhersagegüte erzielen. Durch die rechenzeitoptimierte Implementierung von zeitkritischen Programmbestandteilen in eigenständige Programme aus kompiliertem Maschinencode wurde erstmals die Durchführung von Lebensdaueranalysen von Strukturelementen höherer Komplexität unter Einbeziehung nichtlinearer SVB ermöglicht.

Die Lebensdaueranalyse wird direkt in den bei FE-Programmsystemen üblichen Rechenablauf mit der Modellerstellung im Preprozessor, der Berechnung im Solver und der Auswertung im Postprozessor integriert. Der komplet-

te Algorithmus ist zur automatisierten Nutzung im FE-Programmsystem aufgebaut und erfordert keine Nutzerinteraktion während des Berechnungsvorgangs. Abb. 5.2 zeigt den schematischen Ablauf des Algorithmus für die rechnerische Lebensdaueranalyse im FE-Programmsystem. Zu Beginn der Analyse ist im Preprozessor die Definition von Berechnungsvariablen (Auswahl von linearen oder nichtlinearen SVB, einmalige quasi-statische Analyse oder Lebensdaueranalyse, Auswahl der Anstrengungsanalyse nach *Puck* und der Festlegung der Rechenschrittweiten der Lebensdaueranalyse) erforderlich. Zur Beschreibung der nichtlinearen SVB der unidirektionalen Einzelschicht sind in den Werkstoffmodellen der Einzellagen die Parameter E_0 , ε_0 , κ und m der Glg. (5.1), bei werkstofflicher Linearität $E_{\parallel}^{t,c}$, $E_{\perp}^{t,c}$, $G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ anzugeben. Bei den in Kap. 4.3.2 vorgestellten quasi-statischen Untersuchungen wurden für die σ_{\parallel}^t - $\varepsilon_{\parallel}^t$ -, σ_{\parallel}^c - $\varepsilon_{\parallel}^c$ -, σ_{\perp}^c - ε_{\perp}^c - und $\tau_{\perp\parallel}$ - $\gamma_{\perp\parallel}$ -SVB nichtlineare Verläufe und nur bei der σ_{\perp}^t - ε_{\perp}^t -SVB ein näherungsweise lineares Verhalten beobachtet. Daher wurden im entwickelten Berechnungsalgorithmus für alle fünf SVB des UD-Werkstoffs nichtlineare SVB implementiert. Wie schon in [169] an $[\pm 45]$ -Probekörpern beobachtet, zeigte sich auch in den hier durchgeführten Untersuchungen im Druckbereich keine signifikante Änderung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens infolge zyklischer Ermüdung. Daher wurden auch für die Beschreibung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens nach Schwingermüdung die im quasi-statischen Versuch ermittelten SVB zugrunde gelegt und affin durch die berechnete Steifigkeitsdegradation verkleinert.

Da die *Ramberg-Osgood*-Gleichung (2.2) als Funktion $\varepsilon(\sigma)$ nicht umkehrbar ist, wurde das Hookesche Gesetz $\sigma = \varepsilon E_0$ zur Beschreibung des linearen Anteils der SVB benutzt und in Anlehnung an den Spannungsquotienten $\sigma/\sigma_{i,B}$ der Glg. (2.2) der nichtlineare Anteil durch eine Potenz des Dehnungs- bzw. Schiebungsquotienten $\varepsilon/\varepsilon_0$ und γ/γ_0 ausgedrückt:

$$\sigma(\varepsilon) = \varepsilon E_0 - \kappa \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m \quad \tau(\gamma) = \varepsilon G_0 - \kappa \left(\frac{\gamma}{\gamma_0}\right)^m \quad (5.1)$$

Die in Tabelle 5.1 aufgeführten Parameter E_0 , κ , ε_0 und m wurden mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate aus den in Tabelle 4.3 aufgeführten $\varepsilon(\sigma)$ -SVB bestimmt, die Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$ wurde zu 0,3 angenommen. Zur Beschreibung der experimentell ermittelten Restfestigkeit wird der

Parameter k der Glg. (3.16) nach Kap. 3.2.4.2 verwendet. Ebenso wurden die Parameter A, B und C der Steifigkeitsdegradationsfunktion, Glg. (3.14), nach Tabelle 4.6 vorgegeben. Abgeschlossen wird die Definition der Eingabegrößen für die Lebensdaueranalyse durch Eingabe der Parameter a und b der linearen Wöhlerlinie des CE nach Glg. (2.1), Tabelle 4.7.

Tabelle 5.1: Parameter der nichtlinearen SVB, nach Glg. (5.1)

Laminat	Belastungsrichtung	E_0, G_0 MPa	ε_0, γ_0	κ MPa	m
CF-EP [0]	Zug	145 367	0,000443	-0,014572	2,685330
	Druck	167 847	0,031125	4077,963956	1,913649
CF-EP [90]	Zug	8 533	0,283733	1,724353	3,505445
	Druck	11 536	0,031029	195,339234	2,241673
CF-EP [± 45]	Schub	6 688	0,007156	19,8580554	1,355083

Die Ableitung der Glg. (5.1) ergibt den für das Iterationsverfahren nach Glg. (3.5) erforderlichen Differentialquotienten, beispielsweise:

$$\frac{\partial \Delta \sigma_{ij}}{\partial \Delta \varepsilon_{ij}} = E_0 - \kappa \cdot m \cdot \frac{\varepsilon_{ij}^{m-1}}{\varepsilon_{ij0}^m} \quad (5.2)$$

Der Modellaufbau beinhaltet die Festlegung der Parameter von der in der FE-Analyse abzubildenden Geometrie und Kennwerte zur Steuerung des FE-Netzes. Der Laminataufbau wird durch Angabe der Lagenanzahl, Faserorientierungen und Einzelschichtdicken definiert. Das Rechenprogramm ist hinsichtlich der Anzahl und Kombination der im MSV vorhandenen Werkstoffe nur durch die Vorgaben des eingesetzten FE-Elements, beispielsweise eine Begrenzung der Lagenanzahl, beschränkt. Die Krafrandbedingung wird mittels eines Kraftvektors auf Knoten, Linien oder Flächen des FE-Modells vorgegeben:

$$\{F_L\} = \{n_x \ n_y \ n_{xy} \ m_x \ m_y \ m_{xy}\}^T \quad (5.3)$$

Hierin sind n_x, n_y und n_{xy} der Normal-, Quer- bzw. Schubkraftfluss, m_x, m_y und m_{xy} Biegemomentflüsse um die x - oder y -Achse bzw. der Drillmomentfluss um die x - und y -Achse. Der Lastvektor $\{F_L\}$ kann aus einem Belastungskollektiv entstammen und mit Hilfe der von *Harris* vorgeschlagenen lebensdauerä-

quivalenten Umrechnung auf ein konstantes Spannungsverhältnis R normiert sein. Darüber hinaus besteht bei Vorliegen mathematischer Beschreibungen der bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen experimentell ermittelten Restfestigkeits-, Steifigkeitsdegradations- und Wöhlerlinienfunktionen die Möglichkeit, Umkehrpunkte im Belastungskollektiv in sukzessiven Lastschritten auf das Modell aufzuprägen. Auf diesem Wege kann auf die lebensdaueräquivalente Umrechnung verzichtet werden.

Die Unterteilung in kritische und subkritische Elemente ist nicht erforderlich, da für alle Spannungen $\sigma_{\parallel}^{t,c}$ Funktionen zur Beschreibung der Zeitfestigkeit und des Restfestigkeitsabfalls sowie für Quernormal- und Schubspannungen ($\sigma_{\perp}^{t,c}$, $\tau_{\perp\parallel}$) Modelle zur Beschreibung der Steifigkeitsdegradation zugeordnet werden. Dadurch entfällt bei der vorliegenden Lebensdaueranalyse die Notwendigkeit einer vorgeschalteten, quasi-statischen Analyse zur Identifikation von CE und SCE. Weiterhin bildet der Algorithmus eine durch Spannungsumlagerung und sukzessiven Schadensfortschritt entstehende Änderung eines SCE in ein CE, oder umgekehrt, inhärent ab.

Nach der Definition der notwendigen Eingabeparameter im Preprozessor schließen sich im Solver die strukturmechanische und die Lebensdaueranalyse an. Im ersten Schritt wird ein Materialmodell zur Beschreibung des betrachteten CF-EP-Werkstoffs aufgebaut. Durch die Nutzung von geschichteten Schalenelementen wird das Materialmodell zusammen mit der jeweiligen Lagenorientierung den abgebildeten Einzelschichten zugewiesen.

Direkt an die Definition der Eingabeparameter schließt sich die werkstofflich lineare oder nichtlineare Analyse an. Beide nutzen dieselbe USERMAT-Routine zur Lösung des FE-Gleichungssystems (vgl. Kap. 3.2.1). Die Routine berechnet die Spannungen an den Integrationspunkten des FE-Elements entsprechend Glg. (3.4). Die Interaktion des FE-Programmsystems mit der USERMAT-Routine erfolgt über Programmschnittstellen zur Kompilierung und Verlinkung des aus dem FORTRAN-Quellcode erstellten Maschinenprogramms.

Die in der nichtlinearen Analyse ermittelten Elementspannungen werden im Postprozessor an den Elementschwerpunkten ausgelesen und gemeinsam mit den Lagen- und Materialinformationen an eine in FORTRAN erstellte externe Routine [216] zur Berechnung der Fb- und Zfb-Anstrengungen, des Bruchwinkels und der Degradationsfaktoren übertragen. Die Informationen werden nach

Rückübertragung in das FE-Programm ausgewertet. Im Algorithmus werden in einer Oder-Bedingung die rechnerisch auftretenden Versagensformen betrachtet und eine Fallunterscheidung zum Vorliegen von Elementversagen getroffen. Die Bedingung beinhaltet das Auftreten von F_b , den Abfall der Restfestigkeit unter die vorliegende Spannung, oder eine Schrittweite, die größer ist als die zum momentanen Rechenschritt zugehörige Restlebensdauer:

$$f_f = (f_{F_b} > 1 \vee f_{RF} = \frac{\sigma}{R_{RF}} > 1 \vee \frac{\Delta n(\sigma)}{N(\sigma)} > 1) \quad (5.4)$$

Hierin sind f_f die Versagensbedingung, f_{F_b} die F_b -Anstrengung, $\Delta n \geq 1$ die Schrittweite und $N(\sigma)$ die Restlebensdauer. Im Rechenschritt $n_k > 1$ mit $n_k = n_{k-1} + \Delta n$, werden für jede Schicht jeden Elements entsprechend der im Rechenschritt n_{k-1} berechneten Steifigkeitsdegradation und Restfestigkeit eigene Materialmodelle erstellt und die bei der neuen Schwingspielzahl n_k zu erwartende Steifigkeitsdegradation und Restfestigkeit als Grundlage für die Berechnung in diesem Schritt ermittelt.

5.2.2 Numerische Abbildung der Reststeifigkeit bei Faserversagen

Die nach einem mit einem detektierten F_b -Versagen auftretende Degradation von $E_{\parallel}^{t,c}$ wird mit geeigneten Degradationsfaktoren beschrieben. Diese müssen sowohl das Versagensverhalten realitätsnah wiedergeben und dürfen nicht zu numerischer Instabilität des Berechnungsalgorithmus führen. Die von verschiedenen Autoren vorgeschlagenen Degradationsparameter sind meist für die Nutzung mit der CLT ausgelegt, die Spannung nur auf Schichtebene voraussagt. Daher werden Besonderheiten bei der numerischen Diskretisierung nicht berücksichtigt. In der Literatur finden sich nur wenige Annahmen zu diesen Degradationsparametern. Zur Abminderung der faserparallelen Elastizitätsmoduln bei Zug- und Druckbeanspruchung wendete *Knight* [199] einen Degradationsfaktor von 0,5 bei Eintritt des in der FE-Analyse vorhergesagten Versagens im Open Hole Compression- und Open Hole Tension-Modell. Dieser Degradationsfaktor wurde rekursiv bei jedem folgenden Lastschritt zur Steifigkeitsdegradation wieder angewandt. Die Wahl des Degradationsfaktors erfolgte nach Angaben des Autors allein aus Konvergenzgesichtspunkten. Nach F_b in 0° -Schichten und bei Zfb in 90° - und $\pm 45^\circ$ -Schichten ist bei Längs- oder Querdruckbelastung durch das Aufeinanderpressen der Bruchflächen im-

mer noch eine Übertragung von σ_{\parallel}^c bzw. σ_{\perp}^c und $\tau_{\perp\parallel}$ -Spannungen möglich. In der Lebensdaueranalyse ist diese Resttragfähigkeit durch eine Abminderung der entsprechenden Elastizitätskenngrößen $E_{\parallel}^{c,t}$, E_{\perp}^t und $G_{\perp\parallel}$ mittels Degradationsfaktoren η_i^c ($i = \parallel, \perp$ oder $\perp\parallel$) implementiert. E_{\perp}^c ist wegen der aufeinander liegenden Bruchflächen nicht abzumindern; da sich die Rissufer jedoch verschieben können, wird bei Druckbelastung oder überlagerter Druck- und Schubbelastung die gleiche, oder eventuell eine etwas schwächere Abminderung von $G_{\perp\parallel}$ wie bei Querkzugbelastung empfohlen [1]. Die bei lokaler faserparalleler Druckbelastung zu erwartende Stützung der Faser durch die Matrix geht von umgebenden, intakten oder gering geschädigten Schichten und bei Faserdruckversagen an der Bruchgrenze der Fasern vorhandenen, tragenden Matrixbereichen aus. Experimentell wurde im Druckversuch von Probekörpern mit Kreischnitt erst bei Eintreten einer größerflächigen Delamination in Nähe der Lochflanke das Ablösen von Bereichen um die Lochflanke der äußeren lasttragenden 0° -Schichten von Restlaminat beobachtet, dabei konnte aufgrund der noch vorhandenen, nicht delaminierten und weiterhin tragenden Bereiche kein Stabilitätsversagen detektiert werden. Eine Abbildung einer derartigen Schädigungsentwicklung ist im vorliegenden Modell jedoch nicht implementiert.

Für das vorliegende Modell wurde der Elastizitätsmodul E_{\parallel}^c nach Faserdruckversagen mit der CLT unter Annahme einer zu 4° von der ursprünglichen Orientierung abweichenden Faserausrichtung im Bruchbereich abgeschätzt (vgl. in Abb. 4.5b dargestellte REM-Aufnahme der Bruchfläche einer 0° -Druckprobe). Dabei ergibt sich eine Reduktion von E_{\parallel}^c auf ungefähr 80% des Ausgangswertes. Diese Abminderung wurde in erster Näherung zur Degradation des faserparallelen Elastizitätsmoduls bei oder nach Eintritt eines prognostizierten Faserbruchs in einem Element genutzt. Die Degradation des faserparallelen Zugelastizitätsmoduls musste zur Erreichung der Konvergenz der Analyse auf einen konstanten Wert $\eta_{\parallel}^c = 0,2$ begrenzt werden. Mit diesen Rechenwerten wurde Konvergenz der nichtlinearen Berechnungen, und eine gute Übereinstimmung mit der experimentell ermittelten Lebensdauer des quasi-isotropen Probekörpers mit Kreischnitt bei zyklischer Belastung ($R = -1$) erreicht. Eine Erhöhung von η_{\parallel}^c um 50 % führte zu einer vergleichsweise geringfügigen Reduktion der prognostizierten Lebensdauer in Höhe von ungefähr 10 %, so

dass in erster Näherung der Wert 0,2 für die Lebensdaueranalyse genutzt werden kann.

5.2.3 Numerische Abbildung der Steifigkeitsdegradation bei Zwischenfaserbruch und ermüdungsindizierter Degradation

Um die bei Zfb eintretende Werkstoffschädigung abzubilden, wurde eine Abminderung von $E_{\perp}^{t,c}$ und $G_{\perp\parallel}$ mit Hilfe von Degradationsfaktoren $\eta_{E,\perp}^t$, $\eta_{E,\perp}^c$ und $\eta_{G,\perp\parallel}$ angewendet [1]. Die zugehörigen Parameter für $\eta_{E,\perp}^{t,c}$ bzw. $\eta_{G,\perp\parallel}$ in Glg. (3.13) laut Knops [200] sind für CFK in Tabelle 5.2 aufgeführt.

Tabelle 5.2: Degradationsfaktoren der Elastizitätskenngrößen von Glg. (3.13) für CFK [200]

Parameter von Glg. (3.13) für CFK	c	ξ	η_R
E_{\perp}^t	5,34	1,31	0,03
E_{\perp}^c	5,34	1,31	1
$G_{\perp\parallel}$	0,95	1,17	0,67

Aufgrund der ermüdungsinduzierten Werkstoffschädigung wird vor der Berechnung der Zfb-Anstrengung und der Multiplikation der resultierenden Degradationsfaktoren mit den Elastizitätskenngrößen eine Degradation nach Glg. (3.14) durchgeführt. Dabei wird entsprechend den in Abb. 4.11 und 4.12 dargestellten Versuchsergebnissen für $G_{\perp\parallel}$ und $E_{\perp}^{t,c}$ bis auf maximal 49 % bzw. 96 % in Abhängigkeit der Schwingspielzahl degradiert.

5.2.4 Rechenschrittsteuerung

Durch die Komplexität der werkstofflich nichtlinearen FE-Spannungs- und Verformungsanalyse insbesondere mit der zusätzlich erforderlichen Berechnung von Ermüdungskennwerten und der Speicherung der schwingspielzahlabhängigen Materialbeschreibungen ist bei der zurzeit verfügbaren Recherausstattung eine einzelschrittbasierte Ermüdungsanalyse in angemessener Zeit nicht durchführbar. Daher wurde eine adaptive Rechenschrittsteuerung entwickelt, welche die Anwendung des Lebensdaueranalyseprogramms bei hohen Versagensschwingspielzahlen durch Vorgabe eines Schwingspielzahlinkrements Δn ermöglicht, dabei aber eine hinreichende Prognosegüte der Versagensschwingspielzahl durch eine adaptive Verringerung erreicht. Die adaptive Re-

chenschrittsteuerung gehört zu den „Teile und Herrsche“-Algorithmen [201], in denen ein zu betrachtendes Gesamtgebiet immer weiter unterteilt wird, bis mit einer vorgegebenen Kenngröße in einem Teilgebiet eine Lösung berechnet werden kann. Daher wird die Berechnung mit einem ersten Rechenschritt n_k der Schrittweite Δn begonnen. Dadurch findet eine Unterteilung des Problemgebietes der Größe N in zwei Teilgebiete $[0, n_k]$ und $]n_k, N]$ statt.

Der Algorithmus prüft nach Berechnung des FE-Problems, ob bei n_k ein Faserbruch am Rand des Probekörpers prognostiziert wurde, es also zu einem berechneten Schadenswachstum vom Ausgangsort der Schadensentstehung, der Flanke des Kreisausschnittes, bis zum Schadenseintritt der Elemente am Probekörperrand e_r (mit den Koordinaten $x(e_r)$ und $y(e_r)$ in einem größeren Abstand vom Ausgangsort des Schadens als x_{grenz} bzw. y_{grenz}) gekommen ist. Wird kein Versagen im Randbereich detektiert, rechnet der Algorithmus mit gleicher Schrittweite Δn weiter, bis im Rechenschritt n_l , $l > k$ ein erster Faserbruch am Probekörperrand vorhergesagt wird. Der Algorithmus geht dann zum zuletzt berechneten Zustand ohne Randversagen, dem Rechenschritt n_k mit $i < k < l$ zurück und beginnt hier mit der ganzzahligen Schrittweite Δm , $\Delta m < \Delta n$, die Suche nach einer Lösung. Dieses Vorgehen wird solange fortgeführt, bis Faserbruchversagen im Randbereich mit einer voreingestellten minimalen Grenzschriftweite Δn_{grenz} identifiziert wird. Unabhängig von der eingestellten Schrittweite wird nach jeder Rechnung ein Zwischenschritt mit $\Delta o = 1$ durchgeführt, um in einem erneuten Durchlauf der USERMAT-Routine eine Aktualisierung der von der Schwingspielzahl und der bisher durchgeführten Degradation abhängigen Material- und Degradationskennwerte zu erreichen. Am Berechnungsbeispiel einer CF-EP-Scheibe mit Kreisausschnitt zeigte sich bei $\Delta n \leq 500$ Schwingspielen Konvergenz der berechneten Lebensdauer. Bei $\Delta n = 2000$ Schwingspielen zeigte sich eine Abweichung von ungefähr 11 % zum Mittelwert der berechneten Versagensschwingspielzahlen bei $\Delta n = 500$, bei $\Delta n = 5000$ Schwingspielen betrug die Abweichung ungefähr 40 %. Die Abweichung bei $\Delta n < 500$ wird als hinreichend gering für die Durchführung einer Lebensdaueranalyse mit dieser Rechenschrittweite erachtet.

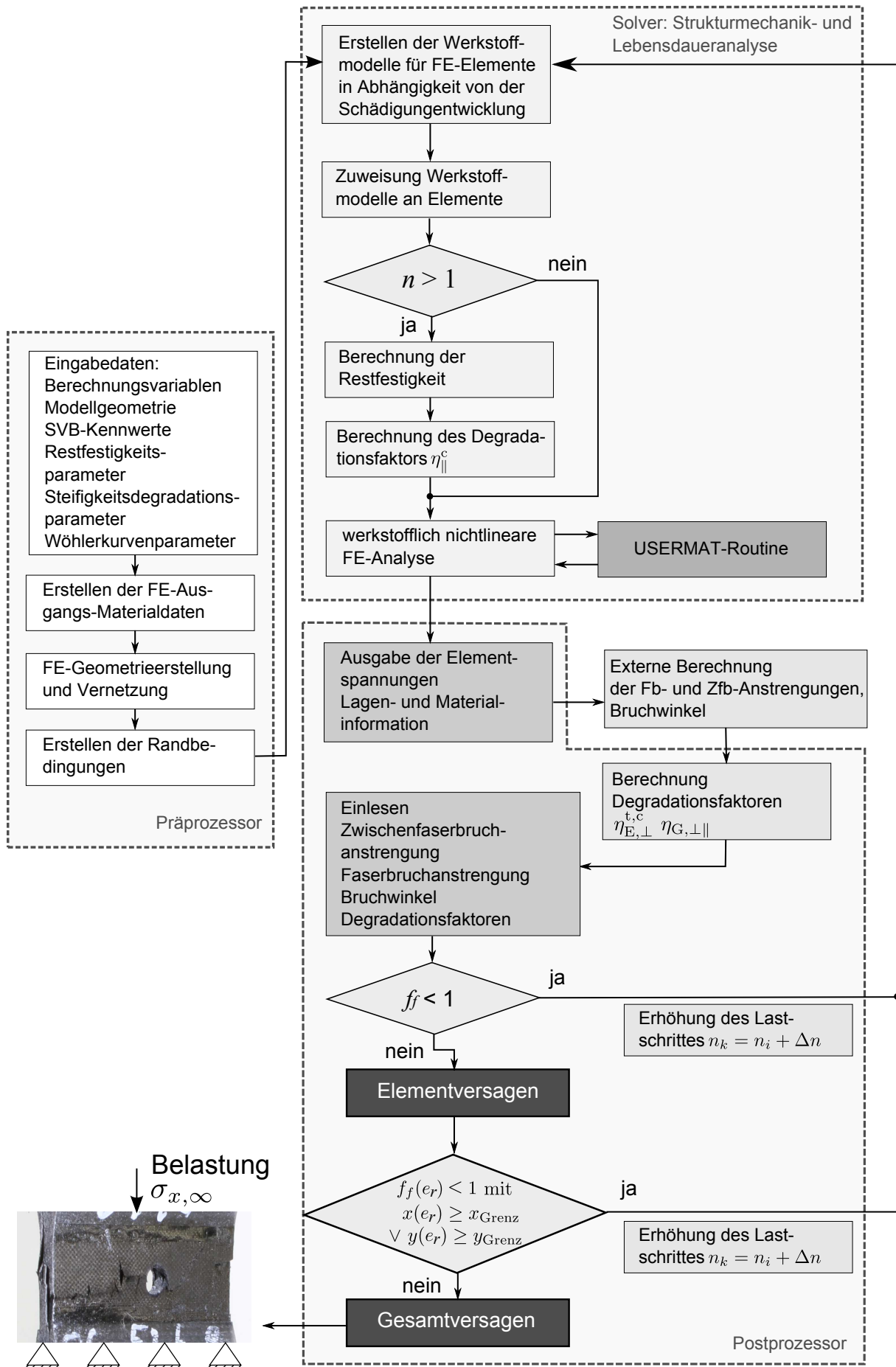


Abb. 5.2: Schema der rechnerischen Lebensdaueranalyse

5.2.5 Geometriemodellierung

Zur Modellierung einer Scheibe mit Kreisausschnitt ist eine fein aufgelöste Netztopologie in der Umgebung der Lochflanke erforderlich. Zur Minderung der Rechenzeit wird diese zu den ungestörten Bereichen zum Modellrand hin weniger fein vernetzt. Abb. 5.3a zeigt das Rechenmodell einer 25 mm x 10 mm großen CFK-Scheibe mit einem Kreisausschnitt (Radius $r_0 = 1,6$ mm). Das Modell ist mit 2 688 SHELL181-Schalenelementen vernetzt. Eine vom freien Bohrungsrand möglicherweise entstehende Delamination aufgrund überlagerter Schubspannung und Normalspannung in z -Richtung kann mit den SHELL181-Elementen nicht berücksichtigt werden. Da, wie im Experiment zu beobachten (Abb. 4.17a), nach 10^6 Schwingspielen bei $\sigma_{x,u,\infty} = -138$ MPa keine sichtbare Delamination am Rand auftritt, sondern die Schadensentwicklung von der Störung durch den Kreisausschnitt dominiert wird, wurden Schalenelemente aufgrund ihrer geringeren Rechenzeit Volumenelementen gegenüber bevorzugt.

Die Netzfeinheit wurde von der Lochflanke aus im Bereich $|x, y| < 5$ mm leicht verringert. Im äußeren Bereich $|y| > 5$ mm ist ein gleichmäßiges, groberes Netz modelliert. Für die Vernetzung wurden nur Viereckselemente genutzt, da das SHELL181-Element mit vier Elementknoten im Vergleich zur Form mit drei Knoten eine höhere Genauigkeit besitzt [202]. Die Einarbeitung von Algorithmen zur Netzverfeinerung [47] würde zwar hinsichtlich der sich im Zuge der Lebensdaueranalyse im FE-Modell einstellenden Spannungs- und Dehnungsverteilung eine optimierte Netztopologie ermöglichen, eine Implementierung im Rahmen der vorgestellten Arbeit wurde jedoch nicht durchgeführt. Zwar würden mathematische Verfahren zur Übertragung der berechneten nichtlinearen SVB auf feiner vernetzte Modellbereiche zur Verfügung stehen, nicht aber für die durch Degradation abgeminderten Werkstoffkenngrößen und die zyklische Belastungshistorie. Andererseits würde ein mehrmaliges Berechnen aller Lastschritte auch für einfache, durch Schalenelemente approximierbare Probleme mit den zurzeit zur Verfügung stehenden Computern nicht oder nur mit erheblichem Zeitaufwand durchführbar sein. Die gewählte Diskretisierung des Modells stellt somit einen Kompromiss aus einer möglichst guten lokalen Auflösung und einer akzeptablen Berechnungszeit dar.

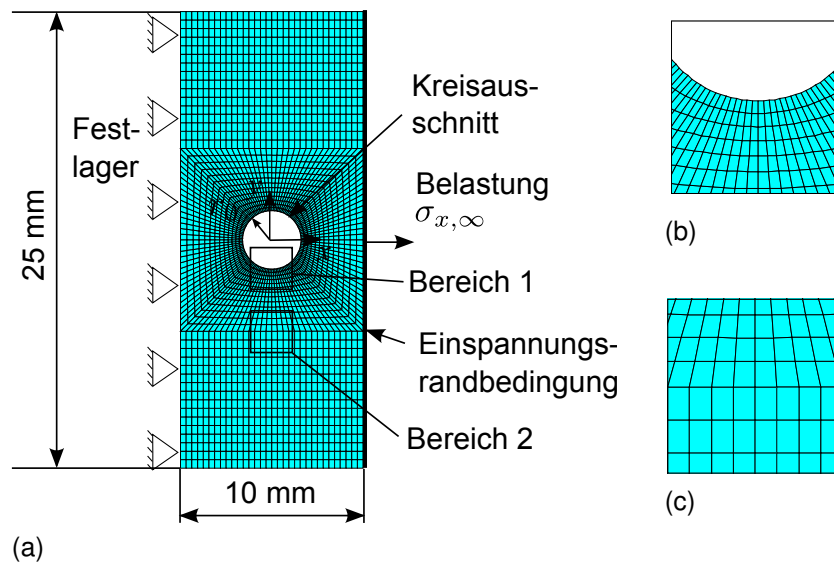


Abb. 5.3: FE-Modell des Kurzprobekörpers mit 2688 SHELL181 Elementen (quasi-isotroper $[0/-45/90/+45]_s$ -Laminataufbau, Laminatdicke 1,6 mm, Länge 10 mm, Breite 25 mm, Bohrungsradius 1,6 mm)

(a) Gesamtmodell

(b) Bereich 1: fein aufgelöste Netztopologie in der Umgebung der Lochflanke

(c) Bereich 2: Übergang zum ungestörten Bereich am Probenrand

Das Modell wurde am y -parallelen Rand bei $x = -5$ mm fest eingespannt und bei $x = +5$ mm ist eine der Spannung im ungestörten Bereich $\sigma_{x,\infty}$ entsprechende Linienlast aufgebracht. Zur Simulation der festen Einspannung in den Spannzangen der Prüfmaschine ist bei $x = +5$ mm eine Randbedingung (Ansys-Randbedingung CERIG) aufgebracht, die eine gleichmäßige Verschiebung aller an dieser gelenkig gelagerten Probekörperlängskante befindlichen Knoten in x -Richtung sicherstellt. Als Laminat wurde ein quasi-isotroper $[0/-45/90/+45]_s$ -Laminataufbau mit 0,2 mm Lagendicke ausgeführt. Im Modell wurde zur einfachen Berücksichtigung der experimentell angewandten Zug- oder Druck-Kraft des servohydraulischen Zylinders ein Linienlastvektor

$$\{F_L\} = \{\sigma_{x,\infty} \cdot t \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0\}^T \quad (5.5)$$

mit der Laminatdicke t aufgeprägt.

5.2.6 Modellüberprüfung

Zur Überprüfung der Modellierung wurden die Länge und Breite der betrachteten Scheibe mit mittigem Kreisausschnitt $r_0 = 1,6$ mm im FE-Modell auf jeweils 150 mm erhöht, um einen genügend großen ungestörten Bereich zwischen Lochflanke und Rand zur Simulation einer unendlich ausgedehnten Struktur zu erhalten und die sich bei einem Kurzprobekörper nicht vollständig einstellende Dehnungsbehinderung näherungsweise zu gewährleisten und eine Vergleichbarkeit mit der geschlossenen analytischen Lösung zu ermöglichen. Für die Vergleichsrechnung wurden Elementkantenlängen von 0,07 und 0,04 mm in y - bzw. x -Richtung der ersten Elementreihe um die Lochflanke und ein isotropes lineares Materialmodell mit $E = 210\,000$ MPa und $\nu = 0,3$ gewählt. Im Vergleich zur analytischen Lösung (s. Anhang Abb. A.1) betrug der relative Fehler in den Spannungskomponenten σ_x in x -Richtung 0,18 % und der Spannung σ_y in x -Richtung 0,14 %. Die sich aufgrund der unterschiedlichen Geometrie beim Modell der 25 mm breiten und 10 mm langen Probe ergebenden maximalen Elementlängen an der Lochflanke waren 0,18 mm in y - und x -Richtung. Die zur Abbildung der größten Spannungsüberhöhung am Kreisausschnitt genutzte Elementgröße konnte somit in erster Näherung unter Berücksichtigung der geringeren Spannungsüberhöhung bei schmalen Streifen [203] für eine hinreichend genaue und rechenzeitoptimierte Ermittlung der Spannungsverteilung angewendet werden.

Experimentell wurde das nichtlineare CF-EP-Materialmodell an 250 mm langen und 25 mm breiten quasi-isotropen Probekörpern (Abb. 4.2a, $[0/-45/90/+45]_s$, $t = 1,6$ mm und mittiger Kreisausschnitt $r_0 = 6$ mm) im quasi-statischen Zugversuch getestet und ein Vergleich zwischen der im FE-Modell und der experimentell ermittelten Oberflächendehnungen des Probekörpers durchgeführt. Abb. 5.4a zeigt die in Probekörpermitte ermittelte Dehnung (links) und die in der FE-Analyse ermittelte Dehnung (rechts) ε_x bei einer Zugkraft von $F_x = 1,95$ kN. An den beiden Schnitten $X-X$ und $Y-Y$ wurden die Oberflächendehnungen ausgelesen und über x bzw. y aufgetragen (Abb. 5.4b). Man erkennt eine sehr gute Übereinstimmung der Dehnung im Schnitt $Y-Y$ und eine tendenziell gute Übereinstimmung im Schnitt $X-X$. Das erkennbare Rauschen im oberen Diagramm ist auf die in dieser Achse verminderte

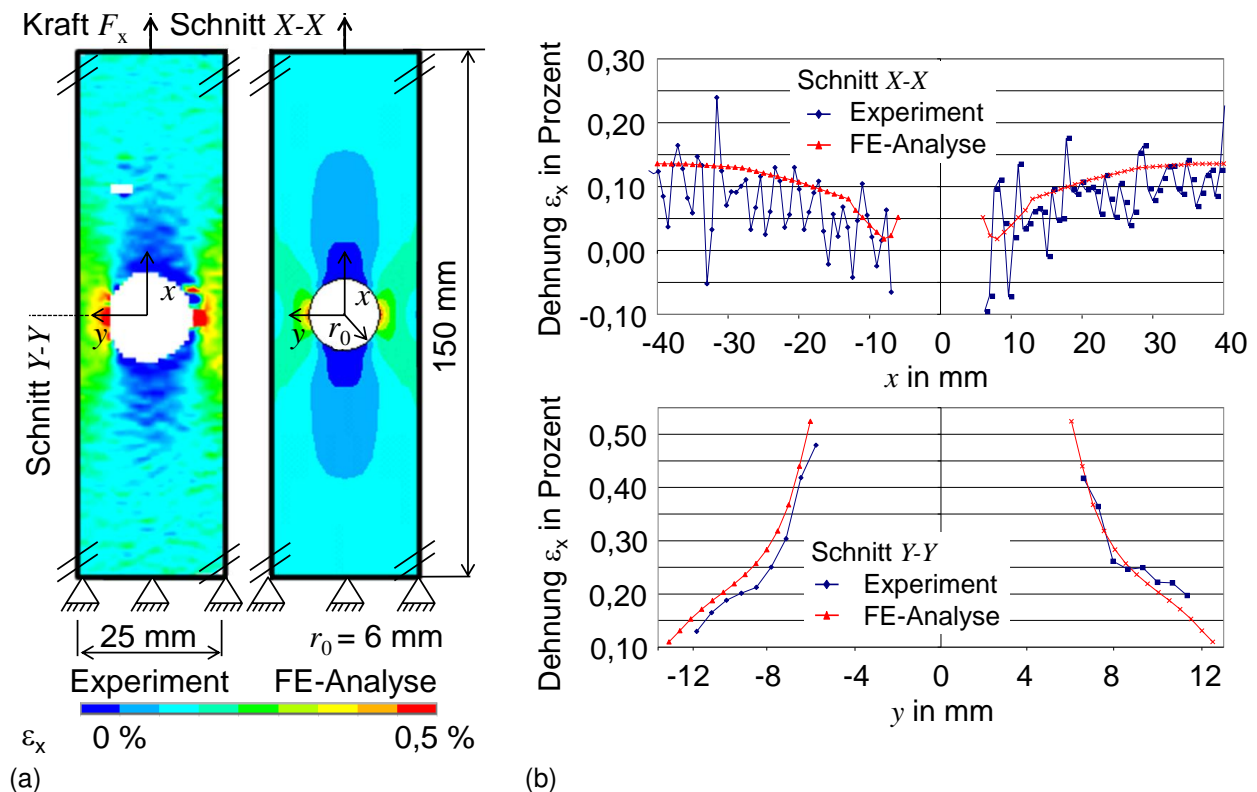


Abb. 5.4: Experimentelle Überprüfung der mit dem nichtlinearen FE-Materialmodell ermittelten Oberflächendehnung ε_x

(a) In Längsachse ermittelte Dehnungsverteilung ε_x der CF-EP-Probekörper (links) und der FE-Analyse (rechts) bei einer Zugkraft F_x von 1,95 kN

(b) Dehnung in den Schnitten $X-X$ (oben) und $Y-Y$ (unten) über y bzw. x aufgetragen

Auflösung des optischen Messsystems zurückzuführen, da dessen Sensoren bauartbedingt in x -Richtung eine geringere Auflösung als in y -Richtung haben. Zur Analyse des Einflusses der Netzfeinheit wurde eine Elementerhöhung bis zu Konvergenz auf die prognostizierte Versagensschwingspielzahl durchgeführt, die bei 2 688 Elementen erreicht wurde. Bei der Berechnung der Scheibe mit Kreisabschnitt zeigte eine Erhöhung auf die nahezu doppelte Elementanzahl von 5 104 Elementen bei $\sigma_{x,\infty} = -198$ MPa lediglich einen Unterschied von 2,5% N im Vergleich zum Modell mit 2 688 Elementen. Dies deutet auf eine hinreichend feine Vernetzung für die Problemstellung hin.

5.2.7 Vorhersage des quasi-statischen Versagens

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Modell nutzt ein Maximalspannungskriterium zur Vorhersage des Fb-Eintritts. Ein Vergleich der in der FE-Analyse ermittelten maximalen Druckspannung $\sigma_{||}^c$ bei $x \approx 0$ an der Lochflanke mit der

im einachsigen Druckversuch an UD-Probekörpern ermittelten Druckfestigkeit zeigte eine gute Übereinstimmung. So wich der mit dem nichtlinearen Materialmodell in der FE-Analyse des quasi-isotropen Probekörpers (Länge 10 mm und Breite 25 mm, mittiger Kreisausschnitt $r_0 = 1,6$ mm) prognostizierte erste Fb an der Lochflanke -9 % vom experimentell bestimmten Mittelwert der Versagenslast ab, wohingegen ein lineares Modell die Versagenslast um 19 % unterschätzt. Wie in der FE prognostiziert ist Fb auch die im Druckversuch beobachtete lokal dominierende Versagensform (Abb. 4.5b).

Die geringe Abweichung zwischen nichtlinearer FE-Prognose und experimentellen Ergebnissen ließe sich durch die Implementierung eines Modells zur realitätsnäheren Beschreibung des Schubknickversagens, welches durch Stabilitäts- oder Spannungsversagen ausgelöst wird, weiter reduzieren. Die erstgenannte Versagensform kann nur bei einer imperfektionsfreien Schicht auftreten. Durch die in der Realität immer vorhandene, imperfekte Faserorientierung tritt in der Regel Spannungsversagen auf, welches von der die Matrixstützwirkung bestimmenden nichtlinearen UD-Schubsteifigkeit abhängt [1].

Darüber hinaus ist bei der Scheibe mit Kreisausschnitt durch das Bohren des Loches eine nicht vermeidbare Vorschädigung entstanden, die sich in Röntgenaufnahmen der zyklisch ungealterten Scheibe nachweisen ließ (Abb. 4.16b). Trotz dieser Vorschädigung ist kein nennenswerter Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit zu erwarten [1]. Im quasi-statischen Druckversuch des quasi-isotropen Probekörpers (Länge 10 mm und Breite 25 mm, mittiger Kreisausschnitt $r_0 = 1,6$ mm) sind durch AE-*Wavelet*-Analyse vor dem Auftreten des Faser-Schubknickens Z_{fb} identifizierbar, die in der FE-Analyse wegen einer maximalen Zwischenfaserbruchanstrengung von 0,931 ($\pm 45^\circ$ -Schichten) noch nicht vorhergesagt werden. Die relativ geringe Abweichung vom theoretischen Eintritt der Z_{fb} bei $f_{Zfb} = 1$ deutet hier auf Ungenauigkeiten hin die durch die experimentelle Streuung und die Anwendung der für die Werkstoffklasse empfohlenen Steigungsparameter des Bruchkörpers nach *Puck* (Kap. 3.2.3) zurückzuführen sind, welche für die eingesetzte Kohlenstofffaser-Polymermatrix-Kombination jedoch experimentell nicht verifiziert wurden.

Die Implementierung von Kriterien zur Beschreibung der Schubbruchentwicklung würde durch die erforderliche Nutzung von Volumen- und Interfaceelementen an der Schubbruchfläche voraussichtlich zu einem höheren Bedarf an

Rechenzeit und Speicherbedarf führen. Daher wurde auf sie im Rahmen des erarbeiteten Algorithmus zur Lebensdauer vorhersage verzichtet.

5.2.8 Schwingenspielabhängige Versagensfortschrittsmodellierung

Der in der FE-Analyse prognostizierte Versagensfortschritt wird exemplarisch an ausgewählten Laststufen $\sigma_{x,u,\infty}$ bei $R = -1$ und Schwingenspielzahlen n anhand der vorhergesagten Entwicklung von Fb und Steifigkeitsdegradation sowie der Spannungsumlagerung im FE-Modell dargestellt. Die Elemente mit prognostiziertem Faserbruchversagen bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa und $R = -1$ sind in Tabelle 5.3 dargestellt. Nach 1 500 Schwingspielen zeigen sich in 0° -Lage Bereiche mit Fb. Diese gehen von der Lochflanke aus beidseitig in positive und negative y -Richtung. In der -45° -Schicht wird nach 1 500 Schwingspielen ein asymmetrisch ausgeprägtes Faserbruchversagen punktsymmetrisch zum Ursprung vorhergesagt.

In der 90° -Schicht zeigt sich eine starke Steifigkeitsdegradation mit $\eta_{E,\perp}^t \approx 0,03$ an der Lochflanke und ein Bereich mit einer geringen Steifigkeitsdegradation von $\eta_{E,\perp}^t \approx 0,8$, der sich im 45° -Winkel mit ungefähr 1 mm Abstand von der Lochflanke bis zum Einspannungsbereich bei $x = -5$ und $+5$ mm ausbreitet. In diesem Bereich wurden bei den Röntgenaufnahmen (vgl. Abb. 4.15b), nach 1 500 Schwingspielen auch erste Zfb in 90° -Schichten detektiert.

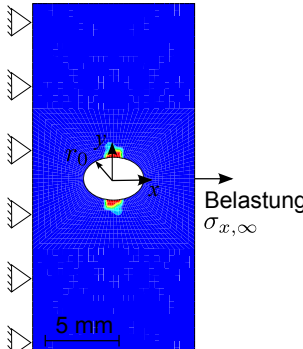
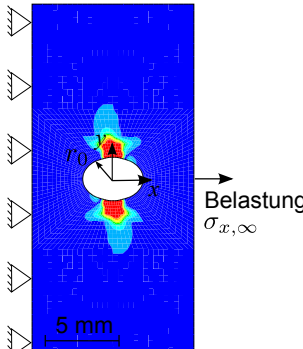
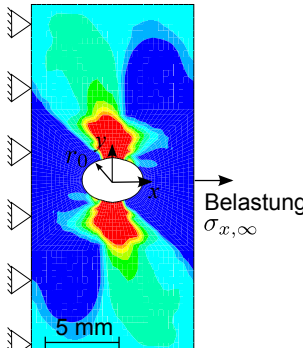
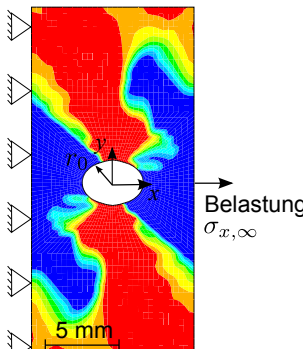
Der im FE-Modell prognostizierte Fortschritt der Steifigkeitsdegradation des Kurzprobekörpers mit Kreisabschnitt nach zyklischer Belastung bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa und $R = -1$ der -45° -Schicht ist in Tabelle 5.4 abgebildet. Nach $n = 500$ Schwingspielen zeigt sich eine erste, punktsymmetrisch ausgeprägte Degradation am Lochrand bei $x = 0$. Nach $n = 1 500$ Schwingspielen waren degradierte Bereiche von der Lochflanke zu erkennen. Diese beginnen beidseitig in positiver und negativer y -Richtung und sind jeweils ungefähr $2 \cdot r_0$ in Richtung der Einspannung ausgebreitet. Nach $n = 4 500$ Schwingspielen wurde eine großflächige, schräg zur y -Achse verlaufende Degradation nahe an den freien Probekörpertrand prognostiziert. Bereiche vollständiger Degradation bis zum Rand des Probekörpers lagen nach $n = 9 700$ Schwingspielen vor. Probekörperversagen wird bei 10 025 Schwingspielen vorhergesagt. Die $+45^\circ$ -Schicht zeigt im Vergleich zur -45° -Schicht um die x -Achse gespiegelte degradierte Bereiche. Die in den Röntgenuntersuchungen festgestellten Zfb

Tabelle 5.3: Momentaufnahmen zum rechnerisch ermittelten Fb-Versagen und zur Steifigkeitsdegradation des quasi-isotropen Kurzprobekörpers mit Kreisabschnitt infolge zyklischer Einstufenbelastung mit $R = -1$, $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa und (überhöhte Darstellung des in positiver x -Richtung verformten FE-Modells)

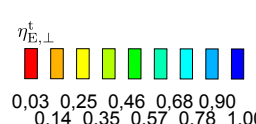
Schicht	Versagensart, Schwingspielzahl	FE-Ergebnis	Beschreibung
0°	Fb, $n = 1500$		Erste 0°-Schicht mit ausgeprägtem Faserbruchversagen an der Lochflanke symmetrisch zur y -Achse (die x -Achse stellt eine Symmetrieachse der Schadensausbreitung dar)
-45°	Fb, $n = 1500$		Erste -45°-Schicht mit gering ausgeprägtem Faserbruchversagen punktsymmetrisch zum Ursprung
90°	Steifigkeitsdegradation, $n = 1500$		Bereiche der ersten 90°-Schicht mit Steifigkeitsdegradation $\eta_{E,\perp}^t$ von der Lochflanke beginnend beidseitig in positiver und negativer y -Richtung und erster mit $\eta_{E,\perp}^t \approx 0,8$ leicht degradierte Bereiche im 45°-Winkel zu den x - und y -Achsen mit ungefähr 1 mm Abstand von der Lochflanke entfernt bis zum Einspannungsbereich

in den 0°-Schichten wurden in der rechnerischen Lebensdaueranalyse nicht vorhergesagt. Zur Ermittlung des dort vorliegenden Schubbruchversagens wäre eine Modellierung auf Faser-Matrix-Ebene erforderlich.

Tabelle 5.4: Rechnerisch ermittelte Steifigkeitsdegradationen von E_{\perp}^{\dagger} in der ersten -45°-Schicht des quasi-isotropen Kurzprobekörpers mit Kreisausschnitt infolge zyklischer Beanspruchung bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa und $R = -1$ (überhöhte Darstellung des in positiver x -Richtung verformten FE-Modells)

Schicht	Versagensart, Schwingspielzahl	FE-Ergebnis	Beschreibung
-45°	Steifigkeitsdegradation, $n = 500$		Punktsymmetrisch ausgeprägte Degradation am Lochrand bei $x=0$
-45°	Steifigkeitsdegradation, $n = 1\ 500$		Größere degradierte Bereiche von der Lochflanke, beginnend beidseitig in positiver und negativer y -Richtung, jeweils ca. $2 \cdot r_0$ in Richtung des Probekörperperrands
-45°	Steifigkeitsdegradation, $n = 4\ 500$		Großflächige, schräg zur y -Achse verlaufende Ausbreitung der degradierten Bereiche nahe an den Probekörperperrand
-45°	Steifigkeitsdegradation, $n = 9\ 700$		Großflächige Degradation bis zum Probekörperperrand

Legende:



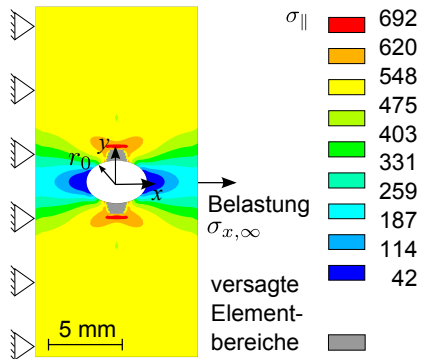
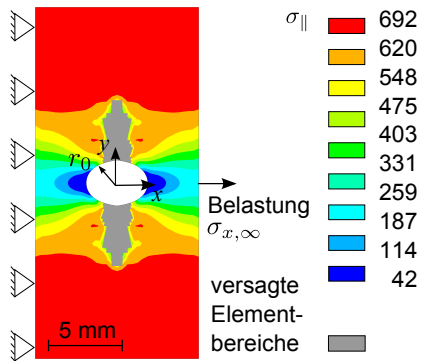
$\eta_{E,\perp}^{\dagger}$
 0,03 0,25 0,46 0,68 0,90
 0,14 0,35 0,57 0,78 1,00

Der Vergleich mit dem in Abb. 4.15 durch Röntgenaufnahmen aufgezeigten Zfb-Entwicklung nach Ermüdung durch zyklische Beanspruchung zeigt, dass die Ausbreitung der Zfb in den 45°-Schichten weitgehend den prognostizierten Bereichen der Steifigkeitsdegradation der -45°-Schicht entspricht. Hierbei ist zu beachten, dass die Aufnahmen aufgrund der Projektion der Röntgenstrahlen auf den zweidimensionalen Film die Schadensausbreitung sowohl in den positiven als auch den negativen 45°-Schichten übereinander darstellen. Unterschiede zur prognostizierten Ausbreitung sind insbesondere im Randbereich feststellbar. Nur bei der in Abb. 4.16b dargestellten Röntgenaufnahme eines zyklisch belasteten Probekörpers wurde eine Zfb-Ausbreitung am freien Probekörperrand festgestellt. Dies ist möglicherweise durch die Streuung der Probekörpereigenschaften und damit des Versagensverhaltens bedingt. Tabelle 5.5 zeigt die Verteilung der faserparallelen Spannungen in der ersten 0°-Schicht im FE-Modell des berechneten CF-EP-Probekörpers mit Kreisabschnitt unter zyklischer Beanspruchung bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa und $R = -1$. Nach 500 Schwingspielen werden erste Bereiche mit symmetrisch ausgeprägtem Fb am Lochrand bei $x = 0$ vorhergesagt. Nach 9 700 Schwingspielen lässt sich ein deutlich erweiterter Bereich mit Fb erkennen. Dieser Bereich beginnt an der Lochflanke und wächst beidseitig in positiver und negativer y -Richtung jeweils bis circa $2 \cdot r_0$ in Richtung des Endes des freien Probekörperrands.

5.2.9 Lebensdaueranalysen

Durch die Verwendung der nichtlinearen SVB lässt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Versagensschwingspielzahlen mit der 95%-Wöhlerlinie der Einstufenversuche (Kap. 4.7) erzielen. Die prognostizierten Versagensschwingspielzahlen verlaufen parallel zur linearen Wöhlerlinie, es wird auf allen Spannungsniveaus die entsprechende experimentell ermittelte Lebensdauer berechnet. Als Ausgangsschrittweite der Berechnung wurde im Bereich von $n < 500$ $\Delta n = 1$, im Bereich von $n = 500$ bis 10 000 $\Delta n = 500$ und darüber hinaus $\Delta n = 10\,000$ gewählt. Aufgrund des detektierten Einflusses der Schrittweite auf die berechnete Versagensschwingspielzahl bei Schrittweiten größer 2 000 wurde die Versagensanalyse bei $\sigma_{x,u,\infty} = -138$ MPa bis 1 100 000 Schwingspiele durchgeführt. Da hier nur ein kleiner Bereich von Elementen mit Fb um die Lochflanke herum festgestellt werden konnte, wurde bei $N = 1\,000\,000$

Tabelle 5.5: Faserparallele Spannung der ersten 0°-Schicht des quasi-isotropen Probekörpers mit Kreisabschnitt nach zyklischer Beanspruchung bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa und $R = -1$ (überhöhte Darstellung des in positiver x -Richtung verformten FE-Modells bei $\sigma_{x,o,\infty} = +198$ MPa)

Schicht	Schwing-spielzahl	FE-Ergebnis	Beschreibung
0°	$n = 500$		Faserversagen am Lochrand bei $x = 0$
0°	$n = 9700$		Degradierte Bereiche mit Faserversagen von der Lochflanke beginnend, beidseitig in positiver und negativer y -Richtung jeweils ca. $2 \cdot r_0$ in Richtung des Endes der freien Probekörperlänge, im Vergleich zu $n = 500$ großflächige Spannungsumlagerung in ungestörte Bereiche

Schwingspielen ein Durchläufer angenommen.

Die durchgeführten Lebensdaueranalysen (Abb. 5.5) zeigen eine konservative Vorhersage der Versagensschwingspielzahl. Die auftretende Abweichung der Prognose von der 50%-Wöhlerlinie lässt sich nur teilweise aus der noch optimierbaren Fertigung der Probekörper erklären, die über die mit einer hohen Standardabweichung experimentell ermittelten Kennwerte der Restfestigkeit und der Wöhlerlinie des CE in die FE-Lebensdaueranalyse eingeht. Vielmehr wurde mit dem erstmaligen Auftreten eines Fb im Randbereich des Modells der FE-Lebensdaueranalyse ein deutlich konservatives Kriterium zur Vorhersage der Versagensschwingspielzahl gewählt, wodurch eine sehr gute Übereinstimmung mit der 95 % P_S -Wöhlerlinie erreicht wurde.

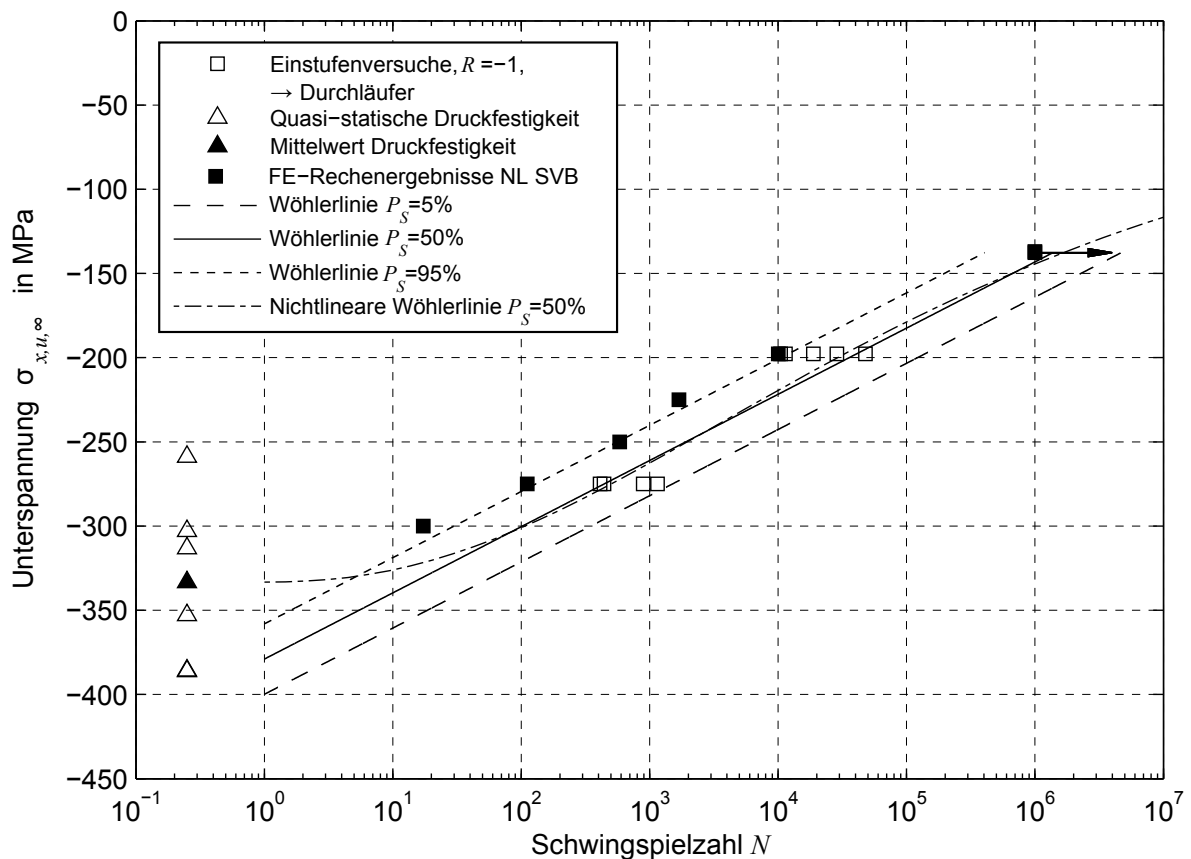


Abb. 5.5: Vergleich der prognostizierten Versagensschwingspielzahlen von quasi-isotropen Probekörpern mit Kreisabschnitt unter Vorgabe der nichtlinearen SVB (NL SVB) mit Ergebnissen der Einstufenversuche (Kraftregelung, sinusförmige Belastung, $\sigma_{x,u,\infty} = -275, -198$ und -138 MPa)

5.2.10 Einfluss der SVB und der Steifigkeitsdegradation auf die Lebensdaueranalyse

Zur Ermittlung des Einflusses der nichtlinearen SVB und der Steifigkeitsdegradation nach *Puck* wurden Lebensdaueranalysen für ($R = -1$)-Einstufenbelastung der Scheibe mit Kreisabschnitt auf den Spannungsniveaus $\sigma_{x,u,\infty} = -198, -225$ und -300 MPa durchgeführt. Zum Vergleich wurden die Prognosen der Versagensschwingspielzahl unter Nutzung der nichtlinearen SVB ohne das Steifigkeitsdegradationsmodell nach *Puck* herangezogen. Die nichtlinearen SVB wirken sich in der Berechnung der prognostizierten Bruchschwingspielzahl im Vergleich zur linearen SVB erst bei höheren Spannungen aus, obwohl an der Lochflanke ein stark lokalisiertes Schädigungsverhalten mit einem bedeutenden Abbau der Spannungsüberhöhung vorliegt. Aus die-

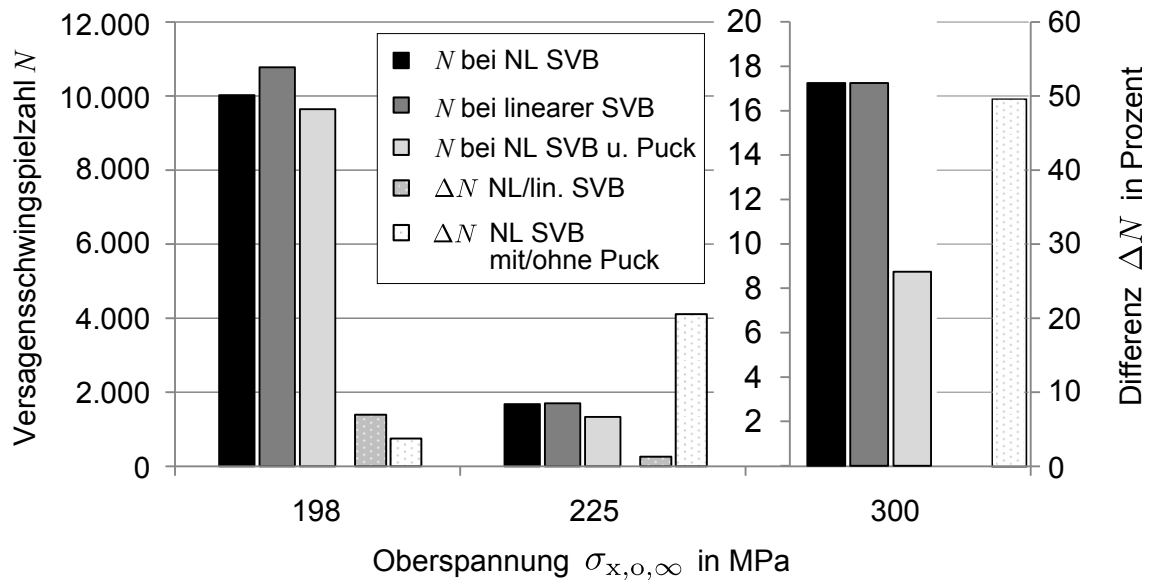


Abb. 5.6: Lebensdaueranalyse mit nichtlinearen und linearen SVB sowie mit Zfb-Degradation nach Puck, Darstellung der erreichten Lebensdauer und der Differenz zur Referenzrechnung mit nichtlinearen SVB (quasi-isotroper CF-EP-Probekörper mit Kreisausschnitt $r_0 = 1,6$ mm, Spannungsverhältnis $R = -1$)

sen hohen Spannungen war ein stärkerer Einfluss nichtlinearen Werkstoffverhaltens erwartet worden. In den in Abb. 5.6 dargestellten Ergebnissen der Lebensdaueranalysen zeigte sich, dass durch die Vorgabe linearer SVB mit $\kappa = 1$ (Glg. 5.1) in der FE-Ermüdungsanalyse bei niedrigeren Spannungen die Lebensdauer überschätzt wird. Bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa ergibt sich eine Überschätzung der Versagensschwingspielzahl bei linearer SVB von 7 %. Zur Ermittlung des Einflusses der am stärksten nichtlinear ausgeprägten $\tau_{\perp\parallel}-\gamma_{\perp\parallel}$ -SVB und der $\sigma_{\parallel}-\varepsilon_{\parallel}$ -SVB wurden Vergleichsanalysen bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ und -225 MPa durchgeführt. Auf dem höheren Spannungsniveau zeigten sich keine Unterschiede zur prognostizierten Versagensschwingspielzahl bei Berücksichtigung aller fünf nichtlinearer SVB. Bei $\sigma_{x,u,\infty} = -198$ MPa wurde bei alleiniger Berücksichtigung des nichtlinearen $\tau_{\perp\parallel}-\gamma_{\perp\parallel}$ -Verhaltens eine Überschätzung der Versagensschwingspielzahl um 7 % festgestellt. Bei alleiniger Berücksichtigung des leicht progressiven $\sigma_{\parallel}-\varepsilon_{\parallel}$ -Verhaltens wurde die gleiche Versagensschwingspielzahl wie bei der Berücksichtigung aller fünf nichtlinearen SVB vorhergesagt. Dies deutet auf den hohen Einfluss der Spannungsumlagerung in das versagensrelevante CE auf die Lebensdauerprognose hin.

Die FE-Lebensdaueranalyse unter Berücksichtigung der Steifigkeitsdegrada-

tion nach *Puck* nach Zwischenfaserbruch, Kap. 3.2.3, ergab unter Vorgabe nichtlinearer SVB insbesondere für niedrige Versagensschwingspielzahlen einen deutlichen Einfluss der Steifigkeitsdegradation und resultierte in einer konservativen Prognose der Lebensdauer. Bei höheren Versagensschwingspielzahlen zeigte sich eine merkliche Abnahme dieses Einflusses von $\Delta N \approx 50\%$ bei einer sehr niedrigen Bruchschwingspielzahl ($N \approx 10$) als Extrembeurteilung bis auf 4 % bei $N \approx 10\,000$. Dies lässt sich mit dem bei hohen Spannungen prognostizierten Auftreten von Zfb erklären, welches bei den niedrigeren Spannungsniveaus $\sigma_{x,II,\infty}$ nicht vorhergesagt wird. Als Grundlage der Zfb-induzierten Steifigkeitsdegradation lagen nur im quasi-statischen Versuch bestimmte Bruchebenen-Widerstände vor, wodurch eine ermüdungsinduzierte Gestaltänderung der Hüllfläche des Master-Bruchkörpers [204, 205] nicht abgebildet und dadurch der Einfluss der Zfb-bedingten Steifigkeitsdegradation auf die Versagensschwingspielzahl bei höheren Schwingspielzahlen möglicherweise unterschätzt wird.

6 Diskussion und Ausblick

Für die Entwicklung des FE-Lebensdaueranalyseprogramms waren geeignete Versagenskriterien und Iterationsalgorithmen sowie mathematische Formulierungen zur Beschreibung des statischen und zyklischen Verhaltens des untersuchten CFK-Werkstoffs erforderlich. Zur experimentellen Ermittlung der nichtlinearen Werkstoffgesetze wurde ein verbessertes Prüfverfahren für die Druck-, Druckschwell- und Zug-Druck-Wechselprüfung an FKV-Flachproben erarbeitet. Die entwickelte Prüfvorrichtung kann sowohl für quasi-statische als auch für zyklische Versuche eingesetzt werden. Den normgerechten, weit verbreiteten Prüfverfahren entgegengebrachte Kritikpunkte wie redundante Lastpfade über Abstützungen, Energiedissipation durch Reibung im Aufbau, die Beschränkung auf die Prüfung mit Zug- oder Druckkraft und die Erfordernis spezieller Probekörper wurden dabei berücksichtigt.

Jedoch stellt die Auswahl der Probekörperart und -geometrie für zyklische Versuche mit Druckanteil lediglich einen Kompromiss dar. Zur Vermeidung des *Weibull*-Effekts wäre ein minimales Probekörpervolumen erforderlich. Dies würde aber die Erfordernis einer möglichst großen freien Probekörperlänge zur Sicherstellung des Abklingens von Einspannungseffekten beeinträchtigen. Daneben wäre bei einem möglichst kleinen Probekörpervolumen auch die Bedingung einer möglichst dickwandigen und kurzen Probe zur Vermeidung überlagerter Biege- oder Instabilitätseffekte nicht erfüllbar.

Alternative Rohrprobekörper zeigen einen ungleichmäßigen Spannungszustand und sind aufwändig in der Fertigung. Biegeprobekörper können auf der zug- oder druckbeanspruchten Seite versagen, womit sich nur beschränkt die Druckfestigkeit ermitteln lässt [26, 181].

Die im einachsigen Druckversuch erreichbaren Festigkeiten weichen von den theoretisch erreichbaren Werten ab. Dies wird durch Imperfektionen der Fasern erklärt, allerdings ist die FKV-Druckfestigkeit weitaus niedriger als die Zugfestigkeit [1], was neben Ungenauigkeiten im Prüfaufbau [26] durch die unzureichende Matrixstützwirkung und daraus resultierendem Versagen der Faser aufgrund hoher lokaler Biegebelastung bedingt ist [26, 68, 135]. Jedoch entspricht die experimentell ermittelte Druckfestigkeit vielfach der in einer Konstruktion nutzbaren Festigkeit, da hier ebenfalls geometrische Imperfektio-

nen und eine mangelnde Stützwirkung vorhanden sind. Daraus resultierend kann in der Auslegung nicht das volle Potenzial der Fasern der Berechnung zugrunde gelegt werden. Die experimentell ermittelte Druckfestigkeit wird zur dimensionierenden Größe der Auslegung [1].

Die im quasi-statischen Zugversuch ermittelten SVB der untersuchten CF-EP-Probekörper zeigten lediglich parallel und senkrecht zur Faserrichtung keinen degressiv nichtlinearen Verlauf. Die σ_{\parallel}^t - $\varepsilon_{\parallel}^t$ -SVB-Kurven verliefen leicht progressiv, die σ_{\perp}^t - ε_{\perp}^t -SVB-Kurven linear bis zum Bruch. Die weiterhin ermittelten SVB zeigten einen leicht (σ_{\perp}^c - ε_{\perp}^c , σ_{\parallel}^c - $\varepsilon_{\parallel}^c$ -SVB) oder stark degressiven ($\tau_{\perp\parallel}$ - $\gamma_{\perp\parallel}$ -SVB-Kurven) Verlauf bis zum Bruch.

Als Ursache des progressiven Verlaufs der σ_{\parallel}^t - $\varepsilon_{\parallel}^t$ -SVB wird eine zunehmende faserparallele Ausrichtung der Graphitkristallebenen der Faser mit zunehmender Belastung vermutet. Die Linearität der σ_{\perp}^t - ε_{\perp}^t -SVB ist vermutlich auf die Dehnungsüberhöhung der Matrix mit frühzeitigem Matrixversagen zurückzuführen. Durch die Dehnungsüberhöhung weichen die mikroskopische und makroskopische Spannung in der Matrix bzw. im Verbund erheblich voneinander ab und führen zu frühzeitigem Versagen durch Kohäsiv- oder Abhäsierversagen der Matrix bzw. zwischen Faser und Matrix [1]. Dieses Versagen tritt auf, bevor im Versuch ein deutlich nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten messbar ist.

Für die Nichtlinearität der σ_{\perp}^c - ε_{\perp}^c -, σ_{\parallel}^c - $\varepsilon_{\parallel}^c$ und $\tau_{\perp\parallel}$ - $\gamma_{\perp\parallel}$ -SVB existieren unterschiedliche Erklärungsmodelle. Als Begründung werden einerseits der nichtlineare Einfluss des Matrixwerkstoffs genannt [49], der auch bei dem in dieser Arbeit verwendeten RTM-6-Harz nachgewiesen wurde. Andererseits zeichnet sich ein dominierender Einfluss der mikromechanischen Schädigungen und der sich in der Matrix durch die Anbindung an die Faser einstellende dreidimensionale Spannungszustand ab [1].

Die zur Ermittlung ermüdungsrelevanter Kennwerte erforderlichen Untersuchungen wurde mit dem Spannungsverhältnis $R = -1$ durchgeführt, da Lastwechsel von Druck- in den Zugbereich oder umgekehrt bei zyklischer Belastung besonders schadensrelevant sind [135, 139, 140]. Insbesondere erforderte die zyklische Prüfung von 90°-UD-Probekörpern Vorversuche, um Erfahrungen im Umgang mit dem Prüfsystem und den bereits auf niedrige Quer- und Längsbelastung äußerst sensibel reagierenden Probekörpern zu

gewinnen.

Die mit der entwickelten Lebensdaueranalyse prognostizierten Fb- und Zfb- Schadensverläufe stimmten qualitativ mit den in versuchsbegleitenden Röntgen- und Computertomographieuntersuchungen festgestellten Zfb-Ausbreitungen überein. Allerdings konnte die experimentell beobachtete Ausbildung von Zfb in 0°-Schichten tangential zur Lochflanke in Richtung der Einspannung durch die FE-Analyse auf Laminebene, d. h. mit verschmiert angenommenen Fasern und Matrix, nicht nachgewiesen werden. Die Schadensentwicklung lässt sich durch die Lochherstellung durch Bohren erklären. Während die durchgehenden Fasern an der Lochflanke die gesamte im Querschnitt vorliegende Zugspannung übertragen, wird in die erste durch Bohren angeschnittene Faser der Lochflanke die im Querschnitt vorliegende Zugspannung durch Schub übertragen. Diese Schubspannung erreicht an der Lochflanke ihr Maximum, welches die Schubfestigkeit der Matrix übersteigt und dort zu Schubbruch führt [1].

Die FE-Analyse mit nichtlinearen SVB sowie Restfestigkeits- und Steifigkeitsdegradationsmodellen zeigte eine gute Übereinstimmung zwischen Vorhersage und experimentellen Untersuchungen. Die Vorhersage der quasi-statischen Versagenslast wich ungefähr 9 % vom experimentell bestimmten Mittelwert der Versagensspannung ab, demgegenüber wich die Berechnung mit linearen Materialmodellen im quasi-statischen Versagensfall 19 % ab. Durch die nichtlinearen SVB konnte eine wesentliche Verbesserung der Vorhersagegüte erreicht werden. Die durchgeführten Lebensdaueranalysen zeigten eine konservative Vorhersage der Versagensschwingspielzahl und sehr gute Übereinstimmung mit der 95 %-Wöhlerlinie. Die auftretende Abweichung zur 50 %-Wöhlerlinie lässt sich nur zum Teil aus der noch optimierbaren Fertigung der Probekörper erklären. Mit einer strengeren Einhaltung von Fertigungstoleranzen kann eine erhöhte Faser-Matrix-Haftung und damit eine realistischere Bestimmung der Restfestigkeit und der Wöhlerlinie des CE erreicht werden. Insbesondere aber das benutzte einfache Kriterium zur Detektion des finalen Versagens, welches mit dem erstmaligen Auftreten eines Fb im Randbereichs des Modells die FE-Lebensdaueranalyse beendet, resultierte in einer konservativen Lebensdauer vorhersage. Dieses Kriterium kann das Versagensverhalten am Lebensdauerende aber in seiner gesamten Kom-

plexität nicht abbilden. Eine starke Degradation der lasttragenden Schichten im verbleibenden Restquerschnitt kann zu einem sich verstärkenden Versagen dieser Bereiche mit Spannungsumlagerungen und höherer Belastung des Restquerschnittes führen. Da Restfestigkeit und Lebensdauer stark nichtlinear von Belastungsart, -reihenfolge und Schädigungsgrad abhängen [116], wird eine genauere Beschreibung dieses Versagens am Lebensdauerende zu einer Verbesserung der prognostizierten Versagensschwingspielzahl führen.

Bei FE-Vergleichsrechnungen zeigte sich ein dominierender Einfluss der nichtlinearen σ_{\parallel} - ε_{\parallel} -SVB auf die prognostizierte Versagensschwingspielzahl, der auf einen hohen Einfluss der Spannungsumlagerung in das versagensrelevante CE hindeutet. Die festgestellte Abweichung von ungefähr 7 % bei alleiniger Berücksichtigung der nichtlinearen $\tau_{\perp\parallel}$ - $\gamma_{\perp\parallel}$ -SVB im Vergleich zur Lebensdaueranalyse unter Berücksichtigung aller nichtlinearen SVB tritt insbesondere gegenüber der im Experiment beobachteten Streuung in den Hintergrund. Daher erscheint eine Berücksichtigung nichtlinearer SVB in der Lebensdaueranalyse nur bei Kennwerten mit einer relativ niedrigen Streuung sowie bei hohen Versagensschwingspielzahlen sinnvoll.

Abb. 6.1 zeigt eine Aufnahme des für die optische Dehnungsmessung markierten freien Probekörperbereichs, die zufällig zum Zeitpunkt des Druckversagens nach 1 152 Schwingspielen bei $R = -1$ und $\sigma_{x,u,\infty} = -257$ MPa gemacht wurde. Die zu diesem Zeitpunkt an der der Kamera zugewandten Probekörperoberfläche entstehenden Fb sind rot hervorgehoben. Es zeigt sich eine zur Mitte des Kreisausschnitts unsymmetrische Versagensausbreitung, die in positiver y -Richtung circa 70 % der Probenbreite umfasst und nur ausgehend von der Lochflanke bei $y = 1,6$ mm eine stark ausgeprägte Ausbreitung in positiver und negativer x -Achsenrichtung erfährt. Messverfahren, wie die Grauwertkorrelation, vermögen zurzeit nicht die in Sekundenbruchteilen ablaufenden Bruchvorgänge mit ausreichend guter zeitlicher und örtlicher Auflösung über den gesamten Verlauf des Bruches abzubilden. Erst dadurch könnte aber eine zuverlässige Aussage über die durch Änderungen der Oberflächendehnung festzustellenden Faserbruch- und Delaminationsvorgänge am Lebensdauerende getroffen werden. Die Kenntnis dieser Vorgänge ist aber zur Entwicklung eines verbesserten Versagenskriteriums zur genaueren Vorhersage der Lebensdauer erforderlich.

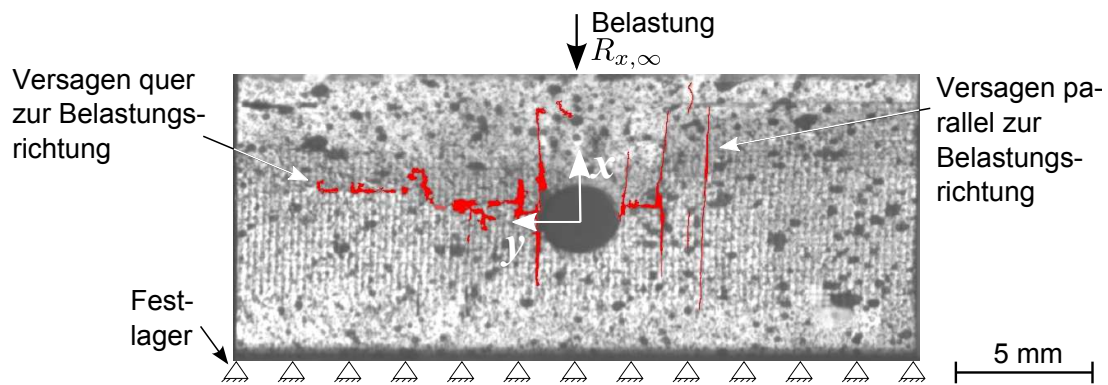


Abb. 6.1: Aufnahme eines quasi-isotropen Probekörpers mit Kreisausschnitt zum Zeitpunkt des Druckversagens nach 1 152 Schwingspielen ($R = -1$, $\sigma_{x,u,\infty} = -257$ MPa; der Versagensverlauf an der Oberfläche ist rot hervorgehoben

Durch die Beschränkung der experimentellen Kennwertermittlung auf die unidirektionale Schicht werden keine Werkstoffkennwerte zur Beschreibung der Delaminationentwicklung erfasst. Delaminationen können durch die Kerbwirkung in benachbarten Schichten an vorhandenen Zwischenfaserbrüchen bei σ_{\perp} -Zugspannungen entstehen. Dieser Effekt erfordert jedoch noch eine intensive experimentelle und theoretische Betrachtung. Die VDI 2014 [12] schlägt in Ermangelung genauer Kennwerte eine Erfassung der Kerbwirkung durch Abminderung der Laminatwöhlerlinie mit einem Faktor kleiner eins vor. Dadurch ist auch die Anwendbarkeit der Lebensdaueranalyse bei auftretenden Delaminationsschädigungen möglich. Daneben sollte bei der Auslegung eines Laminats die mögliche Rissstopperwirkung eines feinschichtigen Laminataufbaus genutzt werden [1].

Die zur Detektion der Schadensentstehung und des -fortschritts eingesetzte Schallemissionsanalyse bietet weiteres Entwicklungspotenzial in Bezug auf die automatisierten *Wavelet*-Analyse aller bei einem Versuch auftretenden Schallemissionssignale. Die automatische Erfassung überlagerter Frequenzanteile z.B. mittels Cluster-Analyse, also in der Signalamplitude nicht dominierender Faserbruchereignisse bei gleichzeitig auftretenden Zwischenfaserbrüchen, kann eine Identifikation aller akustisch detektierbaren Bruchereignisse ermöglichen.

Zur Abbildung von Delaminationseignissen in der rechnerischen Lebensdaueranalyse ist eine Erweiterung auf Volumenelemente erforderlich, um Spannungen in Dickenrichtung abbilden zu können. Die Struktur- und Lebensdauer-

eranalyse und die zugrundeliegenden Materialmodelle der USERMAT-Routine müssen dabei um die erforderlichen Spannungs- und Dehnungskomponenten in z -Richtung erweitert werden.

Durch die parametrische Implementierung der Restfestigkeits-, Steifigkeitsdegradations- und Wöhlerlinienfunktionen wurde eine wesentliche Einschränkung der Lebensdaueranalyse aufgehoben. Die lebensdaueräquivalente Umrechnung, die zur Aufbereitung von Lastkollektiven und zur Umrechnung auf ein konstantes Spannungsverhältnis erforderlich war, schränkt die Lebensdaueranalyse durch Nichtberücksichtigung von strukturmechanisch relevanten und möglicherweise versagensauslösenden Änderungen des Spannungsverhältnisses einer Belastungsfolge ein. In der FE-Lebensdaueranalyse können Betriebslastkollektive ungeachtet ihrer Spannungsniveaus oder -verhältnisse als Eingangsparameter der Lebensdaueranalyse genutzt werden. Durch diese Erweiterung der Lebensdaueranalyse kann eine realitätsnähere Berücksichtigung der bei nicht lebensdaueräquivalent umgerechneten Profilen vorhandenen Belastungsspitzen mit hoher Amplitude und sehr kurzer Dauer ermöglichen. Hierbei eventuell vorhandene Kurzzeiteffekte könnten aufgrund der dehnratenabhängigen Steifigkeit und Festigkeit von FKV [42–45] bei korrekter Berücksichtigung im Modell merklichen Einfluss auf die ermittelte Versagensschwingspielzahl haben.

Die Nachteile der im CE-Konzept genutzten Restfestigkeit [17, 117, 118] und der in dieser Arbeit genutzten Restfestigkeitsfunktion nach Glg. (3.16) lassen weitere Verbesserungen der Lebensdaueranalyse zu. Aufgrund der Abhängigkeit der Restfestigkeit von der statistischen Festigkeitsverteilung in der Gesamtheit der Probekörper zeigt diese ein sensibles Verhalten in Bezug auf Fertigungsabweichungen. Hier könnte eine Optimierung der Fertigung eine zuverlässigere Ermittlung des Festigkeitsmittelwerts ermöglichen. Außerdem ist die Restfestigkeit wegen ihres schlagartigen Abfalls kurz vor dem durch Werkstoffzerrüttung ausgelösten Versagenseintritt kein sensibles Maß für die Schadensakkumulation. Dieser schlagartige Abfall kann im begrenzten Bereich niedriger Schwingspielzahlen nicht genau genug aufgelöst werden, dies wäre bei sehr hohen Schwingspielzahlen $n > 1\,000\,000$ möglich

Eine zerstörungsfreie Prüfung des Werkstoffzustands könnte eine genauere Beschreibung des tatsächlichen Schädigungsgrades eines Probekörpers oder

Bauteils vor Eintritt des Gesamtversagens ermöglichen. Eine intermittierende Versuchsdurchführung mit geeigneten zerstörungsfreien Analyseverfahren, wie dem *Phased-Array*-Ultraschallverfahren oder der *Röntgen*- oder Computertomographieanalyse, böte eine Möglichkeit, quantifizierbare Veränderungen des Werkstoffzustandes mit der Festigkeits- und Steifigkeitsdegradation zu korrelieren. Hierfür ist eine Weiterentwicklung der Versuchsdurchführung erforderlich, um die aus der intermittierenden Versuchsdurchführung resultierenden Einflüsse, wie fehlerhaftes Wiedereinspannen der Probe in die Prüfmaschine, zu minimieren.

Eine weitere Verbesserung des entwickelten FE-Lebensdaueranalyseprogramms kann durch eine Verringerung der erforderlichen Rechenzeiten mittels Parallelisierung der Rechenalgorithmen oder durch den Einsatz spezieller Rechenverfahren für die Auslagerung numerisch intensiver Programmbestandteile für optimierte Rechenarchitekturen erreicht werden. Aufgrund von Rechenzeitgewinnen kann eine verbesserte Spannungsberechnung durch die Einarbeitung von adaptiven Algorithmen zur Netzverfeinerung erreicht werden. Der Einsatz von anderen Werkstoffen wie GFK oder die Kombination verschiedener Werkstoffe wie CFK und GFK, kann durch Nutzung entsprechender Werkstoffkennwerte erreicht werden. Vor dem Hintergrund der hohen beobachteten Streuung von Werkstoffkennwerten kann zum Beispiel eine statistische Simulation Aufschluss über den Einfluss der Verteilung einzelner Werkstoffkennwerte nicht nur auf das singuläre Simulationsergebnis der Versagensschwingspielzahl geben. Vielmehr kann eine solche Vorgehensweise in Kombination mit der vorgestellten Lebensdaueranalyse weitere Einblicke in die komplexen Interaktionen aus Geometrie, Belastung und Werkstoff ermöglichen. Die dafür benötigten vielfachen Rechendurchläufe erfordern jedoch eine drastische Reduktion der Berechnungszeit von Lebensdaueranalysen.

Die für einfache Lastfälle entwickelten mathematischen Verfahren zur Bewertung, Klassierung und Verkürzung von Lastkollektiven, wie sie z. B. beim miniTwist-Kollektiv [59] angewendet wurden, sind derzeit auf mehrachsige Belastungszustände nicht übertragbar, für die Interaktion der wechselnden mehrachsigen Beanspruchung mit dem erforderlichen Festigkeitshypothesen existieren selbst für isotrope Werkstoffe keine allgemein anwendbaren Verfahren [31]. Eine realitätsnäherere Simulation kann einen vertieften Einblick

in die Interaktion der Belastung und die daraus resultierende Schädigung bei mehrachsigen Profilen bieten. Dadurch könnten schadensunkritische Lastanteile aus dem Kollektiv herausgefiltert und eine Verkürzung der Dauer von Full-Scale-Versuchsprogrammen mit mehrachsiger Belastung erreicht werden. Weitere Untersuchungen an anderen Werkstoffen und Werkstoffkombinationen vermögen die Grenzen der entwickelten Lebensdaueranalyse aufzuzeigen. Die genutzten kontinuumsmechanischen Degradationsmodelle könnten über eine direkte Korrelation zu der in Röntgen-, CT- und REM-Aufnahmen zu detektierender Schadensentwicklung verbessert werden. Dadurch könnten anhand der Faser-Matrix-Substruktur zu entwickelnden Versagensmodellen zusätzliche Erkenntnisse zu Fortschritt und Interaktion von Schadensentwicklung, Laminataufbau und Belastung gewonnen werden.

7 Zusammenfassung

Werkstoffermüdung stellt in der Vielzahl technischer Betriebsausfälle die, oder zumindest eine der Schadensursachen dar [20], so dass sie bei der Auslegung und der Konstruktion eines technischen Bauteils gesondert betrachtet werden sollte. Während zur Analyse quasi-statischer Belastungsfälle physikalisch basierte Bruchkriterien existieren, sind für zyklische Belastungen Analysemodelle zur quantitativen Beschreibung des gesamten komplexen Ermüdungsversagens zum jetzigen Zeitpunkt aufgrund der mehrere Größenskalen überschreitenden Schadensentwicklung sowie der material- und fertigungsinhärenten Wahrscheinlichkeitsverteilung von Werkstoffeigenschaften noch Gegenstand der Forschung [12, 17].

Vorhandene Berechnungsverfahren erlauben meist nur, ebene und dünnwandige FKV-Bauteile bei Scheiben- und Plattenbelastung unter Verwendung linearer Werkstoffgesetze zu berechnen. Der bei komplexen dünnwandigen und dreidimensionalen FKV-Bauteilen unter Ermüdungsbelastung vorliegende Spannungszustand erfordert zur realitätsnahen Beschreibung der Schadensentwicklung den Einsatz numerischer Verfahren, wie der Finite-Elemente-Analyse, in Kombination mit geeigneten Versagensmodellen und nichtlinearen Werkstoffgesetzen.

Erforderliche Kennwerte zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei quasi-statischer und schwingender Beanspruchung wurden an einem für Anwendungen im Luftfahrtbereich typischen FKV-Werkstoff mit unidirektionalem Endloskohlenstofffaser-Gelege und Epoxidharz ermittelt. Im Flüssigimprägnierverfahren wurden Flachprobekörper mit 0° , 90° , $\pm 45^\circ$ und $[0/-45/90/+45]_s$ -Aufbau hergestellt. Ein verbessertes Verfahren für Druck-, Druckschwell- und Zug-Druck-Wechselprüfungen an FKV-Flachprobekörpern wurde erstellt, das keine redundanten Lastpfade und keine Lagerreibung aufweist. Quasi-statische Zug- und Druckversuche wurden an UD- und $\pm 45^\circ$ -Probekörpern zur Ermittlung der nichtlinearen SVB und an Probekörpern mit quasi-isotropem Laminataufbau und Kreisausschnitt zur genauen Identifikation des an der Lochflanke auftretenden Erstbruchereignisses durchgeführt.

Zur Ermittlung ermüdungsrelevanter Kennwerte wurden an 0° -Probekörpern Restfestigkeitsuntersuchungen nach zyklischer Vorbelastung sowie Einstufen-

versuche zur Ermittlung der Wöhlerlinie durchgeführt. Der Steifigkeitsabfall unter zyklischer Belastung wurde an 90° - und $\pm 45^\circ$ -Probekörpern ermittelt. Am Anwendungsbeispiel einer quasi-isotropen Scheibe mit Kreisausschnitt wurden Wöhlerversuche durchgeführt und in versuchsbegleitenden Röntgen- und Computertomographieuntersuchungen die Ausbreitung von Zfb und Delaminationen ermittelt. Hierbei zeigte sich eine Schadensentwicklung ausgehend von ersten Zwischenfaserbrüchen in den 45° - und 90° -Schichten und, vermutlich fertigungsbedingten, Delaminationen um den Lochrand. Im weiteren Versuchsverlauf zeigte sich ein Fortschreiten der Zfb beginnend von der Lochflanke hin zum Ende der freien Probekörperlänge sowie erste Zfb in 0° -Schichten. Eine dreidimensionale Darstellung der Schadensausbreitung um den Kreisausschnitt wurde mittels computertomographischer Aufnahmen erreicht. Dabei war es möglich, die Zfb in den einzelnen Schichten getrennt darzustellen. Die Nutzung der optischen Grauwertkorrelations-Vollfeldmessverfahren zur Dehnungsmessung in Kombination mit der Schallemissionsanalyse erlaubte weitergehende Einblicke in das Versagensverhalten von durch zyklische Vorschädigung belasteten Probekörpern aus CFK. Die Auswertung der Frequenzinformation des Schallsignals mittels *Wavelet*-Analyse ermöglichte die Identifikation von Zwischenfaser- und Faserbrüchen.

Die Integration der Lebensdaueranalyse in ein Finite-Elemente-Programmsystem und ihre Erweiterung für geometrisch komplexer FKV-Strukturen unter Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearität stellt einen deutlichen Fortschritt des Berechnungskonzeptes dar. Die Lebensdaueranalyse ermöglicht nun eine realitätsnahe Berechnung des Versagensverhaltens komplexer dünnwandiger dreidimensionaler FKV-Bauteile unter Ermüdungsbelastung. Die Nutzung des Degradationsmodells nach *Ogin*, des Zwischenfaserbruch-Versagensmodells nach *Puck*, einem einfachen Degradationsmodell für das Nachversagensverhalten bei Faserbruch und nichtlineare Werkstoffgesetze ermöglichten eine konservative Berechnung der Versagensschwingspielzahl und eine Prognose der Schadensentwicklung bei zyklischer Belastung.

Literaturverzeichnis

- [1] Schürmann, H. Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007
- [2] Assler, H. Design of Aircraft Structures under Special Consideration of NDT. In: 9th European Conference on NDT. Berlin, 2006
- [3] Niu, M. C. Composite Airframe Structures. Hong Kong: Conmilit Press Ltd., 1992
- [4] Leahy, J. Taking the Lead: the A 350 XWB. In: Airbus A 350 XWB Launch Conference. 2006
- [5] Airbus A350 XWB in Production. Reinforced Plastics, 54 (2010), S. 8
- [6] Marsh, G. Airbus A350 XWB Update. Reinforced Plastics, 54 (2010), S. 20 – 24
- [7] Mista, K. Bar for a Warp Knitting Machine and Method of Making Same, 2011
- [8] Höhne, H.-J. Warp Knitting Loom, 2008
- [9] Hohm, J. Method for Forming a Sample Warp and Sample Warper, 2010
- [10] Kovac, I. Mobile Coordinate Measuring Machine and Calibrating Method, 1997
- [11] Neitzel, M., Mitschang, P. (Hrsg.) Handbuch Verbundwerkstoffe. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 2004
- [12] VDI 2014: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Berechnungen, 2006
- [13] Röber, N., Peters, C., Tusch, O., Hilfer, G., Herrmann, C. Concept of the New A320 Fatigue Test. In: Bos, M. J. (Hrsg.) ICAF 2009, Bridging the Gap Between Theory and Operational Practice, S. 225–236. Springer Netherlands, 2009
- [14] Wagner, M., Norris, G. Boeing 787 Dreamliner. Zenith Press, 2009
- [15] Orsenna, E. A 380. Paris: Fayard / Editions Xavier Barral, 2007
- [16] Puck, A. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis. München, Wien: Hanser, 1996
- [17] Fong, J. T. What is fatigue damage?, S. 40–62. In: Reifsnider [206], 1982
- [18] Department of Defence. Composite Materials Handbook-MIL 17, volume 1. Lancaster, Basel: Technomic Publishing Co. Inc., 1999
- [19] Bittner, W. Flugmechanik der Hubschrauber. Berlin, Heidelberg, New York: Springer, 2005
- [20] Dauskardt, R. H., Ritchie, R. O. Fatigue of Advanced Materials: Part 1. Advanced Materials and Processes, 144 (1993), S. 26–31
- [21] Gamstedt, E. K. Fatigue in Composite Laminates - A Qualitative Link From Micromechanisms to Fatigue Life Performance. In: Cardon, A. H., Fukuda, H., Reifsnider, K. L., Verchery, G. (Hrsg.) Recent Developments in Durability Analysis of Composite Systems, S. 87–100. Rotterdam, Brookfield: A. A. Balkema, 2000
- [22] Reifsnider, K. L. Damage and Damage Mechanics. In: Reifsnider [207], 1991
- [23] Himmel, N., Bach, C. Cyclic Fatigue Behavior of Carbon Fiber Reinforced Vinyl-

- ester Resin Composites Manufactured by RTM and VARI. *International Journal of Fatigue*, 28 (2006), S. 1263–1269
- [24] Böger, L., Sumfleth, J., Hedemann, H., Schulte, K. Improvement of Fatigue Life by Incorporation of Nanoparticles in Glass Fibre Reinforced Epoxy. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 41 (2010), S. 1419 – 1424
- [25] Rotem, A. Load Frequency Effect on the Fatigue Strength of Isotropic Laminates. *Composite Science and Technologie*, 46 (1993), S. 129–138
- [26] Grellmann, W., Seidler, S. (Hrsg.) *Kunststoffprüfung*. München, Wien: Hanser, 2005
- [27] DIN EN ISO 14129 - Faserverstärkte Kunststoffe - Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve, des Schubmoduls in der Lagenebene
- [28] Himmel, N. *Vorlesungsskript Verbundwerkstoffbauweisen*. Technische Universität Kaiserslautern, 2009
- [29] DIN 50100 *Werkstoffprüfung-Dauerschwingversuch*, 1978
- [30] DIN 65586 - Luft- und Raumfahrt Faserverstärkte Kunststoffe Schwingfestigkeitsverhalten von Faserverbundwerkstoffen im Einstufenversuch
- [31] Haibach, E. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2006
- [32] Kienert, M. *Rechnerische Lebensdauervorhersage für mehrschichtige Faser-Kunststoff-Verbunde*. Dissertationsschrift, Universität Kaiserslautern, 1999
- [33] Zammert, W.-U. *Betriebsfestigkeitsberechnung. Grundlagen, Verfahren und technische Anwendungen*. Braunschweig: F. Vieweg, 1985
- [34] Gamstedt, E. K., Sjögren, B. A. Micromechanisms in Tension-Compression Fatigue of Composite Laminates Containing Transverse Plies. *Composites Science and Technology*, 59 (1999), S. 167 – 178
- [35] Harris, B. A Historical Review of the Fatigue Behaviour of Fibre-reinforced Plastics, S. 3 – 35. In: Harris [135], 2003
- [36] Oldyrev, P., Apinis, R. Dependence of Long-Cycle Fatigue of Organoplastic Material on Loading Frequency. *Mechanics of Composite Materials*, 19 (1984), S. 458–462
- [37] Wyzgoski, M., Novak, G. Fatigue Fracture of Nylon Polymers. *Journal of Materials Science*, 26 (1991), S. 6314–6324
- [38] Sauer, J., Richardson, G. Fatigue of Polymers. *International Journal of Fracture*, 16 (1980), S. 499–532
- [39] Caprino, G. Short-Fiber Thermoset Composites, S. 269–295. In: Harris [135], 2003
- [40] Gamstedt, E. K., Berglund, L. A. Fatigue of Thermoplastic Composites, S. 314–338. In: Harris [135], 2003
- [41] Dan-Jumbo, E., Zhou, S. G., Sun, C. T. Load Frequency Effect on Fatigue Life of IMP6/APC-2 Thermoplastic Composite Laminates. *Advances in Thermoplastic Matrix Composite Materials*, (1989), S. 113–132

- [42] Joseph, E., Perreux, D. Fatigue Behavior of Glass-Fibre/Epoxy-Matrix Filament-Wound Pipes: Tension Loading Test and Results. *Composites Science and Technology*, 52 (1994), S. 469–480
- [43] Reifsnider, K. L., Stinchcomb, W. W., O'Brien, T. K. Frequency Effects on a Stiffness-Based Fatigue Failure Criterion in Flawed Composite Specimens. In: Reifsnider, K. L., Lauraitis, K. N. (Hrsg.) *ASTM STP 636 - Fatigue of Filamentary Composite Materials*, S. 171–184. West Conshohocken, PA, USA: American Society for the Testing of Materials, 1977
- [44] Sun, C. T., Chan, W. S. Frequency Effect on the Fatigue Life of a Laminated Composite. In: Tsai, S. W. (Hrsg.) *ASTM STP 674 - Composite Materials: Testing and Design*, S. 418–430. West Conshohocken, PA, USA, 1979
- [45] Rotem, A. Effect of the Frequency of the Alternating Load on Fatigue Delamination of Laminates. *SAMPE Journal*, 30 (1994), S. 10–16
- [46] Tsai, G., Doyle, J., Sun, C. T. Frequency Effects on the Fatigue Life and Damage of Graphite/ Epoxy Composites. *Composite Materials*, 21 (1987), S. 2–13
- [47] Wriggers, P. *Nichtlineare Finite-Element-Methoden*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2001
- [48] Hahn, H. Nonlinear Behavior of Laminated Composites. *Journal of Composite Materials*, 7 (1973), S. 257–271
- [49] Nahas, M. N. Analysis of Non-Linear Stress-Strain Response of Laminated Fibre-Reinforced Composites. *Fibre Science and Technology*, 20 (1984), S. 297–313
- [50] Kopp, W. J. *Zur Spannungs- und Festigkeitsanalyse von unidirektionalen Faser-verbundwerkstoffen*. Dissertationsschrift, RWTH Aachen, 2000
- [51] Weber, T., Schürmann, H. Verbesserung der nichtlinearen Versagensanalyse von Laminaten. In: *Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress*. 2005
- [52] *Industrierausschuss Strukturberechnungsunterlagen*. Handbuch Strukturberechnung. 2001
- [53] Hashin, Z., Bagchi, D., Rosen, B. W. Non-Linear Behavior of Fiber Composite Laminates. *Technischer Bericht NASA-CR-2313*, NASA, 1974
- [54] Sun, C. T., Jun, A. W. Effect of Matrix Nonlinear Behavior on the Compressive Strength of Fiber Composites. In: Rajapakse, Y. (Hrsg.) *Mechanics of Thick Composites*, S. 91–105. Charlottesville, Virginia; United States of America: ASME, 1993
- [55] Sandhu, R. S. Nonlinear Behavior of Unidirectional and Angle Ply Laminates. *Journal of Aircraft*, 13 (1976), S. 104–111
- [56] Petit, P. J. H., Waddoups, M. E. A Method of Predicting the Nonlinear Behavior of Laminated Composites. *Journal of Composite Materials*, 3 (1969), S. 2–9
- [57] Barbero, E. J., Tomblin, J. A Damage Mechanics Model for Compression Strength of Composites. *International Journal of Solids and Structures*, 33 (1996), S. 4379 – 4393
- [58] de Jonge, J. B., Schütz, D., Lowak, H., Schijve, J. A Standardized Load Se-

- quence for Flight Simulation Tests on Transport Aircraft Wing Structures. Technischer Bericht FB-106, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1973
- [59] Lowak, H., de Jonge, J. B., Schütz, D., Franz, J. MINITWIST - A Shortened Version of TWIST. Technischer Bericht TB-146, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, 1979
- [60] Lowak, H., Schütz, D., Hück, M., Schütz, W. Standardisiertes Einzelflugprogramm für Kampfflugzeuge - FALSTAFF. Technischer Bericht TF-568, IABG, Ottobrunn, 1976
- [61] Edwards, P., Darts, J. Standardised Fatigue Loading Sequences for Helicopter Rotors (Helix and Felix). Technischer Bericht FB-167, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit Darmstadt, 1985
- [62] ten Have, A. A. WISPER and WISPERX Final Definition of Two Standardised Fatigue Loading Sequences for Wind Turbine Blades. Technischer Bericht NLR-TP 1476 U, National Aerospace Laboratory, Amsterdam, The Netherlands, 1991
- [63] Kensche, C. Lifetime Prediction for GFRP Fabrics Comparing the WISPERX. DEWI Magazin, 16 (2000), S. 73–76
- [64] Mom, A. J. A., Ewans, W. J., ten Have, A. A. Damage Tolerance Concepts for Critical Engine Components. AGARD-CP 393, (1985), S. 20.01–20.11
- [65] Post, N., Case, S., Lesko, J. Modeling the Variable Amplitude Fatigue of Composite Materials: A Review and Evaluation of the State of the Art for Spectrum Loading. International Journal of Fatigue, 30 (2008), S. 2064 – 2086
- [66] Welsh, J. S., Adams, D. F. Current Status of Compression Test Methods for Composite Materials. SAMPE Journal, 33 (1997), S. 35–43
- [67] Munjal, A. K. Test Methods for Determining Design Allowables for Fiber Reinforced Composites, S. 93 – 110. In: Chamis [208], 1981
- [68] Adams, D., Carlsson, L. A., Pipes, R. B. Experimental Characterization of Advanced Composite Materials. Boca Raton, Boston, New York, Washington: CRC Press, 2003
- [69] Tretter, M., Tröger, P., Beurer, P. Untersuchung des Druckermüdungsverhaltens bei Hochleistungsverbundwerkstoffen. Diplomarbeit, Universität Beyreuth, 2010
- [70] Matthews, F. L. Compression, S. 75 – 99. In: Hodgkinson [181], 2000
- [71] ASTM D 695 - Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics, 2010
- [72] DIN EN 2850 - Druckversuch parallel zur Faserrichtung an kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen.
- [73] Barbero, E. J., Makkapati, S., Tomblin, J. S. Experimental Determination of the Compressive Strength of Pultruded Structural Shapes. Composites Science and Technology, 59 (1999), S. 2047 – 2054
- [74] DIN EN ISO 14126 - Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Druckeigenschaften in der Laminebene
- [75] Lockheed Martin Process Specification 5PTPTT01-A, 1994
- [76] ASTM D3410 - Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer

- Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading, 2008
- [77] DIN 65380 - Luft- und Raumfahrt; Faserverstärkte Kunststoffe - Prüfung von unidirektionalen Laminaten; Druckversuch parallel und quer zur Faserrichtung
- [78] Fahrenholz, H. Materialprüfung bei Composites im Leichtbau. *lightweightdesign*, 3 (2010), S. 30–35
- [79] Hsiao, H., Daniel, I., Wooh, S. A New Compression Test Method for Thick Composites. *Journal of Composite Materials*, 29 (1995), S. 1789–1806
- [80] Herszberg, I., Loh, A., Bannister, M. K., Thuis, H. G. S. Open Hole Fatigue of Stitched and Unstitched Carbon/Epoxy Laminates. In: Scott, M. L. (Hrsg.) *Proceedings: Eleventh International Conference on Composite Materials*, S. 138–148. Melbourne, Australia: Australian Composite Structures Society, 1997
- [81] Rotem, A., Nelson, H. Failure of a Laminated Composite Under Tension-Compression Fatigue Loading. *Composite Science and Technology*, 36 (1989), S. 45–62
- [82] Adams, D. O., Hyert, M. Effects of Layer Waviness on the Compression Fatigue Performance of Thermoplastic Composite Laminates. *International Journal of Fatigue*, 16 (1994), S. 385 – 391
- [83] Vandermeij, N. E., Masters, J. E., Poe, C. C., Morris, D. H. Compression-Compression Fatigue of a Stitched Uniwoven Graphite/Epoxy Composite, S. 258–277. In: Groves, S. E., Highsmith, A. L. [209], 1994
- [84] Curtis, D. C., Davies, M., Moore, D. R., Slater, B. Fatigue Behavior of Continuous Carbon Fiber-Reinforced PEEK. In: O'Brien, T. K. (Hrsg.) *ASTM STP 1110 - Composite Materials: Fatigue and Fracture*, S. 581–595. West Conshohocken, PA, USA: American Society for the Testing of Materials, 1991
- [85] Grimes, G. C. Experimental Study of Compression-Compression Fatigue of Graphite/Epoxy Composites, S. 281–337. In: Chamis [208], 1981
- [86] Schulte, K. Compressive Static and Fatigue Loading of Continuous Fibre-Reinforced Composites, S. 278–305. In: Groves, S. E., Highsmith, A. L. [209], 1994
- [87] Matondang, T., Schütz, D. The influence of Anti-Buckling Guides on the Compression-Fatigue Behaviour of Carbon Fibre-reinforced Plastic Laminates. *Composites*, 15 (1984), S. 217–221
- [88] Lee, J., Soutis, C. Measuring the Notched Compressive Strength of Composite Laminates: Specimen Size Effects. *Composite Science and Technology*, 68 (2008), S. 2359–2366
- [89] Whitney, J., Nuismer, R. Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentrations. *Journal of Composite Materials*, 8 (1974), S. 253–265
- [90] *Structural Materials Handbook*. European Space Agency, 1994
- [91] Guynn, E. G., Bradley, W. L. A Detailed Investigation of the Micromechanisms of Compressive Failure in Open Hole Composite Laminates. *Journal of Composite Materials*, 23 (1989), S. 479–504

- [92] Choi, S. W., Mitrovic, M., Bartley-Cho, J., Hahn, H. T., Shyprykevich, P. Effect of loading parameters on fatigue damage development in notched composite laminates. In: Kliger, H. S. (Hrsg.) *Materials and process affordability: Keys to the future*, S. 1257–1268. Anaheim, Ca., USA: SAMPE, 1998
- [93] ASTM 6484 - Standard Test Method for Open-Hole Compressive Strength of Polymer Matrix Composite Laminates
- [94] Mouritz, A. P. Non-destructive Evaluation of Damage Accumulation, S. 242–266. In: Harris [135], 2003
- [95] Jones, T. S. Nondestructive Evaluation Methods for Composites. In: Lubin, S. T., G.; Peters (Hrsg.) *Handbook of Composites*, S. 838–856. London: Chapman and Hall, 1998
- [96] Van Daele, R., Verpoest, I., De Meester, P. Detection of Damage in Composite Materials Using Radiography. In: Pendleton, R. L., Tuttle, M. E. (Hrsg.) *Manual on Experimental Methods for Mechanical Testing of Composites*, S. 115–127. New Jersey, USA: Prentice Hall, 1989
- [97] Jamison, R. D., Schulte, K., Reifsnider, K. L., Stinchcomb, W. W. Characterization and Analysis of Damage Mechanisms in Tension-Tension Fatigue of Graphite/Epoxy Laminates. In: ASTM Committee D-30 (Hrsg.) *Effects of Defects in Composite Materials*, S. 21–55. Philadelphia, California, USA: American Society for the Testing of Materials, 1984
- [98] O'Brien, T. K. Characterization of Delamination Onset and Growth in a Composite Laminate, S. 140–167. In: Reifsnider [206], 1982
- [99] Choi, N. S., Oschmann, D., Takahashi, K., Karger-Kocsis, J., Friedrich, K. Influence of Weathering on Unreinforced and Short Glass Fiber Reinforced Thermoplastic Polyester. *Journal of Material Science*, 33 (1998), S. 2529–2535
- [100] Trappe, V., Harbich, K.-W. Intralaminar Fatigue Behaviour of Carbon Fibre Reinforced Plastics. *International Journal of Fatigue*, 28 (2006), S. 1187–1196
- [101] Davies, R. J., Eichhorn, S. J., Bennett, J. A., Riekkel, C., Young, R. J. Imaging Microstructure and Stress Fields Within a Cross-ply Composite Laminate. *Composites Science and Technology*, 69 (2009), S. 567 – 574
- [102] Bayraktar, E., Antolovich, S., Bathias, C. New Developments in Non-Destructive Controls of the Composite Materials and Applications in Manufacturing Engineering. *Journal of Materials Processing Technology*, 206 (2008), S. 30 – 44
- [103] Bayraktar, E., Antolonovich, S., Bathias, C. Multiscale Study of Fatigue Behaviour of Composite Materials by X-rays Computed Tomography. *International Journal of Fatigue*, 28 (2006), S. 1322–1333
- [104] Vallen, H. *Die Schallemissionsprüfung*. Wuppertal: Castell-Verlag GmbH, 2003
- [105] Hamstad, M. A. A Review: Acoustic Emission, a Tool for Composite-Materials Studies. *Experimental Mechanics*, (1986), S. 7 – 13
- [106] Minak, G., Morelli, P., Zucchelli, A. Fatigue Residual Strength of Circular Laminate Graphite-Epoxy Composite Plates Damaged by Transverse Load. *Composites Science and Technology*, 69 (2009), S. 1358 – 1363
- [107] Williams, R. S., Reifsnider, K. L. Investigation of Acoustic Emission During

- Fatigue Loading of Composite Specimens. *Journal of Composite Materials*, 8 (1974), S. 340–355
- [108] Leone, C., Caprino, G., de Iorio, I. Interpreting Acoustic Emission Signals by Artificial Neural Networks to Predict the Residual Strength of Pre-fatigued GFRP Laminates. *Composites Science and Technology*, 66 (2006), S. 233 – 239
- [109] Kamala, G., Hashemi, J., A.A., B. Discrete-Wavelet Analysis of Acoustic Emissions During Fatigue Loading of Carbon Fiber Reinforced Composites. *Journal of Reinforced Plastic and Composites*, 20 (2001), S. 222–238
- [110] Daubechies, I. *Ten Lectures on Wavelets*. Philadelphia, Pennsylvania, USA: SIAM: Society for Industrial and Applied Mathematics, 2006
- [111] Degrieck, J., Paepegem, W. V. Fatigue Damage Modeling of Fibre-reinforced Composite Materials: Review. *Applied Mechanics Reviews*, 54 (2001), S. 279–300
- [112] Vassilopoulos, A. P., Manshadi, B. D., Keller, T. Influence of the Constant Life Diagram Formulation on the Fatigue Life Prediction of Composite Materials. *International Journal of Fatigue*, 32 (2010), S. 659 – 669
- [113] Hahn, H., Kim, R. Y. Proof Testing of Composite Materials. *Journal of Composite Materials*, 9 (1975), S. 297–311
- [114] Chou, P. C., Croman, R. Residual Strength in Fatigue Based on the Strength-Life Equal Rank Assumption. *Journal of Composite Materials*, 12 (1978), S. 177–194
- [115] Schaff, J. R., Davidson, B. D. Life Prediction Methodology for Composites Structures. Part I - Constant Amplitude and Two-Stress Level Fatigue. *Journal of Composite Materials*, 31 (1997)
- [116] Reifsnider, K. L., Case, S. Micromechanical Models. In: Harris [135], 2003
- [117] Talreja, R. Statistical Conderations, S. 485–501. In: Reifsnider [207], 1990
- [118] Sendeckyj, G. P. Life Prediction for Resin-Matrix Composite Materials. In: Reifsnider, K. L. (Hrsg.) *Fatigue of Composite Materials*, S. 431–483. New York: Elsevier, 1991
- [119] Broutman, L. J., Sahu, S. A new Theory to Predict Cumulative Fatigue Damage in Fibreglass Reinforced Plastics. In: Corten, H. T. (Hrsg.) *ASTM STP 497 - Composite Materials: Testing and Design*, S. 170–188. American Society for the Testing of Materials, 1972
- [120] Schaff, J., Davidson, B. Life Prediction Methodology for Composite Structures. Part II - Spectrum Fatigue. *Journal of Composite Materials*, 31 (1997), S. 159–181
- [121] Yao, W. X., Himmel, N. A New Cumulative Fatigue Damage Model for Fibre-Reinforced Plastics. *Composites Science and Technology*, 60 (2000), S. 59–64
- [122] Epaarachchi, J. A., Clausen, P. D. An Empirical Model for Fatigue Behavior Prediction of Glass Fibre-Reinforced Plastic Composites for Various Stress Ratios and Test Frequencies. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 34 (2003), S. 313 – 326
- [123] Lee, L., Fu, K., Yang, J. Prediction of Fatigue Damage and Life for Composite La-

- minates under Service Loading Spectra. *Composites Science and Technology*, 56 (1996), S. 635–648
- [124] O'Brien, T. K., Reifsnider, K. L. Fatigue Damage Evaluation Through Stiffness Measurements in Boron-Epoxy Laminates. *Journal of Composite Materials*, 15 (1981), S. 55–69
- [125] Poursartip, A., Ashby, M. F., Beaumont, P. W. R. The Fatigue Damage Mechanism of a Carbon Fibre Composite Laminate: I - Development of the Model. *Composites Science and Technology*, 25 (1986), S. 192–218
- [126] El Mahi, A., Berthelot, J.-M., Brillaud, J. Stiffness Reduction and Energy Release Rate of Cross-Ply Laminates during Fatigue Tests. *Composite Structures*, 30 (1995), S. 123–130
- [127] Spearing, S., Beaumont, P. Fatigue Damage Mechanics of Composite Materials. 1: Experimental Measurement of Damage and Post-Fatigue Properties. *Composites Science and Technology*, 44 (1992), S. 159–168
- [128] Geier, B. Composite Laminate Stiffness and Their Sensitives. Technischer Bericht DLR-FB 92-16, DLR, Braunschweig, 1992
- [129] Silberschmidt, V. V. Model of Matrix Cracking in Carbon Fiber-Reinforced Cross-Ply Laminates. *Mechanics of Composite Materials and Structures*, 38 (1997), S. 23–28
- [130] Ogin, S. L., Smith, P. A., Beaumont, P. W. R. Matrix Cracking and Stiffness Reduction During the Fatigue of a (0/90)s GFRP Laminate. *Composites Science and Technology*, 22 (1985), S. 23–31
- [131] Hwang, W., Han, K. S. Fatigue of Composites - Fatigue Modulus Concept and Life Prediction. *Journal of Composite Materials*, 20 (1986), S. 154–165
- [132] Talreja, R. Fatigue of Composite Materials. Lancaster, PA, USA: Technomic Publishing Co., 1987
- [133] Van Paepegem, W., De Baere, I., Lamkanfi, E., Degrieck, J. Monitoring Fatigue Damage in Fibre-Reinforced Plastics through the Poisson's Ratio Degradation. *International Journal Fatigue*, 32 (2010), S. 184–196
- [134] Palmgren, A. Die Lebensdauer von Kugellagern. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*, (1928), S. 339–341
- [135] Harris, B. (Hrsg.) Fatigue in Composite. Boca Raton, Boston, New York, Washington: CRC Press, 2003
- [136] Reifsnider, K., Gao, Z. A Micromechanics Model for Composites under Fatigue Loading. *International Journal of Fatigue*, 13 (1991), S. 149–156
- [137] Mattheij, P. Anwendung der linearen Schadensakkumulationshypothese nach Miner bei Faserverbundwerkstoffen. In: Konferenz-Einzelbericht: Ermüdungsverhalten von Faserverbund-Kunststoffen und Lebensdauervorhersage für Faserverbundbauteile, SKZ-Fachtagung, Süddeutsches Kunststoffzentrum, S. 143–158. Würzburg, 1992
- [138] Owen, M. J., Howe, R. J. The Accumulation of Damage in a Glass-Reinforced Plastic under Tensile and Fatigue Loading. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 5 (1972), S. 1637–1649

- [139] Adam, T., Gathercole, N., Reiter, H., Harris, B. Life Prediction for Fatigue of T800/5245 Carbon-fibre Composites: II. Variable-amplitude Loading. *International Journal of Fatigue*, 16 (1994), S. 533–547
- [140] Harris, B., Gathercole, N., Reiter, H., Adam, T. Fatigue of Carbon-Fibre-Reinforced Plastics Under Block-Loading Conditions. *Composites*, 28 (1997), S. 327–337
- [141] Sendekyj, G. Fitting Models to Composite Materials Fatigue Data, S. 245–260. In: Chamis [208], 1981
- [142] Bach, C. Beitrag zur Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von endlos kohlenstofffaserverstärkten Vinylester-Matrixsystemen. Dissertationsschrift, Technische Universität Kaiserslautern, 2008
- [143] Pham, H. (Hrsg.) Springer Handbook of Engineering Statistics. London: Springer, 2006
- [144] Sendekyj, G. Constant Life Diagrams - A Historical Review. *International Journal of Fatigue*, 23 (2001), S. 347–353
- [145] Schütz, D., Gerharz, J. Fatigue Strength of a Fibre-Reinforced Material. *Composites*, 8 (1977), S. 245–250
- [146] Harris, B. Fatigue Behavior of Polymer-based Composites and Life Prediction Methods. In: Cardon, A. H. (Hrsg.) *Durability Analysis of Structural Composite Systems*, S. 49–84. Rotterdam: Balkema, 1996
- [147] Harris, B. A Parametric Constant-Life Model for Prediction of Fatigue Lives. In: Harris [135], 2003
- [148] Gathercole, N., Reiter, H., Adam, T., Harris, B. Life Prediction for Fatigue of T800/5245 Carbon-Fibre Composites: I. Constant Amplitude Loading. *International Journal of Fatigue*, 16 (1994), S. 523–532
- [149] Beheshty, M. H., Harris, B. A Constant-Life Model of Fatigue Behaviour for Carbon-Fibre Composites: The Effect of Impact Damage. *Composites Science and Technology*, 58 (1998), S. 9–18
- [150] Kawai, M., Koizumi, M. Nonlinear Constant Fatigue Life Diagrams for Carbon/Epoxy Laminates at Room Temperature. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38 (2007), S. 2342 – 2353
- [151] Boerstra, G. The Multislope Model: A New Description for the Fatigue Strength of Glass Fibre Reinforced Plastic. *International Journal of Fatigue*, 29 (2007), S. 1571 – 1576
- [152] Kassapoglou, C. Fatigue Life Prediction of Composite Structures Under Constant Amplitude Loading. *Journal of Composite Materials*, 41 (2007), S. 2737–2754
- [153] Bergmann, H. W., Prinz, R. Fatigue Life Estimation of Graphite/Epoxy Laminates Under Consideration of Delamination Growth. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 27 (1989), S. 323–341
- [154] Dahlen, C., Springer, G. S. Delamination Growth in Composites under Cyclic Loads. *Journal of Composite Materials*, 28 (1994), S. 732–781

- [155] Xiao, J., Bathias, C. Fatigue Behaviour of Unnotched and Notched Woven Glass/Epoxy Laminates. *Composites Science and Technology*, 50 (1994), S. 141 – 148
- [156] Feng, X., Gilchrist, M. D., Kinloch, A. J., Matthews, F. L. Development of a Method for Predicting the Fatigue Life of CFRP Components. In: Degallaix et al. [210], S. 407–414
- [157] Hénaf-Gardin, C., Lafarie-Frenot, M. C., Goupillaud, I. Prediction of Cracking Evolution Under Uniaxial Fatigue Loading in Cross-Ply Composite Laminates. In: Degallaix et al. [210]
- [158] Pagano, N. J., Pipes, R. B. *Interlaminar Response of Composite Materials*. Amsterdam, Oxford, New York: Elsevier, 1989
- [159] Newaz, G. M. *Delamination in Advanced Composites*. Lancaster, Pennsylvania, USA: Technomic Publishing Co., 1991
- [160] Martin, R. Delamination Fatigue. In: Harris [135], 2003
- [161] Diao, X., Ye, L., Mai, Y. A Statistical Model of Residual Strength and Fatigue Life of Composite Laminates. *Composites Science and Technology*, 54 (1995), S. 329–336
- [162] Subramanian, S., Reifsnider, K., Stinchcomb, W. A Cumulative Damage Model to Predict the Fatigue Life of Composite Laminates Including the Effect of a Fibre-Matrix Interphase. *International Journal of Fatigue*, 17 (1995), S. 343–351
- [163] Halverson, H., Curtin, W., Reifsnider, K. Fatigue Life of Individual Composite Specimens Based on Intrinsic Fatigue Behaviour. *International Journal of Fatigue*, 19 (1997), S. 369–377
- [164] Carmine, R., Himmel, N. Life Prediction for Continuous Fibre Reinforced Composites under Stochastic Loading Based on the Critical Element Concept. In: Reifsnider, K. L., Dillard, D. A., Cardon, A. H. (Hrsg.) *Progress in Durability Analysis of Composite Systems*, S. 319–324. Rotterdam/Brookfield, 1997
- [165] Harris, B., Gathercole, N., Reiter, H., Adam, T. Constant-Stress Fatigue Response and Life-Prediction for Carbon Fibre Composites. In: Reifsnider, K. L., Cardon, H. H., Fukuda, H. (Hrsg.) *Progress in Durability Analysis of Composite Systems*, S. 63–73. Brüssel, 1996
- [166] Lenz, C. H. Untersuchung des Langzeitverhaltens von kohlenstoff-faserverstärkten Faser-Kunststoff-Verbunden unter betriebsnaher Belastung. Dissertationsschrift, Technische Universität Kaiserslautern, 2004
- [167] Moritz, T., Himmel, N. On Coupling FEA and Fatigue Life Simulation to Treat Fibre Reinforced Polymer Matrix Composites. In: Hyer, M., Loos, A. (Hrsg.) *Proceedings, 16th Annual Technical Conference of the American Society for Composites*. Blacksburg, VA, USA: CRC Press, 2001
- [168] Moritz, T., Himmel, N. Lebensdaueranalyse von FKV-Schalenstrukturen. *Materialprüfung*, 3 (2002), S. 72–77
- [169] Noll, T. Beitrag zur Entwicklung punktueller Lasteinleitungen und Verbesserung der Versagensanalyse für Faser-Kunststoff-Verbund-Strukturen unter zyklischer Belastung. Dissertationsschrift, Technische Universität Kaiserslautern, 2008

- [170] Case, S. W., Reifsnider, K. L. MRLife12: A Strength and Life Prediction Code for Laminated Composite Materials. VPISU, Blacksburg, VA, USA, 1999
- [171] Sihh, S., Park, J. W. MAE: An Integrated Design Tool for Failure and Life Prediction of Composites. *Journal of Composite Materials*, 42 (2008), S. 1967–1988
- [172] Lee, J. A., Almond, D. P. A Neural-Network Approach to Fatigue-Life Prediction, S. 569–589. In: Harris [135], 2003
- [173] Rieg, F., Hackenschmidt, R. Finite Elemente Analyse für Ingenieure. München Wien: Carl Hanser Verlag, 2000
- [174] ANSYS Inc. Theory Manual for the Mechanical APDL and Mechanical Applications. ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA, 12 edition, 2009
- [175] Schäfer, M. Numerik im Maschinenbau. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 1999
- [176] Memon, B.-A., Su, X.-Z. Arc-Length Technique for Nonlinear Finite Element Analysis. *Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, 5 (2004), S. 618–628
- [177] Schneider, W. Verbesserung der Pfadverfolgungsalgorithmen für plastische Durchschlagsprobleme mit abruptem Abfall des Tragvermögens. LACER - Leipzig Annual Civil Engineering Report, (1997), S. 413 – 427
- [178] Lazzarin, P., Berto, F., Zappalorto, M. Rapid Calculations of Notch Stress Intensity Factors Based on Averaged Strain Energy Density from Coarse Meshes: Theoretical Bases and Applications. *International Journal of Fatigue*, 32 (2010), S. 1559 – 1567
- [179] Gamstedt, E. K., Andersen, S. I. (Hrsg.). Fatigue Degradation and Failure of Rotating Composite Structures - Materials Characterisation and Underlying Mechanisms. Risø National Laboratory, 2001
- [180] ASTM 5448 - Standard Test Method for Inplane Shear Properties of Hoop Wound Polymer Matrix Composite Cylinders, 1993
- [181] Hodgkinson, J. (Hrsg.) Mechanical Testing of Advanced Fibre Composites. Albington: Woodhead Publishing Limited, 2000
- [182] Michaeli, W., Huybrechts, D., Wegener, M. Dimensionieren mit Faserverbundkunststoffen. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1995
- [183] Bergh, J., Lindberg, M., Ekstedt, F. Wavelets mit Anwendungen in Signal- und Bildbearbeitung. Berlin, Heidelberg: Springer, 1999
- [184] Misiti, M., Oppenheim, G., Poggi, J.-M. Wavelet Toolbox User's Guide. Natick, MA, USA: The MathWorks Inc., 2007
- [185] Suzuki, H., Kinjo, T., Hayashi, Y., Takemoto, M., Ono, K. Wavelet Transform of Acoustic Emission Signals. *Journal of Acoustic Emission*, 14 (1996), S. 69–84
- [186] Abry, P. Ondelettes et turbulences: multirésolutions, algorithmes de décomposition, invariance d'échelle et signaux de pression. Nouveaux essais. Paris: Diderot Arts et Sciences, 1997
- [187] Rück, H. J. Anwendung der Wavelet-Transformation. Analyse von Schallemissionssignalen. *Materialprüfung*, 9 (2003), S. 382–386
- [188] Groot, P. J., Wijnen, P. A. M., Janssen, B. Real-Time Frequency Determination

- of Acoustic Emission for Different Fracture Mechanisms in Carbon/Epoxy Composites. *Composites Science and Technology*, 55 (1995), S. 405–412
- [189] ANSYS Inc. Programmer's Manual for Mechanical APDL. ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA, 12.1 edition, 2009
- [190] Loverich, J. S. Life Prediction of Composite Armor in an Unbonded Flexible Pipe. Diplomarbeit, Virginia Polytechnic Institute and State University, 1997
- [191] Flemming, M., Ziegmann, G., Roth, S. Faserverbundbauweisen. Berlin, Heidelberg: Springer, 1999
- [192] DIN EN ISO 527-4 Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe
- [193] ASTM E976 Standard Guide for Determining the Reproducibility of Acoustic Emission Sensor Response
- [194] DIN EN ISO 527-3 - Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Prüfbedingungen für Folien und Tafeln
- [195] Sachs, L., Hedderich, J. Angewandte Statistik. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2006
- [196] Meeker, W. Q., Escobar, L. A. Statistical Methods for Reliability Data. John Wiley & Sons, Inc., 1998
- [197] Soutis, C., Fleck, N. A., Smith, P. Compression Fatigue Behaviour of Notched Carbon Fibre-Epoxy Laminates. *International Journal of Fatigue*, 13 (1991), S. 303–312
- [198] Wiedemann, J. Leichtbau 1: Elemente. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 1996
- [199] Knight, N. F. J. User-Defined Material Model for Progressive Failure Analysis. Technischer Bericht NASA/CR-2006-214526, National Aeronautics and Space Administration, 2006
- [200] Knops, M. Sukzessives Bruchgeschehen in Faserverbundlaminaten. Dissertationsschrift, RWTH Aachen, 2003
- [201] Skiena, S. S. The Algorithm Design Manual. New York: Springer, 1998
- [202] ANSYS Inc. Element Reference. ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA, 12.1 edition, 2009
- [203] Schürmann, H. Konstruktiver Leichtbau. Vorlesungsskript. Technische Universität Darmstadt, 2003
- [204] Garbe, J., Puck, A. Erfahrungen mit Bruchkriterien an schwellend belasteten GFK-Drehfedern. *Kunststoffe* 83 (1993) 5, (1993)
- [205] Hufenbach, W., Lustig, V., Gude, M., Koch, I. Ermüdungsverhalten von faserverstärkten Verbundstrukturen unter mehrachsiger Zug/Druck-Torsionsbelastung. In: 15. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde. Kassel: DGM, 2005
- [206] Reifsnider, K. L. (Hrsg.) ASTM STP 775 - Damage in Composite Materials. West Conshohocken, PA, USA: American Society for the Testing of Materials, 1982
- [207] Reifsnider, K. L. (Hrsg.) Fatigue of Composite Materials. New York, Oxford, Ams-

- terdam, Tokyo: Elsevier, 1991
- [208] Chamis, C. (Hrsg.) ASTM STP 734 - Test Methods and Design Allowable for Fibrous Composites. West Conshohocken, PA, USA: American Society for the Testing of Materials, 1981
- [209] Groves, S. E., Highsmith, A. L. (Hrsg.) ASTM STP 1185 - Compression Response of Composite Structures. West Conshohocken, PA, USA: American Society for the Testing of Materials, 1994
- [210] Degallaix, S., Bathias, C., Fougères, R. (Hrsg.). International Conference on Fatigue of Composites. La Société Française de Métallurgie et de Matériaux, 1997
- [211] Kremer, T., Schürmann, H. Reduzierung von Kerbspannungen in Faser-Kunststoff-Verbunden mittels Formoptimierung. In: 11. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V. (CD-ROM). 2005
- [212] Altenbach, H., Altenbach, J., Naumenko, K. Ebene Flächentragwerke. Berlin, Heidelberg: Springer, 1998
- [213] Rolfes, R., Rohwer, K., Ballerstaedt, M. Efficient Linear Transverse Normal Stress Analysis of Layered Composite Plates. Computers & Structures, 68 (1998), S. 643 – 652
- [214] Rolfes, R., Rohwer, K. Improved Transverse Shear Stresses in Composite Finite Elements Based on First Order Shear Deformation Theory. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 40 (1997), S. 51–60

Eigene Veröffentlichungen

- [215] Schwarz, M., Schürmann, H., Magin, M., Peil, C. Dünnwandige Lamine und punktuelle Biegemomente - unvereinbar oder doch konstruktiv lösbar? In: Tagungsband der 7. Internationalen AVK-Tagung. Baden-Baden, 2004
- [216] Magin, M. Mechanische Ersatzmodellbildung und Erarbeiten erweiterter Konstruktionsrichtlinien für punktförmige Querkraft- und Biegemomente-Krafteinleitungen in dünnwandige Faserverbund-Lamine. Diplomarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2004
- [217] Noll, T., Magin, M., Himmel, N. Lebensdaueranalyse dünnwandiger FKV-Strukturen unter Berücksichtigung der werkstofflichen Nichtlinearität. In: Schlarb, A. K. (Hrsg.) 7. IVW Kolloquium, S. 154 – 155. Kaiserslautern, 2006
- [218] Magin, M., Himmel, N., Schledjewski, R., Nilsson, G., Fernberg, P., Kosopoulos, V., Karapappas, P., Vavouliotis, A., Baltopoulos, A., Paipetis, A. Fatigue Test Results for CNT Doped Composites and Comparison to Undoped Composites. Technischer Bericht AST4-CT-2005-516150 D2.3, Institut für Verbundwerkstoffe, 2006
- [219] Heß, H., Noll, T., Magin, M. Zum Stand der Technik der Berechnung und strukturmechanischen Auslegung von Faser-Kunststoff-Verbunden unter quasi-statischer und zyklischer Belastung. Technischer Bericht IVW 07-021, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2007
- [220] Schwarz, M., Schürmann, H., Fickel, M., Magin, M. Zur Gestaltung von punktuellen Krafteinleitungen in Faserverbund-Strukturen. Konstruktion, 6 (2007), S. 90 – 96
- [221] Magin, M., Himmel, N. Physical Non-linearity of Unidirectional Polymer Matrix Composites in Cyclic Fatigue Life Analysis. In: 17th International Conference on Composite Materials (ICCM17). Edinburgh, Schottland, 2009
- [222] Magin, M., Himmel, N. Effect of Physical Non-linearity on Cyclic Fatigue Life Prediction of Polymer Matrix Composites. Science and Engineering of Composite Materials, 17 (2010), S. 297–311
- [223] Magin, M., Himmel, N. Experimental Characterization and Analytical Modeling of Material Non-linearity in Fatigue Analysis of Polymer Matrix Composites. In: 5th International Conference on Fatigue of Composites (ICFC5). Nanjing, P.R. China, 2010
- [224] Noll, T., Magin, M., Himmel, N. Fatigue Life Simulation of Multi-Axial CFRP Laminates Considering Material Non-Linearity. International Journal of Fatigue, 32 (2010), S. 146–157

A Spannungskonzentration durch Kreisausschnitte und Kerben

Eine elementare Lösung des durch einen Kreisausschnitt in einer unendlichen Platte hervorgerufenen Spannungszustands ist in [203] mit Hilfe der *Airy'schen* Spannungsfunktionen F der Scheibe angegeben. Diese Funktionen stellen skalare Ortsfunktionen dar. Unter Annahme von stationären Temperaturfeldern und dem Ausschluss von Volumenkräften lautet die Scheibengleichung:

$$\Delta\Delta F = 0 \quad (\Delta \text{ Laplace-Operator}) \quad (\text{A.1})$$

Bei gegenüber der Werkstoffdicke genügend großem Lochradius darf ein ebener Spannungszustand angenommen werden. Zum Ausschluss von Randeinflüssen wird die Scheibe gegenüber dem Lochradius als unendlich ausgedehnt und ein homogener Spannungszustand in ausreichender Entfernung vom Kreisausschnitt angenommen. Die *Airy'sche* Spannungsfunktion für die isotrope Scheibe mit Loch nimmt die folgende Form an:

$$F(r, \varphi) = \sigma_{x,\infty} \left[\frac{r^2}{4} + C_1 + C_2 \ln r + \left(-\frac{r^2}{4} + \frac{C_3}{r^2} + C_4 \right) \cos 2\varphi \right] \quad (\text{A.2})$$

Aus der Lösung der Scheibengleichung (A.1) mit der Spannungsfunktion Glg. (A.2) und den Randbedingungen

$$\begin{aligned} \tau_{r\varphi}(r_0) &= 0 \\ \sigma_r(r_0) &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

folgen Tangential- ($\sigma_\varphi/\sigma_{x,\infty}$, Glg. (A.4)), Radial- ($\sigma_r/\sigma_{x,\infty}$, Glg. (A.5)) und Schubspannungsüberhöhung ($\tau_{r\varphi}/\sigma_{x,\infty}$, Glg. (A.6)) im Abstand r von der Lochflanke r_0 :

$$\frac{\sigma_\varphi}{\sigma_{x,\infty}} = \frac{1}{2} + \frac{r_0^2}{2r^2} - \left(\frac{1}{2} + \frac{3r_0^4}{2r^4} \right) \cos 2\varphi \quad (\text{A.4})$$

$$\frac{\sigma_r}{\sigma_{x,\infty}} = \frac{1}{2} - \frac{r_0^2}{2r^2} + \left(\frac{1}{2} + \frac{3r_0^4}{2r^4} - \frac{2r_0^2}{r^2} \right) \cos 2\varphi \quad (\text{A.5})$$

$$\frac{\tau_{r\varphi}}{\sigma_{x,\infty}} = \left(\frac{3r_0^4}{2r^4} - \frac{r_0^2}{r^2} - \frac{1}{2} \right) \sin 2\varphi \quad (\text{A.6})$$

Die Zugspannung $\sigma_{x,\max}/\sigma_{x,\infty}$ ist an der Lochflanke um den Faktor 3 überhöht, wohingegen am Scheitel eine Druckspannung $\sigma_{y,\min}/\sigma_{x,\infty} = -1$ auftritt. Die-

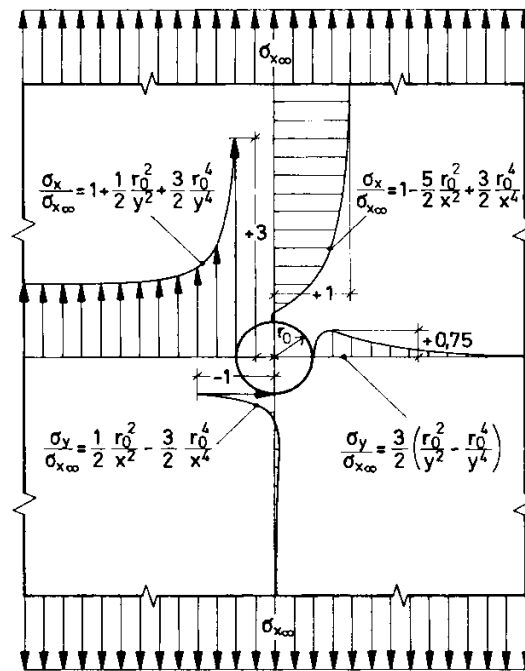


Abb. A.1: Spannungsverteilung (in Belastungsrichtung x und senkrecht dazu y) der einachsigen zugbelasteten, unendlich ausgedehnten isotropen Scheibe mit Kreisausschnitt [198]

Die Spannungsüberhöhungen klingen mit zunehmendem Abstand vom Kreisausschnitt ab, in einem Abstand größer dem fünffachen Kreisdurchmesser herrscht der ungestörte Zustand [198]. Bei schmalen Streifen mit Loch reduziert sich die dimensionierende Spannungsüberhöhung von $\sigma_{x,\max}/\sigma_{x,\infty}$ auf 2, so dass im realen Fall von einer Spannungsüberhöhung zwischen 2 und 3 auszugehen ist [203].

Eine Diskussion der wirkenden Spannungsüberhöhung bei Ermüdungsbelastung isotroper Werkstoffe findet sich in [52]. Die durch den Kreisausschnitt als Störung in der einachsigen zugbelasteten unendlichen isotropen Scheibe hervorgerufenen Spannungsüberhöhungen gegenüber den Grundspannungen im ungestörten Bereich sind in Abb. A.1 dargestellt.

Ein Versatz des Kreisausschnittes von der zentralen Mittelachse der Scheibe oder von der Kreisform abweichende rechteckige Ausschnitte führen zu einer weiteren Steigerung der Spannungsüberhöhung [52].

Für die einachsige belastete Scheibe aus einem orthotropen Werkstoff mit Kreisausschnitt ist von *Kremer* et al. [211] mittels Übertragungsfunktionen der Spannungszustand am Lochrand unter Nutzung der klassischen Laminattheo-

rie berechnet worden. Die Elastizitätsgrößen des Verbundes E_x , E_y , G_{xy} und ν_{yx} sowie der Einzelschicht E_{\parallel} , E_{\perp} , $G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ können damit für beliebige Faserwinkel α und Orthotropiefaktoren k und n berechnet werden.

Lösungen für orthotrope Scheiben mit elliptischem Ausschnitt sind in [198] aufgeführt. Die Spannungsverteilung über der Scheibenbreite ist vom Lochdurchmesser abhängig, Scheiben mit größerem Loch haben eine höhere Spannung [88]. Im Umkehrschluss kann ein Probekörper mit einem Loch geringeren Durchmessers die durch das Loch bedingte Spannungskonzentration auf einen größeren Querschnitt verteilen, woraus einer höhere durchschnittliche Festigkeit folgt [89].

B Kontinuumsmechanische Grundgleichungen

Die Finite-Element-Berechnung einer moderat gekrümmten Struktur aus FKV unter Scheibenbelastung wird zumeist mittels spezieller Schalenelemente durchgeführt. Diese Elemente bilden den geschichteten Aufbau des Laminats in ihren Steifigkeitsmatrizen ab und ermöglichen dadurch eine Rechenzeiterparnis gegenüber einer Modellierung jeder Schicht durch eigene Elemente¹. Zur Berechnung mit FE-Schalenelementen wird eine Schubverformungstheorie als Erweiterung der klassischen Laminattheorie genutzt. Für orthotrope Werkstoffe ist dies oft die *Whitney-Pagano-* (auch Schubdeformationstheorie 1. Ordnung oder *First Order Shear Deformation Theory* (FSDT) genannt), für isotrope Werkstoffe die *Mindlin-Reissner-*Theorie [12], Abb. B.1.

Theorien für die Modellierung des Biegeverhaltens faserverstärkter Laminat können wie folgt eingeordnet werden:

- klassische Laminattheorie
- Schubdeformationstheorie 1. Ordnung
- verfeinerte Laminattheorien

Bei schubstarrten Platten mit niedriger ($h/\min(l_1, k_1) < 0, 1$, Wandstärke h , Länge l_1 , Breite k_1) oder mittlerer Wandstärke ($h/\min(l_1, k_1) < 0, 2$) mit kleinen Durchbiegungen w ($w/h < 0, 2$) kann die klassische Plattentheorie angewendet werden. Mit zunehmender Dicke oder bei schubweichem Kern nimmt der Einfluss der Schubverformung in Dickenrichtung zu [212]. CLT und FSDT nehmen Quernormalspannungsfreiheit σ_z an, was insbesondere kritisch für die Berechnung von Delamination ist [213]. Querschubspannungen können mit der FSDT und den SVB ermittelt werden. Allerdings resultiert aus der Annahme eines konstanten Schubwinkels in Dickenrichtung eine schichtweise konstante Schubspannung, wodurch die Randbedingung der Schubspannungsfreiheit der Plattenoberfläche nicht erfüllt werden kann. Zur besseren Berechnung der Quer-Schubsteifigkeit wird üblicherweise ein Schubkorrekturfaktor eingeführt, allerdings wurde nachgewiesen, dass es für orthotrope Werkstoffe nicht möglich ist, einen von der Verschiebungsart unabhängigen Faktor zu finden [214].

¹ Eine Einzelschicht-Modellierung mit Volumenelementen ist jedoch vielfach für dickwandige Laminat erforderlich.

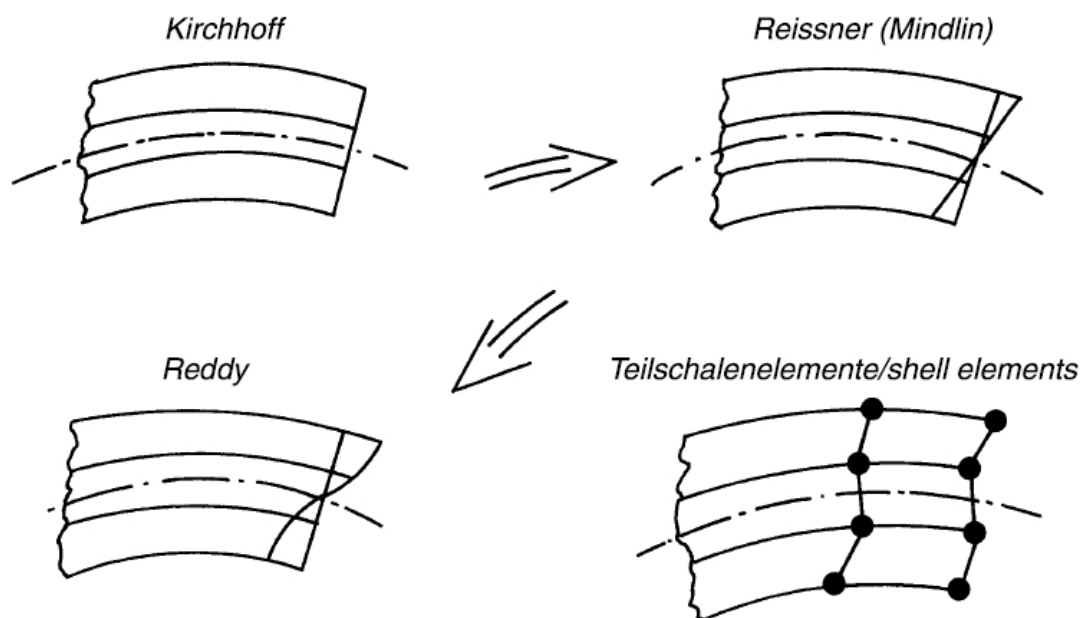


Abb. B.1: Verschiebungsansätze nach [12]

C Schallemissionsanalyse

C.1 Typische Charakteristik der eingesetzten SAE-Mikrofone

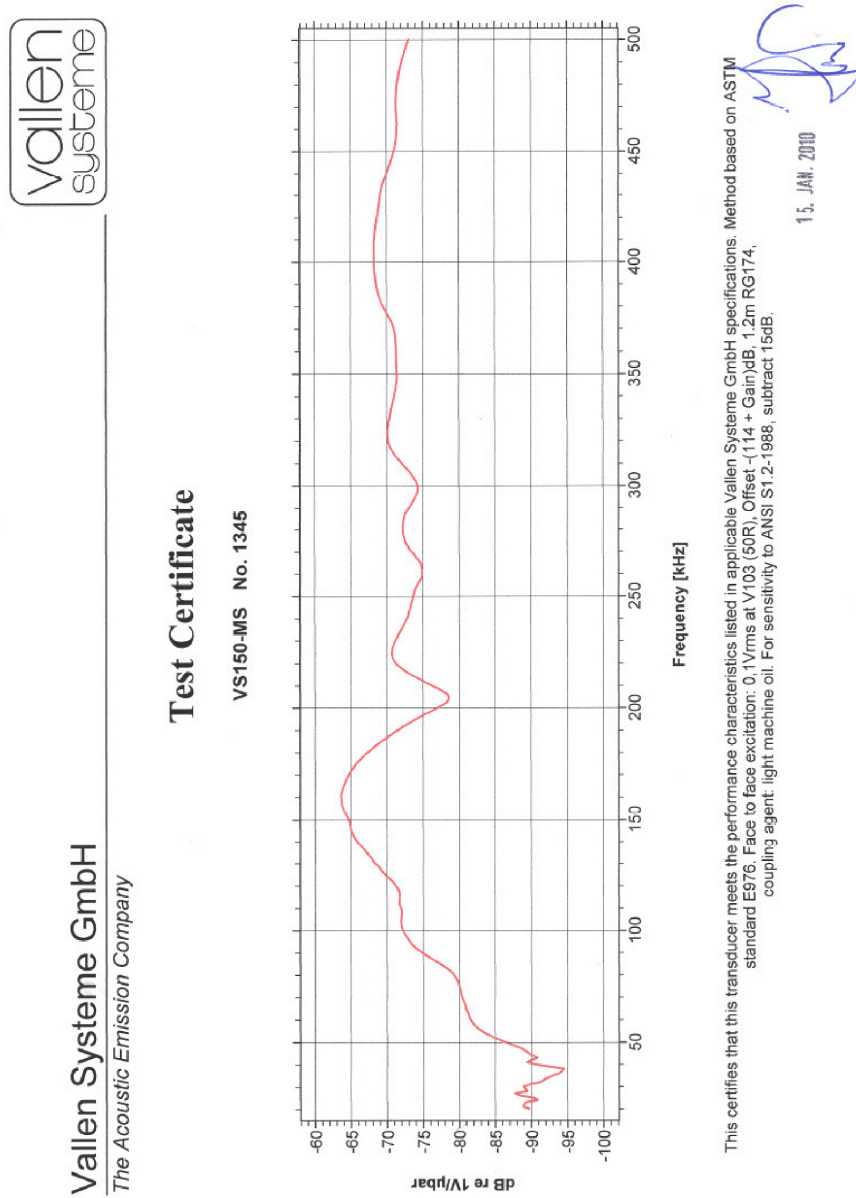
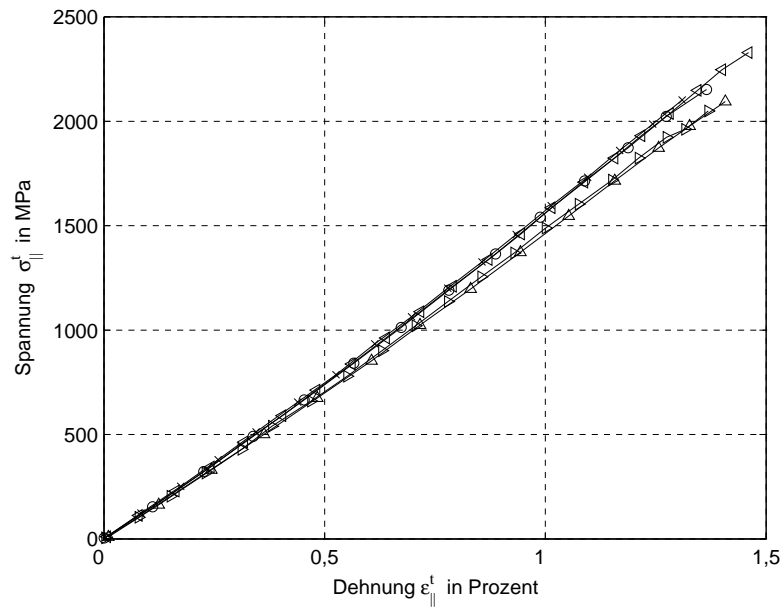
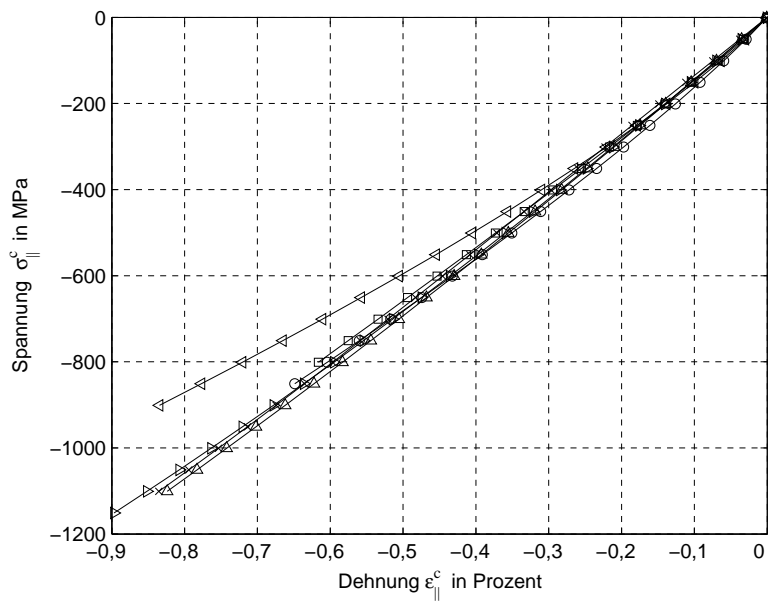


Abb. C.1: Charakteristik des Vallen-Mikrofons Nr. 1345

D Details der quasi-statischen Untersuchungen



(a)

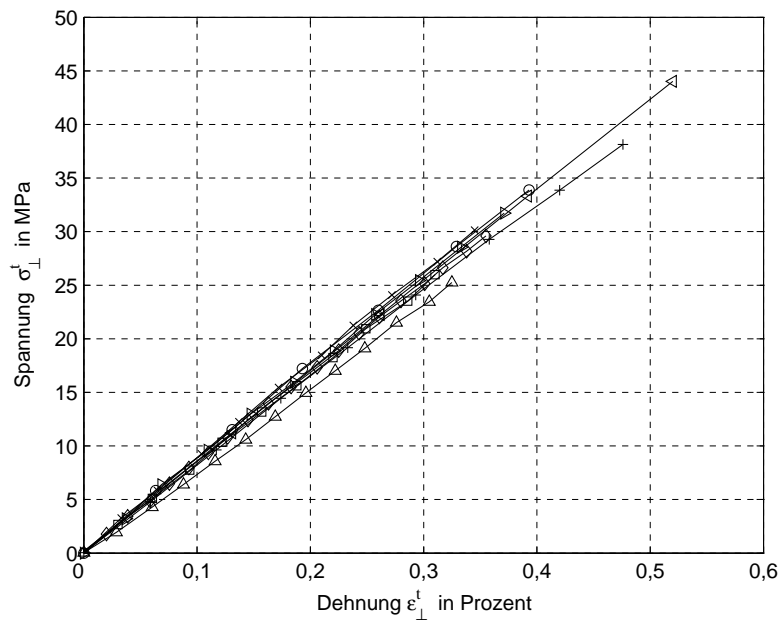


(b)

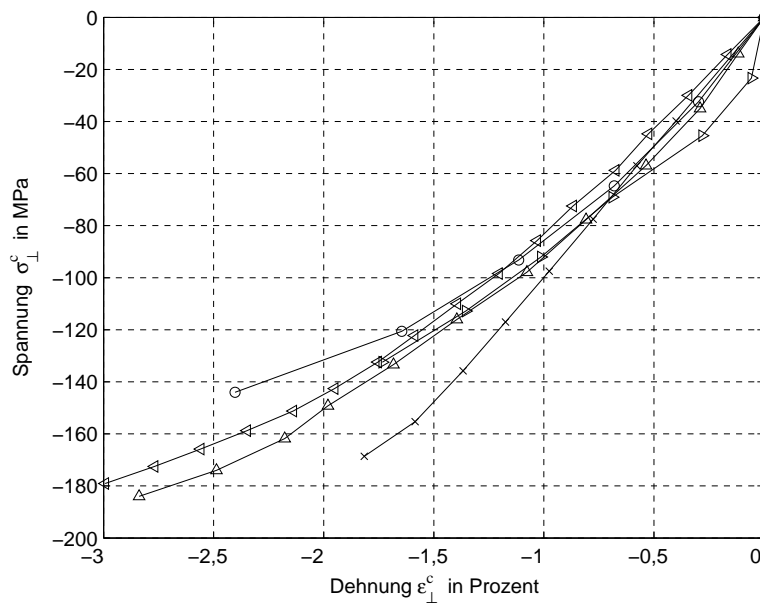
Abb. D.1: Quasi-statische Versuche an 0°-Probekörpern

(a) $\sigma_{||}^t - \epsilon_{||}^t$ Spannungs-Dehnungs-Kurven

(b) $\sigma_{||}^c - \epsilon_{||}^c$ Spannungs-Dehnungs-Kurven



(a)



(b)

Abb. D.2: Quasi-statische Versuche an 90°-Probekörpern

(a) $\sigma_{\perp}^t - \epsilon_{\perp}^t$ Spannungs-Dehnungs-Kurven(b) $\sigma_{\perp}^c - \epsilon_{\perp}^c$ Spannungs-Dehnungs-Kurven

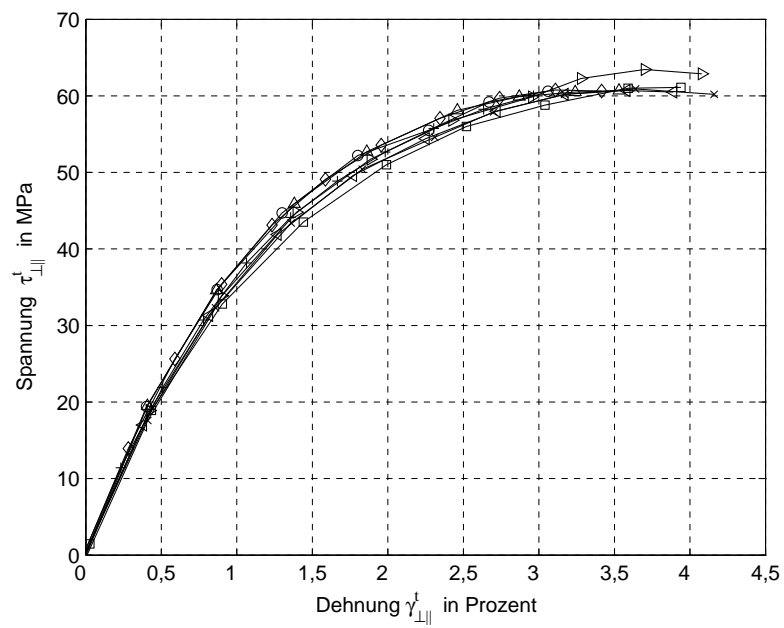


Abb. D.3: Quasi-statische Versuche an $\pm 45^\circ$ -Probekörpern, $\tau_{\perp\parallel} - \gamma_{\perp\parallel}$
Schubspannungs-Schiebungs-Kurven

Liste betreuter Studien- und Diplomarbeiten

Kern, S.: Charakterisierung und Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens anwendungsrelevanter glas- und kohlenstofffaser-verstärkter Kunststoff-Verbunde. Kaiserslautern, Technische Universität, Diplomarbeit, 2007

Buhl, N.: Finite-Element-Analyse des nichtlinearen Verhaltens von Faser-Kunststoff-Verbunden. Kaiserslautern, Technische Universität, Diplomarbeit, 2009

Zukov, H.: Schallemissionsanalyse zyklisch vorbelasteter Kohlenstoff-Faser-Verbunde. Kaiserslautern, Technische Universität, Diplomarbeit, 2010