

IVW - Schriftenreihe Band 81

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Tim Joachim Noll

**Beitrag zur Entwicklung punktueller
Lasteinleitungen und Verbesserung
der Versagensanalyse für Faser-
Kunststoff-Verbund-Strukturen
unter zyklischer Belastung**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

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

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

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Technische Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2008

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

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X

ISBN 978-3-934930-77-3

ISBN 3-934930-77-8

**Beitrag zur Entwicklung punktueller Lasteinleitungen und
Verbesserung der Versagensanalyse für Faser-Kunststoff-Verbund-
Strukturen unter zyklischer Belastung**

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Tim Joachim Noll

aus Pirmasens

Tag der mündlichen Prüfung: 07. März 2008

Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. A .K. Schlarb
1. Berichterstatter:	Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. N. Himmel
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. G. Scharr

Meinen Großvätern gewidmet.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2002 – 2007 im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“ der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) an der Technischen Universität Kaiserslautern.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Norbert Himmel für die Betreuung der Arbeit und das stete Fördern und Fordern während meiner Zeit am IVW sowie für die Übernahme des ersten Gutachtens. Herzlich danken möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerhard Scharr für die Übernahme des Co-Referats und die Erstellung des zweiten Gutachtens. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb bedanke ich mich für den Vorsitz der Prüfungskommission.

Der Geschäftsleitung des IVW und meinen Vorgesetzten danke ich für die angenehme und vertrauensvolle Zusammenarbeit und die Gewährung der entsprechenden Freiräume. Einen nennenswerten Beitrag zum Gelingen der Arbeit trug das kollegiale und freundschaftliche Umfeld innerhalb der Gruppen „Bauweisenentwicklung“ und „Ermüdung“ bei, in dem ich stets Unterstützung gefunden habe. Mein persönlicher dank für die gemeinsame Zeit am IVW und die darüber hinaus gehende freundschaftliche Verbundenheit gilt meinen Kollegen und Freunden Michael Magin, Heiko Heß, Michael Kaiser, York Roth, Christoph Bach, Henrik Schmidt, Thomas Pfaff, Sebastian Schmeer, Robert Lahr und Markus Steeg sowie meinen Hiwis Tatjana Chevalier, Ramona Berdin, Elena Lodos, Sebastian Bock und Sebastian Heimbs.

Ein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern Annette und Bernhard Noll, die mich von Beginn an auf meinem Weg unterstützt haben und die Voraussetzungen für diese Arbeit geschaffen haben. Von Herzen danke ich meiner Frau Catherina für den starken Rückhalt und die Unterstützung, das Verständnis und die Geduld, aber auch für das Zurücknehmen ihrer eigenen Ziele und manchen Verzicht während der letzten zwei Jahre. Meiner Tochter Clara Maria danke ich, für die nicht nachlassende Motivation, die sie mir bereits vor ihrer Geburt gab und dadurch einen ganz persönlichen Beitrag am Gelingen hatte.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	V
Kurzfassung	V
Abstract	VII
Nomenklatur	IX
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Einführung in die Thematik	1
1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung der Arbeit	4
1.2.1 Einleitung punktueller Lasten in dickwandige CFK-Strukturen	4
1.2.2 Erweiterung der rechnerischen Lebensdaueranalyse von FKV durch Berücksichtigung eines nichtlinearen Materialverhaltens	5
2 Stand der Forschung	6
2.1 Faser-Kunststoff-Verbunde	6
2.2 Punktuelle Lasteinleitung in FKV	8
2.2.1 Allgemeine Klassifizierung von Lasteinleitungen	8
2.2.2 Bolzenverbindungen	9
2.2.3 Verschraubungen	10
2.2.4 Pressverbände	12
2.2.5 Integration von Lagern.....	12
2.2.6 Sonderformen lösbarer Verbindungen.....	13
2.3 Spanende Bearbeitung von FKV	15
2.3.1 Bearbeitungsprozess und -werkzeuge	15
2.3.2 Bohren von FKV	15
2.3.3 Gewindefertigung in FKV.....	16
2.4 Physikalisches Verhalten von FKV, einzelschichtbasierte Versagens- analyse	17
2.5 Schwingermüdung und rechnerische Lebensdaueranalyse von FKV	23
2.5.1 Schwingermüdungsverhalten	23
2.5.2 Grundlagen der Betriebsfestigkeit	24
2.5.3 Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens	26
2.5.4 Methoden der rechnerischen Lebensdaueranalyse.....	28

2.5.5	Programmsysteme zur rechnerischen Lebensdauervorhersage von FKV.....	31
3	Entwicklung punktueller Lasteinleitungen für dickwandige CFK-Strukturen	32
3.1	Ausgangssituation und Belastungsanforderungen.....	32
3.2	Probekörperherstellung und -geometrie, verwendete Faser- und Matrixhalbzeuge	33
3.3	Werkstoffkenngrößen für die Auslegung der Lasteinleitungen.....	34
3.4	Integration von Zylinderrollenlagern in eine dickwandige CFK-Strukturumgebung	36
3.4.1	Entwurf der Lasteinleitungskonstruktion Wahl des Fügeverfahrens	36
3.4.2	„Ring in Ring“-Modell	39
3.4.3	Auslegung des Pressverbandes	41
3.4.4	Finite-Elemente-Berechnung der Lagerfügung.....	44
3.4.5	Thermisches und mechanisches Fügen der Lager.....	45
3.4.6	Qualitätsanalyse der Fügung.....	46
3.4.7	Prüfungen der Lagerintegration unter Betriebsbedingungen	49
3.5	Zulässige Flächenpressung senkrecht zur Laminebene.....	51
3.5.1	Auslegungsgrundlagen für Schrauben- und Bolzenverbindungen.	51
3.5.2	Experimentelle Bestimmung der zulässigen Flächenpressung.....	51
3.6	Tragverhalten von direktverschraubten Gewindeeinsätzen	57
3.6.1	Anforderungen.....	57
3.6.2	Lasteinleitungskonzepte und Bewertung	57
3.6.3	Entwurf der Lasteinleitung im Untergurtbereich der CFK-Brücke ..	60
3.6.4	Versuchsaufbau und Prüfmethodik.....	61
3.6.5	Qualitätssicherung.....	62
3.6.6	Ergebnisse der Auszugversuche	63
3.6.7	Bestimmung des maximalen Anziehdrehmoments.....	67
3.6.8	Schadensanalyse	69
4	Lebensdaueranalyse von FKV unter Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearität.....	71

4.1	Ausgangssituation	71
4.2	Untersuchter CFK-Werkstoff und charakterisierte CFK-Lamine	72
4.3	Experimentelle Charakterisierung von CF/VEUH:ETBN-Laminaten	73
4.3.1	Ermittlung der nichtlinearen $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ - Werkstoffkennkurven	73
4.3.2	Ermittlung der nichtlinearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Werkstoffkennkurven nach zyklischer Einstufenbelastung	73
4.3.3	Einstufenversuche bis zum Versagen der Probe	75
4.4	Modellierung der nichtlinearen Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen	77
4.4.1	Modellierungsansatz und Methode	77
4.4.2	Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen quasi-statischer Kenngrößen	78
4.4.3	Schubspannungs-Schiebungs-Beziehungen nach zyklischer Einstufenbelastung	80
4.5	Modellierung des Steifigkeitsabfalls	82
4.6	Modellierung von Zeitfestigkeit und Restfestigkeitsabfall	83
4.6.1	Experimentelle Datenbasis und Modellierungsansätze	83
4.6.2	Zeitfestigkeitsmodell des kritischen Elements	83
4.6.3	Restfestigkeitsabfallmodell des kritischen Elements	85
4.7	Schichtenweise rechnerische Lebensdaueranalyse	86
4.7.1	Programm zur rechnerischen Lebensdaueranalyse - Struktur und Funktionsweise	86
4.7.2	Eingangsgrößen	88
4.7.3	Iterationsprinzip zur Ermittlung nichtlinearer Spannungen	89
4.7.4	Anstrengungsanalyse und Steifigkeitsdegradation	92
4.7.5	Berücksichtigung von Delaminationsschädigungen	98
4.7.6	Validierung der Degradations- und Delaminationsmodelle	102
4.8	Rechnerische Lebensdauervorhersage bei miniTWIST-Belastung	105
4.8.1	miniTWIST - Belastungskollektiv	105
4.8.2	Durchgeführte Lebensdaueranalysen	106
4.8.3	Lebensdaueranalyse mit Vorgabe von linearen SVB	107
4.8.4	Lebensdaueranalyse mit Vorgabe von nichtlinearer SVB	108

4.8.5	Lebensdaueranalyse mit Vorgabe von linearer und nicht-linearer SVB sowie Delamination	109
5	Diskussion	112
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	120
Anhang A.....		124
A.1	Öffnungen, Kerben und Spannungskonzentrationen in FKV	124
A.2	Bolzenverbindungen	130
A.3	Wirkebenenkriterium nach Puck	133
A.4	Auslegung einer Presspassung nach DIN 7190	136
Literaturverzeichnis		137

Kurzfassung

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe verfügen über eine hervorragende Leichtbaugüte und weisen unter zyklischer Beanspruchung ein gegenüber metallischen Werkstoffen günstigeres Schwingerermüdungsverhalten auf. Aus diesen Gründen erlangen derartige Konstruktionswerkstoffe zunehmend an Bedeutung für maschinenbauliche Anwendungen, bei denen die tragenden Strukturen zeitweise hohe Beschleunigungen erfahren und über die Einsatzdauer oftmals durch sich wiederholende Belastungsfolgen beansprucht werden. Innerhalb des Entwicklungsprozesses solcher Strukturen reicht eine globale strukturmechanische Auslegung meist nicht aus. Vielmehr müssen für das Erzielen einer optimierten und wirtschaftlichen Lösung strukturelle Details, wie insbesondere lokale Lasteinleitungen, sorgfältig betrachtet werden. Darüber hinaus ist die Kenntnis der voraussichtlichen Einsatzdauer (Lebensdauer) der Struktur inklusive der Anbindungspunkte sowohl aus Kostensicht als auch aus Sicherheitsaspekten erforderlich. Für den konstruierenden Ingenieur müssen daher robuste und zuverlässige Lasteinleitungslösungen entwickelt und aussagefähige Berechnungswerkzeuge zur Lebensdauervorhersage von Faser-Kunststoff-Verbunden bereitgestellt werden.

Im ersten Teil der vorliegenden Arbeit wurden für Getriebekomponenten in Kohlenstofffaser-Verbund-Bauweise anforderungsgerechte Lösungen zur Einleitung hoher zyklischer Kräfte erarbeitet. Dabei wurden die Integration von Zylinderrollenlagern durch mechanisches Einpressen und das Tragverhalten von direkt in den Verbund eingeschraubten Gewindeeinsätzen untersucht. Zur Auslegung der Lagerfügung wurde ein analytisches Modell entwickelt, anhand dessen die erforderlichen Passungstoleranzen ermittelt und die daraus resultierende Fugenpressung abgeschätzt werden konnte. Weiterhin konnte mit Hilfe von Lichtmikroskopieuntersuchungen ein schädigungsfreies Fügen des Lagers nachgewiesen werden. Anhand quasi-statischer Auszugsversuche an repräsentativen Probekörpern mit eingeschraubten Gewindeeinsätzen wurde das charakteristische Tragverhalten der gewählten Verschraubung beschrieben. Durch Auszugsversuche nach zyklischer Vorbelastung konnte eine Resttragfähigkeit der Verbindung abgeschätzt werden, die im Betrag deutlich über der im Betrieb einzuleitenden Anbindungskraft liegt. Der abschließende Tragfähigkeitsnachweis der entwickelten Lasteinleitungslösungen erfolgte an Getrie-

bekomponenten mit mechanisch gefügten Lagern und eingeschraubten Gewindeeinsätzen in einem Technikumsprüfstand unter realen Betriebsbedingungen.

Den zweiten Schwerpunkt der Arbeit stellte die Erweiterung der Methodik zur rechnerischen Lebensdauervorhersage von Mehrschichtverbunden unter Schwingermüdungsbeanspruchung durch die Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearitäten und Delaminationsschädigungen dar. Die Modellierung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens erfolgte dabei basierend auf einer experimentellen Charakterisierung eines zähmodifizierten Vinylester-Urethan-Hybrid-Harzsystems mit Kohlenstofffaserverstärkung. In der Modellierung wurde das nichtlineare Verhalten der für die Lebensdauerberechnung relevanten Werkstoffkenngrößen erfasst. Darüber hinaus wurde der Steifigkeitsabfall eines quasi-isotropen Laminats unter Einstufenbelastung experimentell bestimmt und anhand einer geeigneten mathematischen Formulierung beschrieben. Aufgrund von dabei beobachteten großflächigen und mitunter vollständigen Schichttrennungen wurde ein Ansatz zur mechanischen Beschreibung von Laminaten mit Delaminationsschädigungen auf Grundlage der Klassischen Laminattheorie entwickelt. Ein vorhandenes Lebensdaueranalyseprogramm auf dem Prinzip des „critical element“-Konzepts wurde um einen Berechnungskern zur schichtenweisen Versagensanalyse ergänzt. Die genannten Erweiterungen umfassten Module zur nichtlinearen Spannungsanalyse auf Basis der Sekanten-Moduliterationstechnik, zur Vorhersage von Zwischenfaserbruch-Versagen nach dem Wirkebenenkriterium von Puck und zur Degradation von Steifigkeitskomponenten nach dem Auftreten von Zwischenfaserbrüchen.

Anhand einfacher Berechnungsbeispiele wurde nachfolgend der Einfluss der werkstofflichen Nichtlinearitäten auf die rechnerische Lebensdauervorhersage untersucht. Abschließend erfolgte die Nachrechnung von Versuchsergebnissen am quasi-isotropen Laminat unter quasi-stochastischer Belastung (miniTWIST), wobei im Allgemeinen eine sehr gute Übereinstimmung der rechnerischen Vorhersage mit Versuchsergebnissen festgestellt wurde.

Abstract

Due to excellent lightweight capabilities and a superior fatigue life behavior of carbon fiber reinforced polymers (CFRP), the importance of such kind of construction material increases for applications in the field of mechanical engineering. Within the development process of CFRP structures, which are subjected to high short term accelerations and periodic load configurations over service life, a global structural design is mostly insufficient. In addition, structural details such as load introduction points have to be accurately observed to achieve an optimized and economical design solution. Furthermore, the knowledge of the estimated duration of serviceability (fatigue life) of the structure, including the joining, is required for safety and cost-saving aspects. Therefore, robust and reliable load introduction solutions as well as suitable tools to predict fatigue life of fiber reinforced polymers have to be developed and provided to the design engineer.

In the first part of this thesis, the design of load introduction points was carried out to induce high cyclic loadings to thick-walled CFRP gear components. Thereby, the integration of cylindrical roller bearings via mechanical press fitting and the load carrying behavior of threaded inserts which were screwed directly in the composite laminate were investigated. For the dimensioning of the press fit, an analytical model was developed in order to determine the required fitting tolerances and the resulting stresses of the joint parts. Further on, a damage free joining of the roller bearing could have been verified using light microscopy investigation. The characteristic load carrying behavior of the proposed threaded joint was described by the results of quasi-static pull-out tests on representative CFRP specimens with integrated inserts. The residual joining strength was evaluated through quasi-static pull-out tests after cyclic preloading and the residual load carrying capacity could have been estimated for a serviceability of ten years which was considerably greater than the design load of the joining taken into account. Finally, the verification of the load carrying capacity of both load introduction solutions was performed at a special test facility, where CFRP components with press fitted roller bearings and screwed inserts were tested under realistic in-service conditions.

The second topical emphasis of the present thesis was focused on the enhancement of the methodology of fatigue life prediction of multi-axial FRP laminates subjected to cyclic loading in consideration of non-linearity of material.

The modeling of the non-linear material behavior was carried out on the basis of the experimental characterization of a toughened carbon fiber reinforced vinylester-urethan-hybrid-polymer matrix system. Within the model, the non-linear stress-strain-relations of fiber and matrix dominated material properties, which are significant for the fatigue life prediction, were included. Furthermore, the stiffness degradation of the quasi-isotropic CFRP laminate under cyclic loading at constant amplitude was experimentally determined and described by means of a suitable mathematical formulation. Due to the observation of extensive delamination and total ply separation during the fatigue tests, an empirical approach based on the classical laminate plate theory was developed to describe the structural effects (global stiffness reduction, internal stress relocation) due to delamination.

Additionally, the program architecture of an existing fatigue life prediction tool, which is based on the principles of the so called critical element concept, was extended by a calculation kernel to perform a layer-wise failure analysis of FRP. This extension was consisting of several units for the non-linear stress analysis using secant modulus iteration techniques and the prediction of inter-fiber fracture according to the physically based fracture plane criterion of Puck as well as the degradation of stiffness properties due to the occurrence of inter-fiber fracture.

By means of descriptive calculation examples, the influence of the non-linearity of material on the fatigue life prediction was investigated. Finally, the prediction of the fatigue life of the quasi-isotropic laminate under quasi-stochastic loading (miniTWIST) was carried out and compared to experimental results. It could have been shown that the computed results were in good conformance with experimental data using the developed non-linear material models.

Nomenklatur

Abkürzungen

3D	dreidimensional
AFK	aramidfaserverstärkter Kunststoff
CE	kritisches Element / critical element
CF	Kohlenstofffaser
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFRP	carbon fiber reinforced polymer
CLT	Klassische Laminattheorie / classical laminated plate theory
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	europäisierte Norm
ETBN	epoxy-terminiertes Butadien/Nitril Copolymer
Fb	Faserbruch
FE	Finite-Elemente
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GF	Glasfaser
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
GMT	glasmattenverstärkter Thermoplast
HT	high tenacity
ISO	International Organization for Standardization
konst.	Konstant
LION	Laminat EvaluatION
mL	mit Lager
MSV	Mehrschichtverbund
oL	ohne Lager
PKD	polykristalliner Diamant
PKW	Personenkraftwagen
RTM	Resin Transfer Molding
SCE	sub-kritisches Element / sub-critical element
SMC	Sheet Molding Compound
SVB	Spannungs-Verzerrungs-Beziehung
TWIST	Transport Wing Standard
UD	unidirektional
VARI	Vakuum Assisted Resin Infusion
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VEUH	Vinylester-Urethan-Hybrid
Zfb	Zwischenfaserbruch

Lateinische Symbole

Zeichen	Einheit	Bedeutung
1, 2, 3	[1]	Achsen des natürlichen Koordinatensystems
l, n, t	[1]	Koordinatenachsen der Zwischenfaserbruchebene
a	[1]	freier Parameter
A	[MPa]	freier Parameter
b	[mm], [1]	Breite; freier Parameter
B	[1]	freier Parameter
c	[1]	freier Parameter
C	[kN/mm], [1]	Verbindungssteifigkeit, freier Parameter
d	[1], [mm]	Degradations-; Delaminationsfaktor; Durchmesser
D	[mm]	Durchmesser
e	[1], [mm]	freier Parameter; Randabstand zum Bohrungsmittelpunkt
\bar{e}	[N/mm]	Einheitslastvektor
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
f	[1], [Hz]	Werkstoffanstrengung; Frequenz
F	[kN], [MPa]	Kraft; Restfestigkeit
\bar{f}	[N/mm]	Belastungsvektor
g	[1]	Gewichtung
G	[MPa]	Schubmodul
h	[1], [mm]	Bewertung; Scheibendicke
i	[1], [1]	Variable; Laufvariable
j	[1], [1]	Variable; Sicherheit
k	[1], [1], [1]	freier Parameter; Laufvariable,
K	[1]	Steifigkeitsverhältnis; Gesamtsteifigkeitsmatrix; Spannungskonzentrationsfaktor
l	[mm]	Länge
m	[1]	Laufvariable
M	[Nm]	Anziehdrehmoment
n	[1], [1], [1]	Laufvariable; Schwingenspielzahl; Orthotropiefaktor
N	[1]	Versagensschwingspielzahl
p	[MPa], [1], [1], [N/mm]	Fugenpressung; Lastfaktor; Neigungsparameter; Scheibenzugkraft
P	[mm], [%], [μm]	Gewindesteigung; Wahrscheinlichkeit; Passungstoleranz
Q	[MPa], [1]	Steifigkeitsmatrix; Durchmesser Verhältnis
\bar{Q}_{ij}	[MPa]	Komponente der Scheibensteifigkeitsmatrix
R	[MPa], [1], [μm], [1], [mm]	Festigkeit; Spannungsverhältnis; Rauigkeitswert; Korrelationskoeffizient; Radius
S	[MPa]	Spannungsniveau im Einstufenversuch
\bar{S}	[MPa]	Höchstwert der Spannung in einem Betriebslastkollektiv (Belastungshorizont)
t	[s] [mm]	Zeit; Dicke
T	[°C]	Temperatur
u	[mm]	Verschiebung, Eindrückung

Lateinische Symbole

\dot{U}	[1]	Übertragungsfunktion
v	[mm/min], [m/min]	Bohr-; Vorschubgeschwindigkeit
w	[J], [mm]	dissipierte Energie je Schwingspiel; Laschenbreite
W	[J]	dissipierte Gesamtenergie
x, y, z	[1]	Achsen des kartesischen; globalen Koordinatensystems
Y	[1]	Korrekturfaktor
z	[μm]	Profiltiefe

Griechische Zeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
α	[$^\circ$], [1]	Winkel der Faserrichtung; freier Parameter
β	[1]	freier Parameter
ε	[%]	Normaldehnung
Δ	[1]	Delta; Differenz
ϕ	[rad], [$^\circ$]	Winkel im Polarkoordinatensystem
γ	[%], [1]	Schiebung; freier Parameter
η	[1]	Abminderungsfaktor
λ	[1]	Konvergenzschranke
μ	[1]	Reibwert
ν	[1]	Querkontraktionszahl
θ	[$^\circ$]	Umfangswinkel; Bruchwinkel bei Modus-C-Zfb
σ	[MPa]	Normalspannung; Flächenpressung; Standardabweichung ^{*)}
τ	[MPa]	Schubspannung
ξ	[1]	freier Parameter
ψ	[$^\circ$]	Tangentenwinkel der Bohrung am Umfangswinkel θ

*) Einheit entsprechend der Bezugsgröße

Indizes

\perp	senkrecht zur Faserrichtung
\parallel	parallel zur Faserrichtung
0	Ursprungswert
1, 2, 3	Achsen des natürlichen Koordinatensystems
95 %	95 %-Quantile
∞	unendlich
a	außen; Mittenrauhwert
A	außen; Nabe, Anziehdrehmoment
Al	Aluminium
B	Bohren
BY	Lastweiterleitung (engl.: bypass)

Indizes

c	Druck (engl.: compression)
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
deg	Degradation
del	Delamination
DL	Durchgangsloch
dyn	dynamisch
E	Werkstoffanstrengung (engl.: stress exposure)
ES	Einzelschicht
F	Fuge
Fb	Faserbruch
fp	Bruchebene (engl.: fracture plane)
G	Gewinde
i	innen
I	innen; Welle
K	Kopf
L	Lager
lin.	linear
LT	Lastübertragung (engl.: load transfer)
max	Maximalwert
ModeA	Modus-A-Zfb
ModeB	Modus-B-Zfb
N	Nennmaß
NB	Nadelbalken
ni.-lin.	nichtlinear
o	Oberspannung
p	infolge der Fugenpressung
PK	Probekörper
PL,H	horizontale Pleuellast
PL,V	vertikale Pleuellast
R	Reststeifigkeit; -festigkeit; Restwert
S	symmetrisch; Schwerpunkt
St	Stahl
t	Zug (engl.: tensile)
T	Temperatur
u	Unterspannung
Ü	Überleben
u, r	Achsen des Polarkoordinatensystems
V	Vorschub; Vorspannung
x, y, z	Achsen des kartesischen Koordinatensystems
z	mittlere Rauhtiefe
φ	Umfangsrichtung

Mathematische Symbole

\arccos	Arcus-Kosinus
d	Infinitesimaldifferenz
e	Euler'sche Zahl $e \sim 2,71828$
\int	Integral
\ln	natürlicher Logarithmus
\log	Logarithmus zur Basis 10
π	Kreiszahl $\pi \sim 3,1415$
\sin, \cos	Sinus, Kosinus
\sinh	Sinus-Hyperbolicus
Σ	Summe
δ	Differential

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Einführung in die Thematik

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) sind für Leichtbauanwendungen besonders interessant, da sie neben ihrer im Vergleich zu metallischen Werkstoffen hohen Festigkeit und Steifigkeit bei geringerer Dichte die Möglichkeit der beanspruchungsgerechten Gestaltung bieten. FKV werden in der Luftfahrt seit Anfang der 70er Jahre eingesetzt, und der gewichtsbezogene Anteil an der Gesamtflugzeugstruktur ist bis heute auf mehr als 40 % angestiegen [1]. Wegen gesteigerter Anforderungen an die Wirtschaftlichkeit und Innovation industrieller Produkte ist in jüngster Zeit das Interesse an dieser Werkstoffklasse aber auch in anderen Industriefeldern, wie dem Fahrzeug- oder Maschinenbau, deutlich gewachsen, ([2] – [4]). Vor allem für Anwendungen, bei denen tragende Strukturen mit meist großer Masse hohe Beschleunigungen erfahren, wie beispielsweise schnell bewegte Getriebekomponenten (s. Abb. 1.1), sind FKV, und darunter insbesondere kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK), aufgrund ihrer hervorragenden Leichtbaugüte prädestiniert [195].

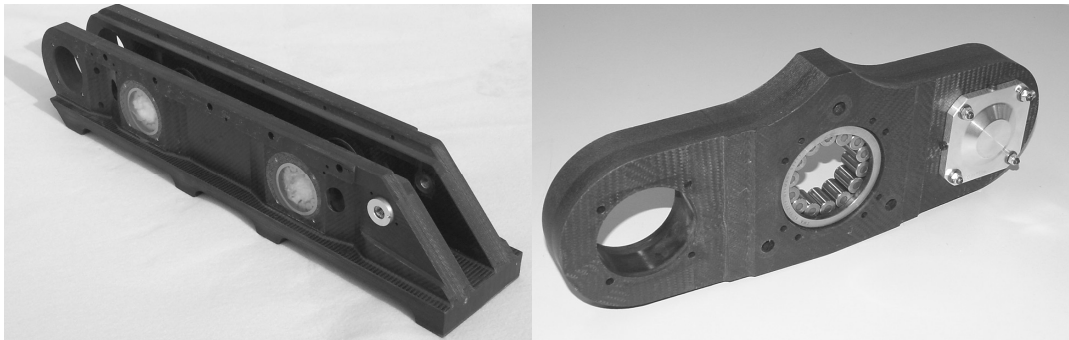


Abb. 1.1: Prototypen schnell bewegter CFK-Getriebekomponenten von Vernadelungsmaschinen für textile Halbzeuge, Gewichtsreduktion bis zu 50 % gegenüber den ursprünglichen Metallstrukturen [195]

Die Dimensionierung von Bauteilen aus Faserverbundwerkstoffen stellt den Konstrukteur in zweierlei Hinsicht vor neue Herausforderungen. Zum einen muss bei der Steifigkeits- und Festigkeitsauslegung die Anisotropie und Inhomogenität dieser Werkstoffe berücksichtigt werden. Dabei ist insbesondere die Festigkeitsauslegung für statische und mehr noch für zyklische Belastungsfälle aufgrund mehrachsiger Spannungszustände, orthotropem Materialverhalten, werkstofflicher Nichtlinearität

und frühzeitig vor dem Totalversagen ablaufender Schädigungsprozesse ungleich komplizierter als bei Metallen.

Zum zweiten ist es bei hochbeanspruchten Leichtbaustrukturen aus FKV häufig erforderlich Kräfte und Momente punktuell in die Struktur einzuleiten, wobei diese meist nicht in der Laminebene sondern senkrecht dazu angreifen. Derartige Lasteinleitungsstellen sind stets sorgfältig auszulegen, da sie das Laminat in der Regel lokal schwächen und von ihnen aufgrund der Beanspruchung des Laminats in Dickenrichtung Rissbildungen und Delaminationen ausgehen. Zwar existieren am Markt für diese Problemstellung spezielle Krafteinleitungselemente, jedoch fehlen dafür geeignete Auslegungs- und Konstruktionsrichtlinien [5]. Zudem erfüllen diese Elemente mitunter nicht die Anforderungen hinsichtlich der erforderlichen statischen und zyklischen Tragfähigkeit. Darüber hinaus ist der Aufwand der Integration solcher Lasteinleitungselemente bei der Herstellung der FKV-Struktur nicht unerheblich. Daher stellt sich sowohl unter wirtschaftlichen als auch unter mechanischen Gesichtspunkten die Frage, inwieweit einfache Lasteinleitungstechniken aus dem Metallbau (Verschraubungen, Pressverbände) für FKV-Strukturen geeignet sind.

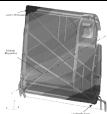
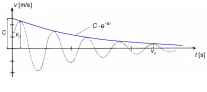
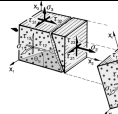
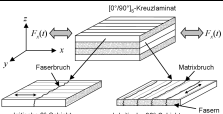

Zusätzlich ist für eine zuverlässige Auslegung von FKV-Strukturen im Vergleich zu isotropen Werkstoffen eine deutlich größere Anzahl von Werkstoffkennwerten (z. B. Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte, Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen, Zeitfestigkeits-, Wöhler- und Restfestigkeitsabfallkurven) erforderlich. Da eine Abschätzung dieser Kenngrößen mit Hilfe von analytischen Ansätzen ([6] – [8]) nur bedingt aussagekräftige Ergebnisse liefert, ist eine mitunter aufwändige experimentelle Charakterisierung des zu betrachtenden FKV-Werkstoffs anzuraten. Insbesondere sollte dabei eine möglichst realitätsnahe Beschreibung des mechanischen Verhaltens von FKV erfolgen, anhand der auch die werkstoffspezifischen Nichtlinearitäten in die Materialmodellierung einfließen können.

Nichtlinearitäten können bei FKV-Werkstoffen in unterschiedlicher Ausprägung beobachtet werden, wie beispielsweise anhand des nichtlinearen Spannungs-Verzerrungs-Verhaltens des Werkstoffs unter Schubbeanspruchung, ([9] – [11]). Darüber hinaus resultieren Nichtlinearitäten ebenso aus spontaner wie auch stetiger Verringerung von Steifigkeiten innerhalb des Verbundes, die durch diskrete Versagensereignisse (Rissbildungen, Delaminationen) infolge einer äußeren Belastung hervorgerufen werden können. Die versagensbedingten Steifigkeitsminderun-

gen in den einzelnen Laminatschichten führen zu einer Veränderung der Spannungszustände innerhalb des Laminats und zur Umlagerung von Spannungen hin zu den steiferen Schichten. In der Folge kann daraus ein frühzeitiges Totalversagen unter zyklischer Bealastung resultieren.

Zur effizienten Ausnutzung des gesamten Werkstoffpotentials der FKV ist, neben einer zuverlässigen Modellierung des Werkstoffs, die Verfügbarkeit von prognosefähigen Berechnungsmethoden und -werkzeugen zwingend erforderlich [196]. Während der Reifegrad der Berechnungsverfahren von der Verformungsanalyse hin zur Lebensdaueranalyse deutlich abnimmt, steigen gleichzeitig die Komplexität der Berechnung sowie der Aufwand zur Bereitstellung der benötigten Werkstoffkennwerte (vgl. Tabelle 1.1) [12].

Tabelle 1.1: Reifegrade von Berechnungsverfahren zur statischen sowie kurz- und langzeitdynamischen Auslegung von FKV-Strukturen [12]

Berechnungsverfahren	Verformungs- und Eigenfrequenzanalyse	Berechnung modaler Dämpfungen	Versagensanalyse	Lebensdaueranalyse
Skizze				
Kurz- und Langfaserverstärkung	●	○	●	●
Endlosfaserverstärkung	●	○	●	●
Zunehmende Bauteilgröße	●	○	●	○
Zunehmende Bauteilkomplexität	●	○	○	○
Aufwand zur Kennwerterfassung	○	●	●	●
Reifegrad	● = hoch	● = mittel	○ = gering	
Komplexität				

1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung der Arbeit

1.2.1 Einleitung punktueller Lasten in dickwandige CFK-Strukturen

Im Rahmen der Entwicklung neuartiger CFK-Bauweisen zur Substitution schnell laufender Getriebekomponenten aus Stahl und Aluminium für Textil- und Wirkmaschinen sollte, neben der Erzielung einer deutlichen Gewichtsreduktion der Komponenten, eine zuverlässige Einleitung hoher punktuell wirkender Kräfte aus angrenzenden Bauteilen gewährleistet werden.

Bei der Konstruktion und Dimensionierung der CFK-Getriebekomponenten sollten die Schnittstellen und Anbindungen an die angrenzenden Bauteile weitestgehend erhalten und in möglichst gleicher Weise wie bei den metallischen Komponenten ausgeführt werden. Darüber hinaus sollten bei der Wahl der Lasteinleitungslösungen folgende für die Herstellung und den Betrieb der Komponenten relevante Aspekte berücksichtigt werden:

- einfache Herstellung der Fügezonen (Bearbeitungsmethoden des Metallbaus)
- einfache und sichere Herstellung der Fügung
- schädigungsfreies Fügen
- Gewährleistung von Austauschmöglichkeiten der Fügepartner zu Wartungszwecken
- Montage und Demontage mit einfachen Mitteln
- sicheres und zuverlässiges Tragverhalten über die gesamte Betriebsdauer
- minimales Gewicht der Lasteinleitung

Zur Bereitstellung einer unveränderten Anbindungssituation wurden im Rahmen dieser Arbeit zwei für metallische Bauweisen gebräuchliche Lasteinleitungskonzepte hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit auf CFK-Strukturen und das Tragverhalten der Lasteinleitungen unter zyklischer Belastung mit sehr hohen Schwingspielzahlen untersucht:

- a) Integration konventioneller Zylinderrollenlager durch mechanisches Einpressen in eine dickwandige CFK-Umgebung.
- b) Realisierung einer Direktverschraubung für endlosfaserverstärkte CFK unter Verwendung von metallischen Gewindeeinsätzen mit Berücksichtigung der zulässigen Flächenpressungen senkrecht zur Laminebene.

1.2.2 Erweiterung der rechnerischen Lebensdaueranalyse von FKV durch Berücksichtigung eines nichtlinearen Materialverhaltens

Zur Verbesserung der Lebensdauervorhersage von FKV-Laminaten unter Schwingermüdungsbeanspruchung sollte im Rahmen dieser Arbeit die Methodik der rechnerischen Lebensdaueranalyse durch die Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearitäten und Delaminationsschädigungen erweitert werden. Hierfür sollten als Berechnungsgrundlage geeignete Modellierungen des nichtlinearen Werkstoffverhaltens auf Basis einer experimentellen Charakterisierung eines zähmodifizierten Vinylester-Urethan-Hybrid-Harzsystems mit Kohlenstofffaserverstärkung erfolgen. Darüber hinaus sollten in ein vorhandenes Lebensdaueranalyseprogramm auf dem Prinzip des „critical element“-Konzepts ([13], [14]) die für eine nichtlineare Analyse erforderlichen Berechnungsabläufe integriert werden. Das Programm sollte dabei wie folgt erweitert werden:

- Iterative Spannungsanalyse auf Basis der Sekanten-Modul-Iterationstechnik
- Vorhersage von Zwischenfaserbruch-Versagen mit Hilfe des Wirkebenenkriterium nach Puck [15]
- Degradation von Steifigkeitskomponenten in Abhängigkeit der rechnerisch ermittelten Bruchmoden
- Ansatz zur Berücksichtigung von Delaminationen unter Schwingermüdungsbeanspruchung

Mit dieser Weiterentwicklung sollten in der rechnerischen Lebensdaueranalyse beliebige und unabhängige Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen, versagensabhängige Steifigkeitsdegradationen und Delaminationen berücksichtigt werden können.

Die entwickelten Materialmodelle sowie die Modifikationen und Ergänzungen der erforderlichen Berechnungsalgorithmen sollten abschließend anhand der Nachrechnung vorliegender Versuchsergebnissen, die an quasi-isotropen CFK-Laminaten unter der quasi-stochastischen Betriebslastfolge miniTWIST ermittelt worden waren, validiert werden.

2 Stand der Forschung

2.1 Faser-Kunststoff-Verbunde

Unter Faser-Kunststoff-Verbunden versteht man im Allgemeinen den werkstofflichen Verbund zweier oder mehrerer Einzelkomponenten bestehend aus einem polymeren Kunststoff, der sogenannten Matrix, und darin eingebetteter Fasern. Durch die Kombination von Fasern und Matrix ergeben sich werkstoffliche Eigenschaften, die denen der Einzelkomponenten überlegen sind. Innerhalb des Verbundes übertragen die Fasern überwiegend die Kräfte und sorgen für die notwendige Steifigkeit und Festigkeit des Verbundes, während die Matrix die Kräfte in die Fasern einleitet und diese bei Druckbeanspruchung gegen Ausknicken stützt. Darüber hinaus schützt die Polymermatrix die Verstärkungsfasern vor äußeren Umgebungseinflüssen und bestimmt die Oberflächeneigenschaften des Verbundes, respektive der Struktur [6], [16] und [17].

Gegenüber den klassischen Konstruktionswerkstoffen, wie z.B. den Metallen, zeichnen sich FKV durch eine hohe Festigkeit und hohe Steifigkeit bei gleichzeitig niedriger Dichte aus, was sie als idealen Leichtbau-Werkstoff auszeichnet [6]. Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal gegenüber den metallischen Werkstoffen ist die Charakteristik der mechanischen Eigenschaften. Im Gegensatz zu Metallen weisen FKV eine Richtungsabhängigkeit (Anisotropie) der Werkstoffeigenschaften (Steifigkeit und Festigkeit) auf [7]. Um innerhalb einer Struktur auftretende mehrachsiale Spannungszustände sinnvoll über Fasern abtragen zu können, werden FKV in der Regel als sogenannte Lamine oder Mehrschicht-Verbunde (MSV) ausgeführt. Innerhalb des MSV stellt die unidirektionale (UD) Einzelschicht das Grundelement dar, in dem idealisiert betrachtet alle Fasern gerade, ohne Unterbrechung und parallel zueinander in eine Richtung verlaufen. Sie sind gleichmäßig über den Querschnitt verteilt und haften ideal an der Matrix [6]. Die mathematische Beschreibung eines MSV kann mit Hilfe der „Klassischen Laminattheorie“ (CLT) oder der „Netztheorie“ erfolgen, anhand der auf makromechanischer Ebene das Werkstoffgesetz des Laminats aus den Werkstoffgesetzen der Einzelschichten ermittelt werden kann ([6], [7], [18] und [19]).

FKV weisen gegenüber metallischen Werkstoffen aufgrund der Inhomogenität und Richtungsabhängigkeit ein spezifisches und komplexes Ermüdungsverhalten auf [8].

Signifikant für das Ermüdungsverhalten von Metallen sind das Entstehen einzelner Risse und deren stetige Vergrößerung bis zum Totalversagen der Struktur. Demgegenüber ist das Ermüdungsverhalten von FKV charakterisiert durch unterschiedliche, aufeinanderfolgende Schadensereignisse und deren Interaktion. Unter zyklischer Belastung bilden sich in den Laminatschichten, deren Fasern nicht parallel zur Belastungsrichtung orientiert sind, primäre Matrixrisse aus. Diese Matrixrisse verlaufen dabei in Faserrichtung über die gesamte Breite und Dicke der betroffenen Schicht. Bei fortdauernder zyklischer Belastung und infolge vereinzelter Faserbrüche in Schichten mit Faserverstärkung parallel zur Belastungsrichtung entstehen sekundäre Matrixrisse, die parallel und meist äquidistant zu den Primärrissen angeordnet sind. Dieses Schadensereignis schreitet solange fort bis eine gewisse Sättigung der Risse in dieser Schicht erreicht ist. Von den Kreuzungsstellen primärer und sekundärer Risse ausgehend kommt es zu Delaminationen an den Schichtgrenzen, die bis zum Totalversagen stetig anwachsen (Abb. 2.1a), [20]. Das Schwingermüdungsverhalten von FKV, insbesondere CFK, kann gegenüber metallischen Werkstoffen als günstiger angesehen werden. Während die Ermüdungsfestigkeit von Stahl auf einem Niveau von etwa 40 % der statischen Festigkeit liegt, können CFK-Werkstoffe zyklische Lasten in der Größenordnung von mehr als 60 % der statischen Festigkeit ertragen (Abb. 2.1b), [21].

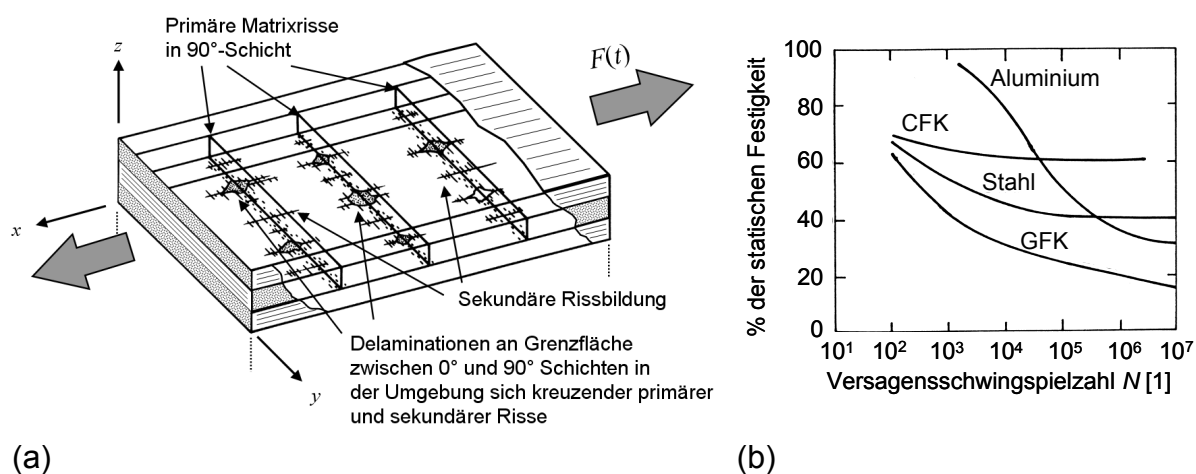


Abb. 2.1: (a) Schematische Darstellung von Schädigungsformen am Beispiel eines Kreuzlaminats $[0/90/0]_s$ unter einachsiger Ermüdungsbeanspruchung (halbes Laminat dargestellt) [20]; (b) Schwingermüdungsverhalten von GFK, CFK, Stahl und Aluminium in Vergleich (schematisch) [21]

2.2 Punktuelle Lasteinleitung in FKV

2.2.1 Allgemeine Klassifizierung von Lasteinleitungen

In jeder tragenden Struktur sind Lasteinleitungen und Verbindungen zu gestalten, durch die Kräfte konzentriert ein- oder ausgeleitet werden [6]. Im Hinblick auf die zunehmende Bedeutung der Mischbauweise (Multi-Material-Design, Verbindung verschiedener Werkstoffe) sowie die Berücksichtigung von Produktlebenszyklus, Modularität und Reparaturfähigkeit von Strukturen im Entwicklungsprozess erscheint es sinnvoll, eine Einteilung der Verbindungsverfahren in lösbare und nicht lösbare Verbindungen vorzunehmen. Bezogen auf den physikalischen Charakter der Verbindung kann eine weitere Kategorisierung in form-, stoff- und kraftschlüssige Verbindungen vorgenommen werden (Abb. 2.2), [22]. In der einschlägigen Literatur sind umfangreiche Untersuchungen und Gestaltungshinweise über nicht lösbare, mechanische Verbindungen wie Clinchen [23], Klebungen ([6] – [8], [22], [24] – [27]), Schweißungen ([22], [28] – [30]), mechanische Schnapp- und Schlaufenverbindungen ([31] – [34] bzw. [6] – [8]) zu finden, auf die für weiterführende Informationen an dieser Stelle verwiesen wird.

Sonderformen der stoff- und kraftschlüssigen Verbindungen wie das Fügen textiler Faserhalbzeuge mit Hilfe der Nähtechnik ([22], [35]) sowie die Integration spezieller Lasteinleitungselemente durch Vernähen sind für monolithische Strukturen und Sandwichbauweisen in [36] und [37] beschrieben. Darüber hinaus kann das in der Luftfahrt eingesetzte Z-Pinning von duroplastischen FKV genannt werden [38].

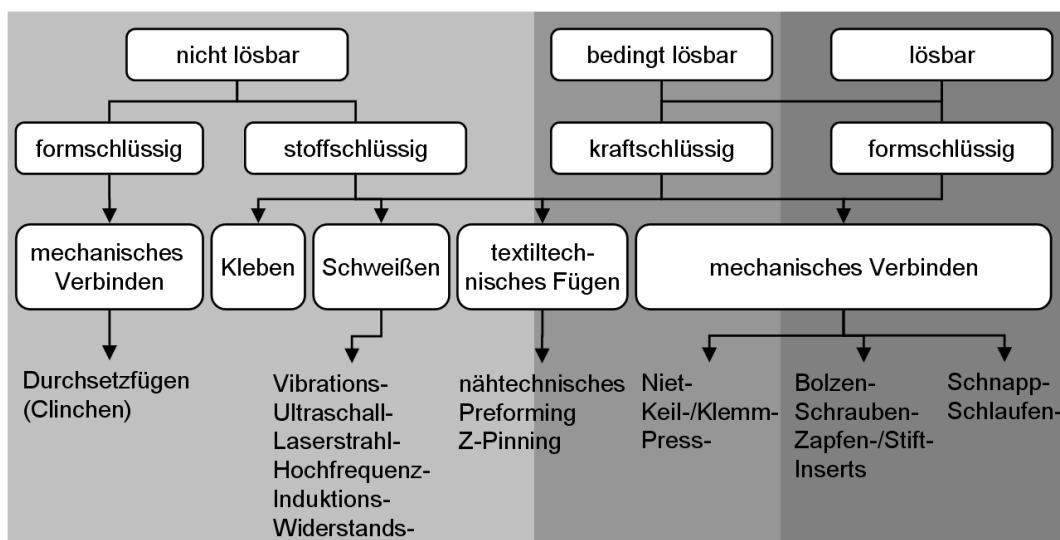


Abb. 2.2: Einteilung der Verbindungsverfahren für FKV, nach [22]

2.2.2 Bolzenverbindungen

Von besonderer Bedeutung für Strukturanwendungen sind Bolzenverbindungen, zu denen Stift-, Schraubenverbindungen und Nietverbindungen gehören. Bolzenverbindungen können ein- oder zweischnittig, überlappt, geschäftet oder gekröpft sowie mit ein- oder beidseitiger Lasche ausgeführt werden. Die Bolzen können dabei ein- oder mehrreihig parallel oder versetzt zueinander angeordnet werden. Beispiele für die prinzipiellen Gestaltungsmöglichkeiten von Bolzenverbindungen sowie deren Vor- und Nachteile sind in ([6], [8], [39], [40]) zu finden.

Die Spannungsverteilung in der Struktur in der Umgebung des Bolzens ist sehr komplex und erfordert eine sorgfältige Analyse, insbesondere aufgrund der vorliegenden Spannungskonzentrationen durch die Kerbwirkung des Bohrlochs (s. Anhang A 1). Sie kann entweder anhand geschlossener mathematischer Ansätze ([41], [42]) oder mittels numerischer Methoden ([43] – [46]) erfolgen. Die typischen Versagensarten von Bolzenverbindungen, wie in Abb. 2.3 dargestellt, können durch verschiedene Ursachen eingeleitet werden, die einzeln oder auch in Kombination auftreten können [8]. Das Versagen der Verbindung kann spontan und schlagartig eintreten, was im Wesentlichen mit dem meist spröden Werkstoffverhalten von FKV verbunden ist. Zu diesen Versagensarten zählen Schub-, Flankenzug-, Spaltzug-, kombinierter Spalt-/ Flankenzugbruch sowie das Bolzenversagen und -ausreißen. Demgegenüber treten bei Lochleibungsversagen die Schadensereignisse (Zwischenfaserbrüche, Delaminationen, Faserknicken) allmählich auf und resultieren zunächst nicht in Desintegration und Totalausfall der Verbindung. Das Lochleibungsversagen wird in der Regel mit der Aufweitung des Bohrlochs in Höhe von 2 % bezogen auf den ursprünglichen Bohrungsdurchmesser definiert [47], [48]. Aus diesem Grund kann Lochleibungsversagen grundsätzlich als gutmütige Versagensart charakterisiert werden. Es ist daher anzustreben, Bolzenverbindungen nach Möglichkeit immer auf Lochleibungsversagen auszulegen.

Als sinnvolle Herangehensweise an die Auslegung einer Bolzenverbindung wird empfohlen, die erforderlichen Dimensionen für Bolzendurchmesser, Laminatdicken und Randabstände überschlägig abschätzen, wofür in der Literatur für die verschiedenen Versagensfälle einfache Beziehungen angegeben sind ([6], [49]). Die maximale Tragfähigkeit der Verbindung kann nur erzielt werden, wenn Flankenzug-, Schubversagen und deren Kombination durch ausreichende Rand- und Bohrungs-

/ Bolzenabstände sowie Laschenbreiten verhindert werden. Vorschläge und Empfehlungen für Mindeststrandabstände in Abhängigkeit der Laminatkonfiguration sind in [8], [39], [40] und [50] zu finden. Weiterführende Ergänzungen zur Auslegung von Bolzenverbindungen sind im Anhang A 2 angeführt.

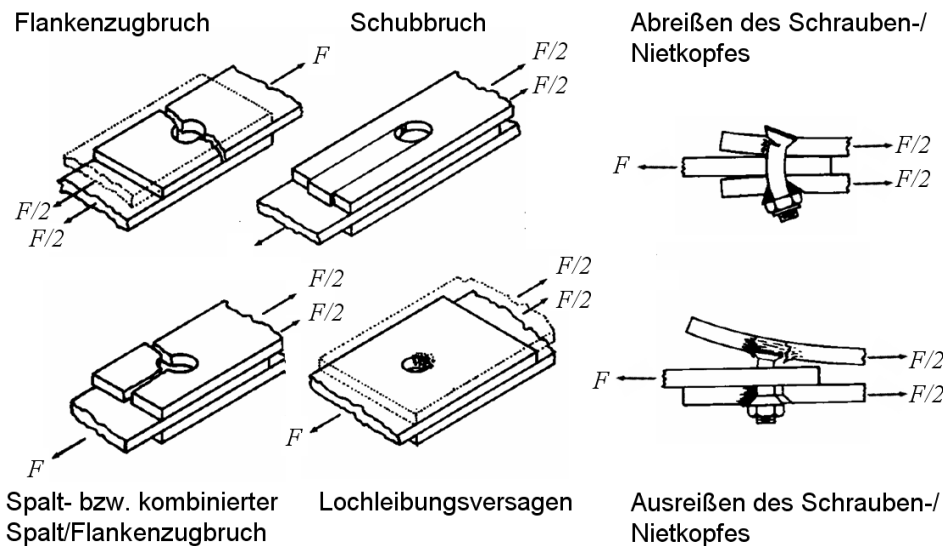


Abb. 2.3: Versagensarten von Bolzenverbindungen ([51], [52])

2.2.3 Verschraubungen

Als Verschraubungen werden im Rahmen dieser Arbeit lösbare Schraubenverbindungen bezeichnet, bei denen das Muttergewinde in unterschiedlichen Ausprägungsformen in die FKV-Struktur integriert ist. Im Gegensatz zu den Bolzenverbindungen durchdringt die Schraube das Fügeteil meist nicht und Verbindungskräfte werden in überwiegenden Anteil senkrecht zur Laminebene eingeleitet. Die Herstellung des Muttergewindes innerhalb der FKV-Struktur kann durch vorheriges Gewindebohren, aber auch durch gewindefurchende Schrauben mit dem Einschraubvorgang erfolgen [53]. Alternativ dazu kann ein Gewinde auch durch metallische Gewindeeinsätze, die in die FKV-Struktur integriert werden, bereitgestellt werden. Gewindeeinsätze werden bevorzugt bei thermoplastischen FKV eingesetzt und entweder innerhalb der Bauteilherstellung durch Umpressen oder Umspritzen, oder nachträglich durch thermische, mechanische oder Ultraschall-Verfahren integriert (Abb. 2.4a - c), [54]. Eine dritte Möglichkeit stellt die Verwendung von selbstschneidenden Gewindeeinsätzen mit Innen- und Außengewinde (Abb. 2.4d) sowie von Drahtgewindeeinsätzen, bekannt unter der Bezeichnung HeliCoil® (Abb. 2.4e), [55], dar. Für diese Art der

Einsätze wird das erforderliche Gewinde in einem vorgeschalteten Bearbeitungsprozess in der Struktur hergestellt.

Auf dem Gebiet der Verschraubungen, insbesondere der Direktverschraubungen, sind die Arbeiten von Ehrenstein und Mitarbeitern ([56] – [63]) zu nennen, in denen die prozesstechnische Applikation der Einschraubtuben und das Tragverhalten von Direktverschraubungen mit gewindeformenden Metallschrauben im Vordergrund standen. Ihre Untersuchungen konzentrierten sich dabei auf Verschraubungen in SMC- und GMT-Fließpresswerkstoffe sowie kurzglasfaserverstärkten Thermoplasten. Als eine wesentliche Charakteristik des Tragverhaltens, insbesondere bei den untersuchten Thermoplastwerkstoffen, wurde von ihnen die Relaxation der Schraubenvorspannkraft unter dem Einfluss von Temperatur, Spannkraftniveau und Einschraubtiefe herausgestellt. Aufgrund der einfachen Herstellung und Montagebedingungen wird das Direktverschrauben als eine im Vergleich zu anderen lösbaren Fügeverfahren sehr wirtschaftliche und prozesssichere Fügelösung eingestuft ([64], [65]).

Weinert und Kampmann [66] untersuchten die Gewindeherstellung in endlosfaserverstärkten GFK- und CFK-Strukturen hinsichtlich prozessrelevanter Fertigungsparameter und Schädigungen des Laminats durch den Herstellungsprozess. Aussagen über die Tragfähigkeit der Gewinde und deren Beeinflussung durch Vorschädigungen Vorschädigung auf die Tragfähigkeit wurden nicht getroffen.

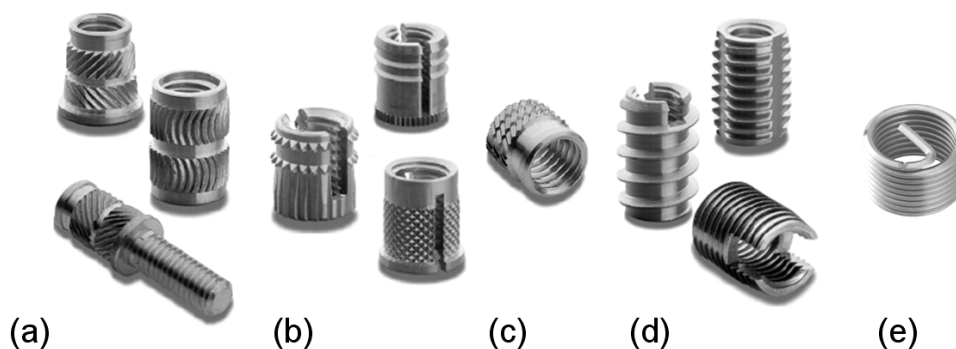


Abb. 2.4: Gewindeeinsätze für reine und verstärkte Kunststoffe mit unterschiedlicher Integration durch (a) Wärme- und Ultraschall-Verfahren, (b) mechanisches Einpressen, (c) Umpressen, (d) Einschrauben, teilweise selbstschneidend [54], (e) Drahtgewindeeinsatz [55]

2.2.4 Pressverbände

Pressverbände sind kraftschlüssige, bedingt lösbare Verbindungen. Das Fügen kann durch axiales Verpressen der Fügepartner längs der Fügeachse (Längspressverband) oder durch Erwärmen bzw. Abkühlen eines Fügepartners mit nachfolgendem Aufschumpfen bzw. Eindehnen in radialer Richtung ohne mechanische Kraftaufwendung (Querpressverband) erfolgen. Pressverbände werden beispielsweise bei torsionsbelasteten FKV-Strukturen zur Herstellung des Welle-Nabe-Anschlusses realisiert. Einen Überblick über kraftschlüssige Welle-Nabe-Konstruktionen für FKV-Hohlwellen gibt Steffens in [67]. Die Gestaltung und Auslegung von zylindrischen Pressverbänden ist im Maschinenbau durch die DIN 7190 [69] genormt und in [68] zusammengefasst. Die Berechnung der Spannungen und Verformungen in der Fügung erfolgt für metallische Werkstoffe nach der Theorie der ebenen, isotropen Kreisscheibe mit konstantem Innen- und Aussendruck. Analytische Ansätze zur Ermittlung der Spannungsverteilung von in der Ebene radial orthotropen, senkrecht zur Ebene tangential orthotropen und mehrschichtigen orthotropen Ringscheiben unter Druckbelastung sind bei Lekhnitskii [70] zu finden.

Faserverbundgerechte Lösungen für Welle-Nabe-Verbindungen und Passverbindungen in den Arbeiten von Schwarz, Fischer und Schürmann ([71], [72]) sowie Pospischil und Scharr [73] beschrieben. Als Krafterleitungselemente für Antriebswellen wurden ein Pressverband mit außen liegendem metallischem Stützring bzw. mit einer gezielten FKV-Ringverstärkungen für den Welle-Nabe-Bereich untersucht sowie eine im Pressverband gefügte CFK/GFK-Ringfeder als Feder-Dämpfer-Element entwickelt.

2.2.5 Integration von Lagern

Die Integration von Lagern und Gelenkpunkten zur Verbindung an Antriebskomponenten, zur Übertragung von Kräften und zur Realisierung kinematischer Bewegungsabläufe ist bei metallischen Anwendungen im Maschinenbau Stand der Technik. In der Regel werden die Lager- und Gelenkpunkte durch standardisierte Maschinenelemente wie Kugel-, Rollen-, Nadellager oder einfache Lagerbuchsen dargestellt. Im Zuge der in den letzten Jahren gestiegenen Anforderungen an Kraft übertragende Strukturen hinsichtlich geringen Gewichts bei gleichzeitig hoher mechanischer Leistungsfähigkeit werden für metallische Strukturen Substitutionen in

FKV-Bauweise entwickelt. Die Lagerintegration kann dabei auf unterschiedliche Arten gelöst werden, wobei das Augenmerk auf eine belastungs- und FKV-gerechte Integration gerichtet werden muss. Darüber hinaus müssen bei der Integration metallischer Komponenten in eine FKV-Umgebung stark differierende Wärmeausdehnungskoeffizienten und Möglichkeit von Kontaktkorrosion berücksichtigt werden. Für ein CFK-Lagerelement des Airbus A340-Höhenleitwerks wurden großformatige Lagerkonstruktionen mit integrierten Lagerbuchsen mit der CFK-Struktur verklebt, Abb. 2.5a, [74]. Beim Prototypen eines CFK-Auslegerarms wurden die Lagerbuchse aus Stahl und Aluminiumeinlege-teile während der Herstellung in der Struktur einlaminieren und anschließend durch eine unidirektionale Umfangswicklung verstärkt, Abb. 2.5b, [75]. Eine stoffschlüssige Integrationslösung stellt das Fügen der Lager eines CFK-Fadenhebels in einem einstufigen Thermoform-Füge-Prozess dar. Der CFK-Werkstoff mit thermoplastischer Matrix wird dabei lokal in der Umgebung der Lager auf Schmelztemperatur erhitzt. In einem anschließenden Arbeitsschritt wird gleichzeitig der Lagersattel ausgeformt und das Lager in die aufgeschmolzene Matrix gefügt, Abb. 2.5c, [192]. Die Lagerintegration erfolgt bei der hinteren Pendelstütze im Landeklappensystem der Airbus A340 über die Kombination eines Querpressverbands und einer Verklebung. Als Lagerbuchse wird hier ein geflochtener GFK-Zylinder verwendet, der zusammen mit den weiteren Substrukturen (geflochtene Stege, umfangsgewickelter Druckgurt) in einem Vakuum-Infiltrationsprozess hergestellt wird. Die Lager werden unter Tieftemperatur eingesetzt und zusätzlich mit der Lagerbuchse verklebt, Abb. 2.5d, [76].

2.2.6 Sonderformen lösbarer Verbindungen

Alternativ können zwei Fügeteile durch Verschraubung mit Hilfe von speziellen, an die Anforderungsbedingungen angepassten Verbindungselementen verbunden werden. Zu diesen Elementen gehören unter anderem die Inserts und Onserts des Herstellers BigHead[®], die durch Einlaminieren oder nähtechnische Applikation (Abb. 2.6a) mit der FKV-Struktur verbunden werden ([35] – [37]). In diesem Zusammenhang ist auch die Arbeit von Schievenbusch [77] zu nennen, in der ein hochbelastetes Krafteinleitungselement in Form eines SMC/Metall-Hybridinserts (Abb. 2.6b und c) zur Anbindung eines PKW-Sitzes an eine CFK-Sitzkiste entwickelt und strukturell untersucht wurde.

Seit einigen Jahren gibt es Bestrebungen das Verbindungselement selbst als FKV-Struktur abzubilden. Beispielhaft können die Entwicklungen von GFK- und CFK-Spezialschrauben [78] – [80] und die Untersuchung der Querbeanspruchbarkeit an FKV-Scherstiften genannt werden [81].

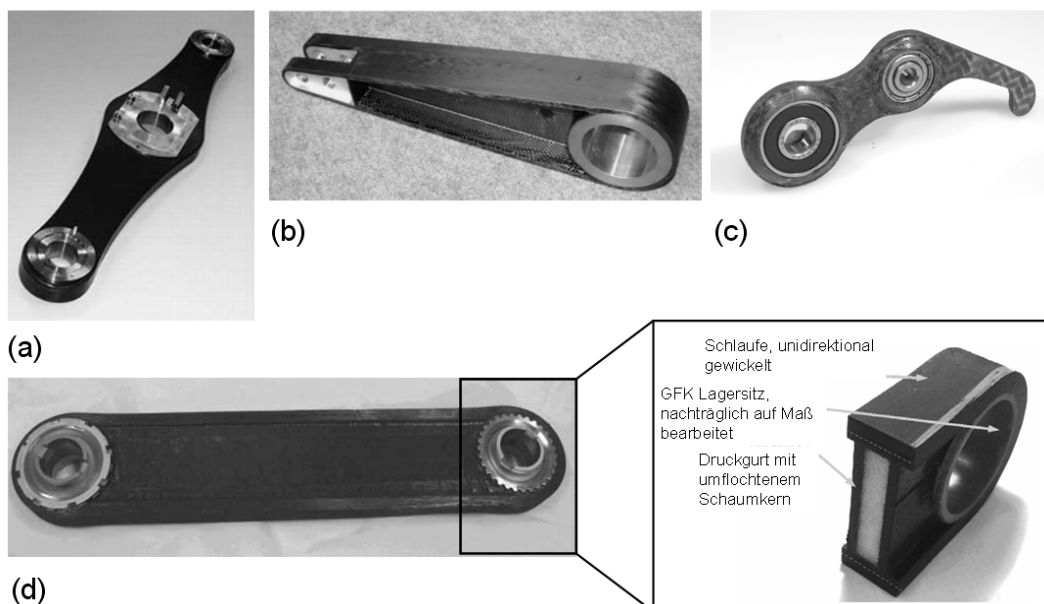


Abb. 2.5: Beispiele zur Integration metallischer Lager in kraftübertragende CFK-Strukturelemente: (a) CFK-Lagerelement des Airbus A340-500/600-Höhenleitwerks [74]; (b) Prototyp-Auslegerarm eines Industrieroboters [75]; (c) Prototyp eines CFK-Fadengebers einer industriellen Schnellnähmaschine [192]; (d) Hintere Pendelstütze im Landeklappensystem des Airbus A340 [76]

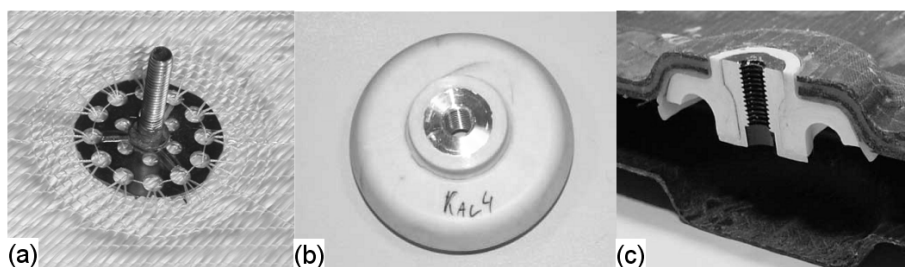


Abb. 2.6: Alternative Lasteinleitungslösungen für FKV-Strukturen: (a) Nähtechnisch applizierter BigHead[®]-Insert [36], (b) und (c) SMC/Metall-Hybridinsert mit Anbindung an eine CFK-Sitzkiste [77]

2.3 Spanende Bearbeitung von FKV

2.3.1 Bearbeitungsprozess und -werkzeuge

Die spanende Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe stellt besondere Anforderungen an die der Werkzeuggeometrie, den Schneidstoff, die Prozessparameter und den Arbeits- und Maschinenschutz [22]. Aufgrund der heterogenen Hart-Weich-Struktur des Verbundes in Verbindung mit dem hohen Trennwiderstand und der Härte der Verstärkungsfasern wird bei der Bearbeitung von FKV teilweise ein beträchtlicher Werkzeugverschleiß hervorgerufen ([82] – [85]). Daher sollten verschleißfeste Schneidstoffe, wie Hartmetall (K10) oder polykristalliner Diamant (PKD), zum Einsatz kommen [22]. Weiterhin sind stark unterschiedliche Verschleißentwicklungen in Abhängigkeit von den gewählten Prozessparametern und des zu bearbeitenden FKV-Werkstoffs zu erkennen [86] – [89]. Insgesamt interagieren bei der spanenden Bearbeitung von FKV eine Vielzahl von Randbedingungen, so dass für eine optimale Zerspanungsqualität eine auf den Anwendungsfall bezogene, individuelle Prozessauslegung erforderlich ist [22], [89], [90].

2.3.2 Bohren von FKV

Bei der Bohrbearbeitung besteht die Gefahr der Delamination (Schichttrennung) beim Ein- und Austritt des Bohrers. An der Bohreraustrittsseite entstehen häufig Delaminationen durch plötzliches Durchschlagen des Bohrers (Abb. 2.7f). Um dies zu vermeiden, ist es notwendig, das Laminat an der Austrittsseite des Bohrers durch eine Unterfütterung, beispielsweise durch eine dicke Holz- oder Aluminiumplatte, zu stützen. Zusätzlich wird empfohlen, eine Bohreinrichtung mit regelbarem, kontinuierlichem Vorschub zu benutzen [50] und das Werkstück fest und vibrationsarm einzuspannen [22]. Für das Bohren von GFK und CFK haben sich Bohrwerkzeuge mit einer den Metallbohrern vergleichbaren Schneidengeometrie (Abb. 2.7a) mit einem Spitzenwinkel von etwa $55 - 60^\circ$ für dünne und $90 - 100^\circ$ für dicke Lamine bewährt [50]. Für das Bohren von AFK sind spezielle Schneidengeometrien erforderlich, die ihrer Form nach mit Holzbohrern verglichen werden können (Abb. 2.7b), ([22], [91]). Als Richtwerte für das Bohren von FKV werden eine Bohrgeschwindigkeit von etwa 20 m/min und eine Vorschubgeschwindigkeit von 10 – 20 mm/min genannt [50]. Zu

hohe als auch zu niedrige Vorschübe führen zu Schäden in Form von Delaminationen (Abb. 2.7c, f) und Mikrorissen [92].

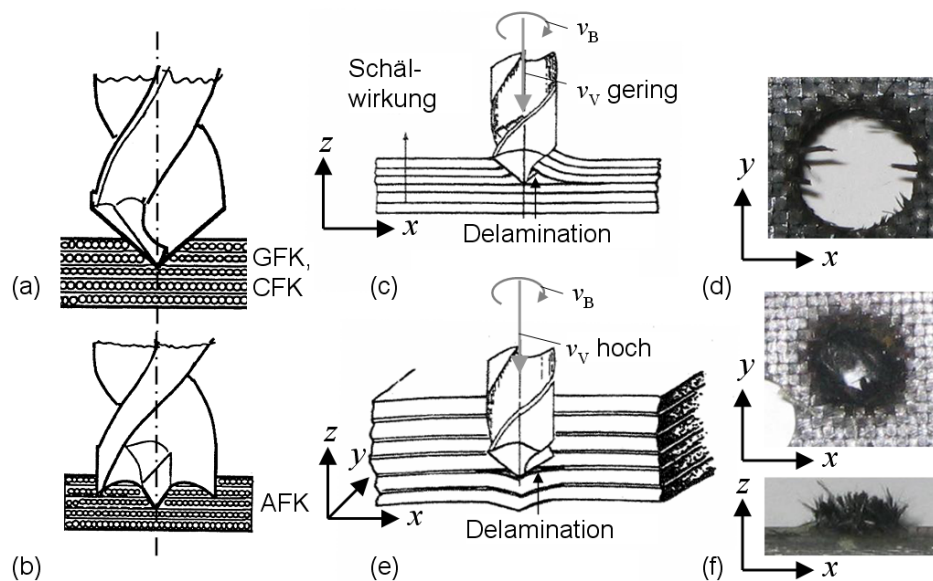


Abb. 2.7: Geeignete Schneidengeometrien für FKV-Bohrer (a), (b) [91] und schematische Darstellung der Delaminationsformen beim Bohren von FKV mit zu geringen bzw. zu hohen Vorschubgeschwindigkeiten (c) – (f) [88], [93]

2.3.3 Gewindefertigung in FKV

Gewinde können, unabhängig von dem zu bearbeitenden Werkstoff, durch Gewindegewinde schneiden, -bohren oder -fräsen hergestellt werden. Dabei beruht die Formgebung beim Schneiden des Gewindes auf Materialverdrängung, während das Bohren und Fräsen spanende, Material entfernende Bearbeitungstechniken darstellen. Von den wenigen, speziell auf die Gewindefertigung in FKV-Strukturen ausgerichteten Arbeiten sind die Untersuchungen von Weinert und Kempmann [66] zu nennen, in denen ein Vergleich von Schnittkräften und Fertigungstoleranzen beim Gewindebohren in GFK und CFK durchgeführt, der Einfluss von Werkzeug und Werkzeugbeschichtung auf die Schnittkräfte analysiert und charakteristische Vorschädigungen des FKV-Gewindes durch den Herstellprozess dargestellt wurden. Die Autoren berichteten, dass schon bei der Herstellung der für die Gewindefertigung erforderlichen Kernlochbohrung erste Vorschädigungen in Form von riefenartigen Faser- und Matrixausbrüchen festgestellt werden konnten, die auch noch nach der Herstellung des Gewindes an den Gewindespitzen und -flanken zu erkennen waren, Abb. 2.8a

und b. Weitere Schädigungen des Laminatgefüges wurden an den Gewindespitzen und im Gewindegrund lokalisiert. Hier traten neben den genannten Ausbrüchen auch Faserbündelbrüche, -knicke und Verwerfungen auf, Abb. 2.8c. Jedoch lieferten die Darstellungen von Weinert und Kempmann keine Aussage hinsichtlich Korrelation zwischen Prozessparametern, Schadensereignissen und Einfluss der Vorschädigung auf das Tragverhalten.

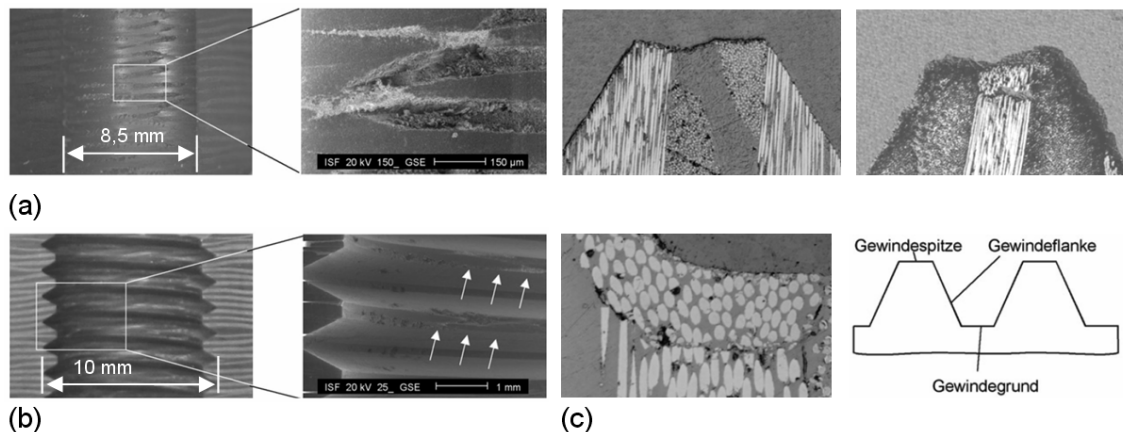


Abb. 2.8: Vorschädigungen der FKV-Struktur durch die Gewindebohren [66]

2.4 Physikalisches Verhalten von FKV, einzelschichtbasierte Versagensanalyse

Unidirektionale und multidirektionale Laminats zeigen aufgrund ihres Aufbaus anisotropes Verhalten in den mechanischen physikalischen Eigenschaften (Steifigkeit, Festigkeit, Wärmeleitung, thermische und feuchtebedingte Längenausdehnung). Weiterhin existieren bei FKV aufgrund der vorliegenden Verbundtopologie und der unterschiedlichen Charakteristik der Verbundpartner deutlich zu differenzierende Schädigungs- und Versagensformen in Gestalt des Zwischenfaserbruchs (Zfb), Faserbruchs (Fb) und der Delamination. Unter Zfb versteht man Rissbildung in der Matrix (Kohäsivbruch) oder in der Faser/Matrix-Grenzfläche (Adhäsivbruch) parallel zur Faserrichtung wobei der entstehende Riss in der Regel die betreffende Einzelschicht durchtrennt und im MSV meist durch die angrenzenden Schichten gestoppt wird, wenn diese eine deutlich abweichende Faserorientierung von der versagenden Schicht aufweisen. Als Fb wird die Trennung der Fasern quer zu ihrer Längsrichtung definiert, die vor allem infolge sehr hoher faserparalleler Beanspruchung auftritt. Delamination bezeichnet das Lösen zweier benachbarter Schichten innerhalb eines Laminats ([6], [17]).

Bei der Betrachtung eines unidirektional faserverstärkten Laminats entspricht das Erstschichtversagen (first ply failure) unabhängig von den Schädigungsformen F_b oder Zfb zwangsläufig dem Totalversagen des Laminats. Im MSV jedoch führt das Erstversagen einer Schicht in der Regel nicht zum Totalversagen des Laminats, da häufig zuerst unkritische Zfb -Ereignisse auftreten. Nach der Rissbildung findet aufgrund eines starken Steifigkeitsverlusts in der geschädigten Schicht eine Spannungsumlagerung in die intakten, steiferen Nachbarschichten statt, so dass weitere Laststeigerungen bis zum Eintritt eines kritischen Schichtversagens (last ply failure) möglich sind. In Abb. 2.9 ist der qualitative Spannungs-Dehnungs-Verlauf eines $[+45/90/-45/0]_S$ -Laminats unter einachsiger Zugbelastung bis zum Totalversagen dargestellt [19].

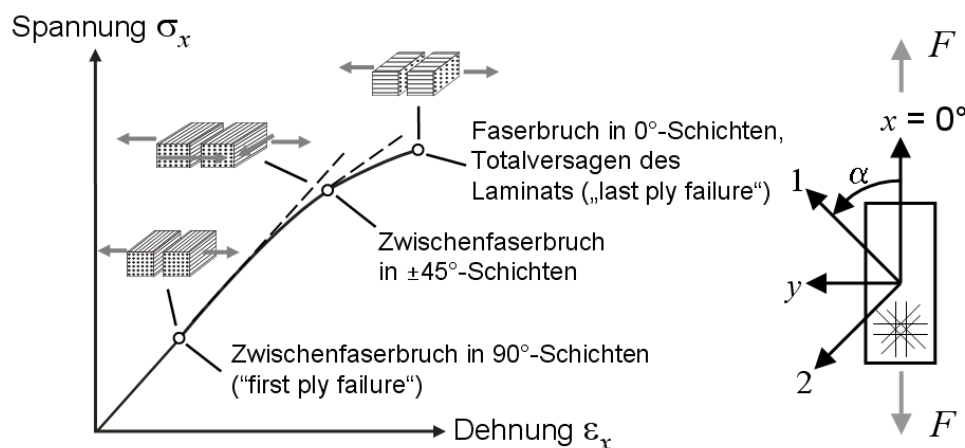


Abb. 2.9: Qualitativer Spannungs-Dehnungs-Verlauf eines $[+45/90/-45/0]_S$ -Laminats unter einachsiger Zugbelastung bis zum Totalversagen [19]

Die Versagensanalyse von FKV-Bauteilen kann auf der Laminat-, der Einzelschicht- oder der Faser/Matrix-Ebene durchgeführt werden. In den letzten Jahren hat sich eine auf der UD-Einzelschicht basierende Betrachtungsweise, bei der Fasern und Matrix in einem transversal-orthotropen Kontinuum – der UD-Einzelschicht – homogenisiert („verschmiert“) betrachtet werden, als ingenieurmäßig sinnvolle Herangehensweise an die Berechnung multidirektional verstärkter Laminats herausgebildet [6]. Aufgrund der Orthotropie der UD-Einzelschicht ist die Betrachtung der Spannungskomponenten bezogen auf das natürliche (lokale) (1,2,3)-Koordinatensystem vorteilhaft.

Zur vollständigen kontinuumsmechanisch basierenden Versagensanalyse und Beschreibung der Spannungs-Verzerrungs-Kurven von Mehrschichtverbunden sind nach Puck [15] drei Bausteine erforderlich:

- a) eine präzise *Spannungsanalyse* in den Einzelschichten des Laminats infolge der äußeren Belastung,
- b) eine *Anstrengungsanalyse* unter Verwendung geeigneter, spannungsbasierter Versagenskriterien zur Ermittlung und Bewertung der vorherrschenden Werkstoffanstrengung einschließlich der Definition möglicher Versagensmoden,
- c) eine auf die angewendeten Versagenskriterien angepasste *Steifigkeitsdegradationsmodell* zur Beschreibung des Werkstoffs nach dem Eintritt von Versagensmoden, die nicht unmittelbar zum Totalversagen führen.

Für eine zuverlässige Anstrengungsanalyse von FKV-Strukturen ist die möglichst genaue rechnerische Ermittlung der Spannungen in den Einzelschichten notwendig, da diese wichtige Eingangsgrößen zur Ermittlung der Werkstoffanstrengung f_E darstellen.

Untersuchungen an unidirektional verstärkten FKV-Probekörpern unter einachsiger Zug-, Druck- und Schubbelastung zeigen, wie in Abb. 2.10a qualitativ dargestellt, zum Teil deutliche werkstoffliche Nichtlinearitäten in den Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen (SVB), insbesondere in den $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ - und $(\sigma_2 - \varepsilon_2)$ -SVB. Die faserparallele $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ -SVB weist mitunter einen nichtlinearen, leicht progressiven Verlauf unter Zugbeanspruchung und ein degressives Verhalten unter Druck auf ([9] – [11], [94]). Trotzdem ist die Verwendung eines linear-elastischen Werkstoffmodells für alle Elastizitätskenngrößen in Form konstanter Tangenten- oder Sekantenmoduln gängige Praxis bei der Berechnung von FKV-Strukturen. Aufgrund der linear-elastischen Berechnung überschätzte Spannungen führen aber oftmals zur vorzeitigen Vorhersage von Zfb-Versagen, während die auftretenden Verformungen gleichzeitig unterschätzt werden [15].

Für die Spannungsanalyse in der UD-Einzelschicht unter Berücksichtigung nichtlinearer SVB schlägt Nahas [11] als numerische Berechnungsmethode die Sekantenmodul-Iterationstechnik vor, welche als quasi-linear elastisches Berechnen unter Verwendung spannungsabhängiger Elastizitätsgrößen beschrieben werden kann. In der Modellvorstellung folgt der Belastungspfad dem nichtlinearen Kurvenverlauf bis zum

Erreichen des Niveaus der äußeren Last und der Entlastungspfad dem Sekantenmodul, der dem höchsten aufgetretenen Niveau der betrachteten Spannungskomponente zugehörig ist. Diese Vorgehensweise ist für FKV zulässig, da die werkstofflichen Nichtlinearitäten im Wesentlichen durch irreversible Mikroschäden entstehen und somit kein nicht-linear elastisches Verhalten vorliegt ([15], [49]). In Abb. 2.10b ist die prinzipielle Funktionsweise der Sekantenmodul-Iterationstechnik dargestellt.

Ausgangspunkt der Spannungsanalyse ist die Beschreibung der werkstofflichen Nichtlinearitäten durch ein mathematisches Modell (Nährungsfunktionen). Hierfür hat sich die ursprünglich zur Beschreibung des elasto-plastischen Verhaltens von Metallen entwickelte Ramberg-Osgood-Gleichung [95] in modifizierter Form ([11], [96]) als besonders geeignet herausgestellt:

$$\varepsilon_{ij}(\sigma_{ij}) = \frac{\sigma_{ij}}{E_{ij,0}} + \xi_p \left(\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_p} \right)^e \quad (2.1)$$

In dieser Gleichung bezeichnet $E_{ij,0}$ die Steigung der Modellkurve im Koordinatensprung während der Kurvenverlauf mit den freien Parametern ξ_p , σ_p und e an experimentell ermittelten Punkten angepasst werden kann.

Die iterative Ermittlung der Spannungen in den Einzelschichten eines MSV kann für jede Spannungskomponente σ_{ij} separat erfolgen, da innerhalb des statisch unbestimmten Systems des MSV eine direkte Abhängigkeit zwischen den einzelnen Spannungskomponenten besteht, die durch die Verteilung der Steifigkeiten bestimmt wird. Darüber hinaus müssen die äußeren Gleichgewichtsbedingungen erfüllt werden. Beginnend mit dem Ursprungs-Tangentenmodul $E_{ij}(1)$ wird mit Hilfe der CLT die Spannungskomponente $\sigma_{ij}(1)$ ermittelt, durch Einsetzen von $\sigma_{ij}(1)$ in die Nährungsfunktion, Gl. (2.1), erhält man die zu dieser Spannung gehörende Verzerrung $\varepsilon_{ij}(1)$. Daraus wird der Sekantenmodul $E_{ij}(2)$ entsprechend

$$E_{ij}(i+1) = \frac{\Delta\sigma_{ij}(i)}{\Delta\varepsilon_{ij}(i)}; \quad i = 1 \dots n \quad (2.2)$$

ermittelt und der als Eingangsgröße für den nächsten Iterationsschritt dient, der die Spannung $\sigma_{ij}(2)$ liefert. Mit der gleichen Vorgehensweise wird der Sekantenmodul $E_{ij}(3)$ ermittelt und die Berechnung erneut durchgeführt. Durch die Iteration erfolgt eine sukzessive Annäherung des Wertepaars $[\sigma_{ij}(i); \varepsilon_{ij}(i)]$ an die modellierte SVB, bis

die Differenz der Sekantenmoduln aus zwei nachfolgenden Iterationsschritten eine vorgegebene Genauigkeitsschranke λ (Konvergenzkriterium) unterschritten hat:

$$E_{ij}(i+1) - E_{ij}(i) \leq \lambda \quad (2.3)$$

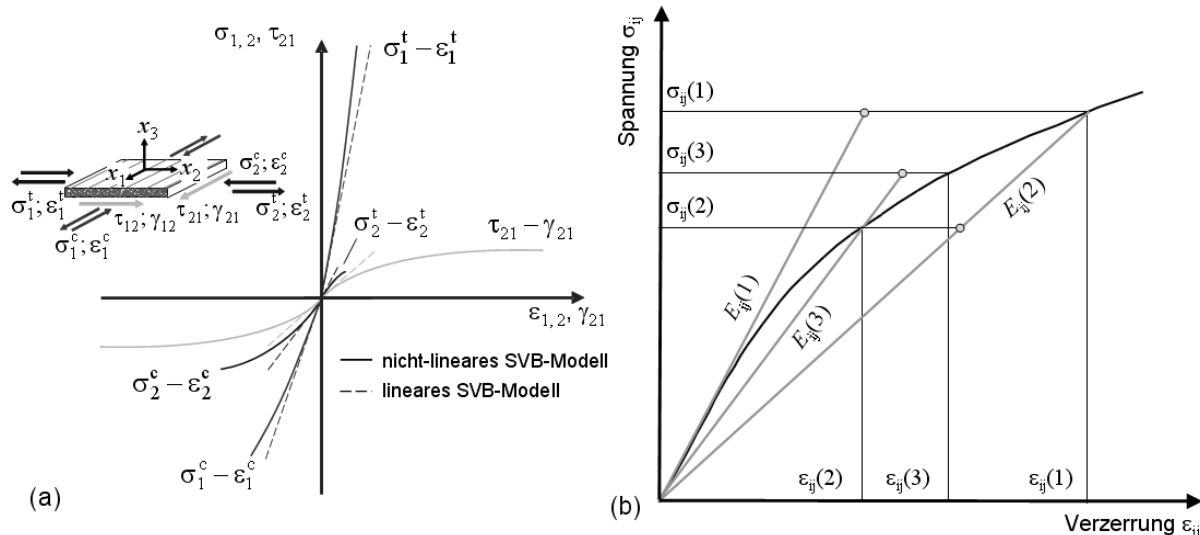


Abb. 2.10: (a) Qualitative Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen einer unidirektionalen FKV-Einzelschicht (ebener Spannungszustand; einachsige Beanspruchung im natürlichen Koordinatensystem, t Zug-, c Druckbelastung) und (b) Prinzip der Sekantenmodul-Iterationstechnik

Innerhalb der Anstrengungsanalyse von FKV ist es sinnvoll, eine Versagensbedingung zu wählen, die eine explizite Unterscheidung der elementaren Versagensarten Zfb und Fb zulässt. Diese Anforderung kann jedoch weder von linearen Bruchkriterien ohne Spannungsinteraktion, wie dem Maximal-Spannungs- oder dem Maximal-Dehnungs-Kriterium [15], noch von pauschalierenden Kriterien (Tsai-Hill [97], Tsai-Wu [98]) erfüllt werden. Vielmehr sind differenzierende Kriterien die geeignetere Wahl, von denen die beiden wichtigsten Vertreter zur Abschätzung von Zfb-Versagen die Kriterien von Hashin [99] und Puck [15] sind. Neben der Werkstoffanstrengung wird bei Puck zusätzlich zwischen verschiedenen Zfb-Bruchmoden unterschieden. Demgegenüber kann für die Abschätzung der Fb-Anstrengung auf einfache lineare Kriterien, wie das Maximal-Spannungs-Kriterium (Gl. (2.4) und (2.5)), oder auch die Fb-Kriterien von Hashin [99], Yamada-Sun [100] und Puck [15] zurückgegriffen werden.

$$\sigma_1 \geq 0: \quad \frac{\sigma_1}{R_{\parallel}^t} = f_E \quad (2.4)$$

$$\sigma_1 < 0: \quad \frac{|\sigma_1|}{R_{\parallel}^c} = f_E \quad (2.5)$$

Für Schalenstrukturen, für welche die Annahme eines ebenen Spannungszustands gerechtfertigt ist, liefert das Wirkebenenkriterium von Puck [15], [101] die derzeit geeignetsten Beziehungen zur Bewertung von Zfb. Dies geht aus der Schlussbewertung einer über den Zeitraum von zwölf Jahren durchgeführten Studie, dem sogenannten World Wide Failure Exercise [102], [103], hervor. Darüber hinaus wurde dieses Versagenskriterium in der vor kurzem neu veröffentlichten VDI-Richtlinie 2014, Blatt 3 [49], verankert und zur Auslegung von FKV-Strukturen empfohlen. Eine detaillierte Beschreibung des Wirkebenenkriteriums nach Puck ist für den Fall des ebenen Spannungszustands im Anhang A 3 zu finden.

Da in der vorliegenden Arbeit im Schwerpunkt das Kriterium von Puck für Zfb-Bewertung verwendet wurde, wird im Weiteren nicht vertiefend auf die genannten linearen, pauschalierenden und das differenzierende Hashin-Kriterium sowie die einzelnen Kriterien zur Abschätzung der Faserbruchanstrengung eingegangen. Übersichten und weiterführende Informationen sind in [6], [12], [17] und [104] zu finden.

Das Vorliegen von Rissen infolge unkritischer Versagensmoden kann kontinuumsmechanisch durch eine globale Steifigkeitsabminderung abgebildet werden. Die Nachbruchtheorien von Petit-Waddoups [15] und Nahas [11] beschreiben eine stetige, dehnungsabhängige Steifigkeitsabminderung, Abb. 2.11b und c. Puck [6], Schürmann [15] und Knops [105] formulieren demgegenüber ein Modell mit stetigen, anstrengungsabhängigen Steifigkeitsabminderungen, Abb. 2.11a, wobei die Elastizitätskenngrößen E_{\perp}^t , $G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ in Abhängigkeit einer theoretischen Modus-A- bzw. Modus-B-Zfb-Überanstrengung $f_E > 1,0$ anhand von Funktionen $\eta(f_E)$ abgemindert werden. Diese Abminderungsfunktionen werden durch einen unteren Grenzwert η_R nach vollständiger Rissättigung begrenzt [6]. Die Verläufe von $\eta(f_E)$ sind für den jeweiligen Werkstoff experimentell zu bestimmen und die Restwerte η_R daraus abzuleiten. In der Literatur ([6], [15], [49] und [105]) sind für GFK und CFK verschiedene Restwerte für E_{\perp}^t , $G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ zu finden.

Die einfachste Art der Beschreibung des Nachrissverhaltens liefert das Chiu-Modell ([11], [15]), Abb. 2.11d. Bei Eintreten eines rissverursachenden Versagens werden die entsprechenden Steifigkeitsgrößen auf deren Restwert degradiert. Aufgrund der mathematisch un stetigen Formulierung liegt der Vorteile dieses Modells in der einfachen numerischen Umsetzbarkeit in Rechenalgorithmen. Dieses Modell führt im Auslegungsprozess zu einer konservativen Abschätzung, da durch die vorgenommene Steifigkeitsdegradation eine überwiegende Umlagerung der Spannungen in die Nachbarschichten erfolgt.

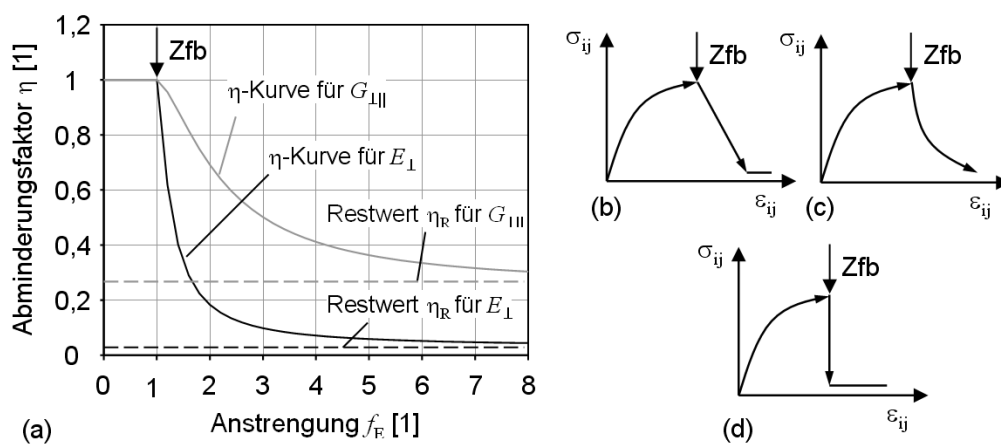


Abb. 2.11: Beschreibung der Steifigkeitsdegradation anhand von Nachversagensmodellen von (a) Puck [6], (b) Petit-Waddoups [15], (c) Nahas [49] und (d) Chiu [105]

2.5 Schwingermüdung und rechnerische Lebensdaueranalyse von FKV

2.5.1 Schwingermüdungsverhalten

Viele für den Einsatz von FKV interessante Bauteile unterliegen zeitlich veränderlichen Beanspruchungen, die über die Dauer ihres Einsatzes zur Schwingermüdung führen. Zum Schwingermüdungsverhalten und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von FKV sind seit Anfang der 1980er Jahre eine Vielzahl von Untersuchungen durchgeführt und beschrieben worden. Allerdings sind aufgrund des großen zeitlichen und versuchstechnischen Aufwandes bisher nur wenige Studien verfügbar, die ein breiteres Spektrum von Probekörpergeometrien sowie Werkstoff- und Laminatkonfigurationen einschließlich der statistischen Absicherung von gemessenen Kennwerten beinhalten. Dieser Umstand liegt insbesondere darin begründet, dass jede Klasse von Verbundwerkstoffen (Faser- und Matrixwerkstoff, Verstärkungsarchi-

tektur wie Verstärkung mit Kurz- [106], Lang- oder Endlosfasern, Laminataufbau unidirektional [107] oder multidirektional ([108], [109])) ein ausgeprägt individuelles Schwingerermüdungs- und Schädigungsverhalten zeigt, was die Möglichkeit von Verallgemeinerungen einschränkt. Daher stehen Methoden zur rechnerischen Lebensdaueranalyse für die Bauteilauslegung, auch wenn zweifelsfrei von größtem Interesse, für FKV-Strukturen erst in Ansätzen zur Verfügung [13], [14] und [110].

2.5.2 Grundlagen der Betriebsfestigkeit

Die experimentelle Methodik zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens von Werkstoffen kann grundsätzlich in zwei Verfahren unterteilt werden. Die eine auf Wöhler zurückzuführende Vorgehensweise zielt auf den Zusammenhang von Belastungsart (Höhe und zeitlicher Verlauf) und zugehöriger Versagensschwingspielzahl ab. Als Ergebnis erhält man die Ermüdungsfestigkeit eines Werkstoffs, die als die Spannungshöhe zu verstehen ist, unter der das Versagen der Struktur eintritt. Als zweites ist das Hysterese-Messverfahren [111] zu nennen, welches die Beobachtung von werkstofflichen Veränderungen während einer Ermüdungsbelastung zulässt. Das Verfahren beruht auf der zerstörungsfreien Dehnungsmessung bis zum Versagen und ermöglicht auf Basis der erfassten Spannungs- und Dehnungsverläufe die Ableitung charakteristischer Kenngrößen, wie dynamischer Modul, Dämpfung, Verlust- und Speicherenergie, die zur Bewertung von Schädigungsvorgängen herangezogen werden können [16].

2.5.2.1 Wöhlerversuch und Einstufenbelastung

Unter Wöhlerversuch versteht man die experimentelle Bestimmung der ertragbaren Schwingspiele eines Probekörpers bis zum Eintritt des Versagens unter einer periodischen, meist sinusförmigen Belastung mit konstanter Amplitude und Frequenz (Einstufenbelastung). Der nach DIN 50 100 [112] genormte Versuch stellt eine starke Vereinfachung realer Betriebslastformen dar. Aufgrund der einfachen Durchführbarkeit bildet der Wöhlerversuch die Grundlage der experimentellen Ermüdungscharakterisierung von Werkstoffen und findet Eingang in nahezu alle Modelle der rechnerischen Lebensdaueranalyse [16]. Spannungsgeregelte Einstufenversuche können durch Angabe des Spannungsverhältnisses $R = S_u / S_o$ eindeutig definiert und Schwell- und Wechselbelastungen zugeordnet werden. Gemessen werden die zu

den jeweiligen Beanspruchungshöhen gehörigen Versagensschwingspielzahlen N_i , welche in Form der sogenannten Wöhlerlinie in eine mathematische Beziehung gebracht werden. Definitionen allgemeiner Kenngrößen des Wöhlerversuchs (Mittelspannung, Spannungsamplitude) sowie mathematischer Beschreibungen der Wöhlerlinie sind in der Literatur zu finden ([16], [17], [113], [114]).

2.5.2.2 Mehrstufenbelastung und Betriebslastkollektive

Mehrstufenbelastungen sind in der einfachsten Form als Hintereinanderreihung von mehreren Einstufenbelastungen zu verstehen. Die Höhe der Amplitude, das Spannungsverhältnis und die Frequenz können dabei je Stufe variieren, bleiben aber innerhalb der Stufe konstant. Als weiteres Beispiel ist die Lastfolge im Laststeigerungsversuch zu nennen, bei dem die Belastungsamplituden schrittweise um das gleiche Maß gesteigert werden. Frequenz und R -Verhältnis bleiben dabei konstant. Diese Lastfolge dient im Wesentlichen zur Verkürzung der Versuchszeit gegenüber dem Wöhlerversuch [16] und wird meist für qualitative Vergleiche des Ermüdungsverhaltens unterschiedlicher Werkstoffe herangezogen [114].

Unter Betriebslastkollektiven versteht man die realitätsnahe Abbildung von tatsächlich auftretenden und gemessenen Belastungsfolgen im Betriebszyklus schwingend beanspruchter Strukturen. Frequenz, Spannungsamplitude, -verhältnis und Mittelspannung variieren dabei mitunter für jedes einzelne Schwingspiel. Für die Auslegung von Strukturen unter quasi-stochastischer Belastung wurden unter anderem für den zivilen- und militärischen Flugzeugbau (TWIST ([118], [119]), FALSTAFF), den Windenergieanlagenbau (WISPERX ([116], [117])), den Hubschrauberrotorenbau (Helix, Felix) und Turbinenbau (TURBISTAN) [16] eigene Betriebslastkollektive entwickelt. Beispielsweise repräsentiert die TWIST (Transport Wing Standard)-Lastfolge die typische Beanspruchung des Flügelwurzelbereichs von zivilen und militärischen Transportflugzeugen. Darin sind Lasten aus Flug-, Start- und Landeabläufen sowie das Rollen am Boden berücksichtigt. Eine verkürzte Variante stellt die miniTWIST-Lastfolge dar, worin Schwingspiele mit geringen Spannungsamplituden und Schadenseinträgen herausgefiltert wurden [119].

2.5.3 Modellierung des Schwingerermüdungsverhaltens

Zur Modellierung des Ermüdungsprozesses in Werkstoffen und zur Lebensdauer-schätzung wird eine Schädigungsmetrik benötigt. Für Metalle ist dies die Länge eines dominierenden Einzelrisses, dessen Wachstum infolge der zyklischen Belastung durch ein Rissfortschrittsmodell erfasst wird. Wie bereits in Kapitel 2.1 beschrieben unterscheiden sich bei FKV unter Schwingerermüdungsbeanspruchung die einzelnen Schädigungsformen und ihre mechanischen Wechselwirkungen gegenüber Metallen sehr deutlich. Daher muss für FKV eine andere Schädigungsmetrik als für Metalle angewendet werden.

Fong [120] sowie Hwang und Han [121] geben einen Überblick zu den bei zyklisch belasteten FKV betrachteten Schädigungscharakteristiken. Die vorhandenen Ansätze reichen von rein phänomenologischen Beschreibungen ([122] – [132]) über bruch- und mikromechanische Modelle ([133] – [135]) bis hin zur Verwendung neuronaler Netzwerke [136]. Liu und Lessard [122] unterteilen die phänomenologischen Modelle zur FKV-Lebensdauervorhersage in die Klassen Steifigkeitsdegradation, Restfestigkeitsabfall und Schadenstoleranz.

2.5.3.1 Steifigkeitsdegradation als Schadensmetrik

Die Änderung der Steifigkeit eines Laminats kann im Allgemeinen von einer Reihe von Einflüssen wie Schwingenspielzahl, Belastungsamplitude und Spannungsverhältnis, eingesetztem Werkstoff, Lagenaufbau sowie von herstellungsbedingten Eigen-spannungen abhängig sein ([137] – [141]). Aufgrund der Vielzahl von Einflussfaktoren gibt es in der Literatur zur Modellierung des Steifigkeitsabfalls meist stark vereinfachende Ansätze. Die Verwendung des Steifigkeitsverlustes als Schadensmetrik bietet den Vorteil, dass der Verlauf der Steifigkeit über der Schwingenspielzahl zerstörungsfrei während des Versuchs durch Messung des dynamischen Moduls im Hysterese-Messverfahren [111] aufgezeichnet werden kann ([142] – [144]). Nach Hwang und Han [125] tritt Ermüdungsversagen dann ein, wenn die maximale Dehnung auf den Wert der statischen Bruchdehnung anwächst. Sie führen einen von der Schwingenspielzahl abhängigen Modul, der sogenannte "fatigue modulus", als Schadensmetrik ein, dessen Veränderung den Schadensfortschritt beschreibt. O'Brien und Reifsnider wiesen in umfangreichen Untersuchungen nach, dass die alleinige Verwendbarkeit des Steifigkeitsabfalls als Schadensmetrik für beliebige

Lastfolgen nicht gegeben ist [143]. Die dargestellten Modelle beziehen sich jeweils auf das untersuchte Laminat und liefern keine Aussage hinsichtlich des Steifigkeitsverhaltens der Einzelschicht unter zyklischer Belastung. Talreja [145] entwickelte zwar ein Model zur Reststeifigkeitsabschätzung in Abhängigkeit der Matrixrissdichte auf Grundlage der CLT, jedoch ohne Korrelation mit der Rissentwicklung über die Belastungsdauer.

2.5.3.2 Restfestigkeitsabfall als Schadensmetrik

Nach Huston [131] ist der Ansatz des Restfestigkeitsabfalls als Schadensmetrik, basierend auf den Arbeiten von Liu und Lessard [122] sowie Hahn und Kim [132], das derzeit am häufigsten verwendete phänomenologische Modell zur Beschreibung des Schwingermüdungsverhaltens von FKV. Hierin wird die bis zum Versagenszeitpunkt absolvierte Beanspruchungshistorie berücksichtigt und ein über der Schwingspielzahl monoton fallender Restfestigkeitsverlauf zugrunde gelegt. Die Definition des Ermüdungsversagens ist in diesem Konzept direkt enthalten. Erreicht oder überschreitet zu einem Zeitpunkt t bzw. zu einen bestimmten Schwingspiel n die äußere Beanspruchung $\sigma_{ij}(t$ bzw. $n)$ die momentane Restfestigkeit $F_R(t$ bzw. $n)$ des Laminats, so tritt rechnerisch Versagen ein und die Lebensdauer ist erreicht. Dieser Ansatz kann als eine Art globales Maximum-Spannungs-Kriterium angesehen werden.

Broutman und Sahu [124] beschrieben den Restfestigkeitsabfall in Form eines einfachen linearen Ansatzes (Gl. (2.6)) und zeigten eine Verbesserung der Lebensdauerabschätzung von zugschwellbeanspruchten GF/EP-Kreuzlaminaten gegenüber der Schadensakkumulation von Palmgren und Miner ([146], [147]). Darüber hinaus berücksichtigt das Modell Reihenfolgeeffekte und somit die nachweisliche Empfindlichkeit von FKV für Low-High-Belastungsfolgen [124]. Ferner sind in der Literatur eine Anzahl nichtlinearer Restfestigkeitsabfall-Modelle zu finden, beispielsweise die Ansätze von Hahn und Kim [132], Schaff und Davidson ([148], [149]) und Yao und Himmel [150] (Gl. (2.7) – (2.9)). Die Ermittlung des Restfestigkeitsabfalls erfordert einen mitunter umfangreichen experimentellen Aufwand und ist zerstörungsfrei nicht möglich [151].

$$\text{Broutman/Sahu:} \quad F_R(n, \sigma_{ij, \max}) = R_{ij} - (R_{ij} - \sigma_{ij, \max}) \left(\frac{n}{N} \right) \quad (2.6)$$

$$\text{Hahn/Kim:} \quad F_R(n, \sigma_{ij, \max}) = R_{ij} - (R_{ij} - \sigma_{ij, \max}) \left(\frac{n}{N} \right)^k \quad (2.7)$$

$$\text{Schaff/Davidson:} \quad F_R(n, \sigma_{ij, \max}) = R_{ij} - (R_{ij} - \sigma_{ij, \max}) \left(\frac{n}{N} \right)^{(a \sigma_{\max} + c)} \quad (2.8)$$

$$\text{Yao/Himmel:} \quad F_R(n, \sigma_{ij, \max}) = R_{ij} - (R_{ij} - \sigma_{ij, \max}) \frac{\sin\left(\beta \frac{n}{N}\right) \cos(\beta - \alpha)}{\sin(\beta) \cos\left(\beta \frac{n}{N} - \alpha\right)}; \quad (2.9)$$

$$\alpha = \frac{1}{3} \pi, \beta = \frac{2}{3} \pi$$

2.5.3.3 Delaminationen als Schadensmetrik

Das Entstehen von Delaminationen, das Ablösen einzelner Schichten voneinander, unter zügiger Beanspruchung wurde in den Arbeiten von Pagano und Pipes [153] sowie bei Newaz [154] sehr detailliert beschrieben. Insbesondere bei MSV mit großen Winkeldifferenzen in der Orientierung der Einzelschichten kommt es bereits bei quasi-statischer einachsiger Zugbelastung zu Delaminationen. Ursache dafür sind die an Strukturrändern sich überlagernden interlaminaren Schub- und Querspannungen in Laminatdickenrichtung, die aus der gegenseitigen Querdehnungsbehinderung der einzelnen Schichten resultieren [6].

Für Schwingermüdigkeitsbeanspruchung entwickelte O'Brien [155] einen auf der linearen Bruchmechanik basierenden Ansatz, der einen linearen Zusammenhang zwischen der Risslänge einer Delamination und dem Steifigkeitsabfall in Mehrschichtlaminaten herstellte. Auf Grundlage der CLT entwickelte Talreja [145] ein Modell zur Abschätzung der Steifigkeit geschädigter Lamine unter Berücksichtigung intra- und interlaminarer Schäden (Matrixrisse und Delaminationen). Er stellt dabei eine Korrelation zwischen Rissdichte und den matrixdominierten Elastizitätsgrößen her.

2.5.4 Methoden der rechnerischen Lebensdaueranalyse

2.5.4.1 Schadensakkumulationshypothesen

Für die Lebensdauer vorhersage von Strukturen unter zyklischer Beanspruchung mit variabler Amplitude werden sogenannte Schadensakkumulationsmodelle herangezogen, die die Schädigung jedes einzelnen Schwingenspiels des Belastungskollektivs

bewerten und aufsummieren. Als Lebensdauer wird die Schwingspielzahl bei Erreichen eines für das jeweilige Modell festzulegenden Grenzwerts definiert [151]. Der am weitesten verbreitete Ansatz ist die lineare Schadensakkumulationshypothese von Palmgren und Miner ([146], [147]). Sie basiert auf der Annahme, dass die Summe der je Schwingspiel dissipierten Energie bis zum Versagen gleich der dissipierten Gesamtenergie ist (Gl. (2.10)). Dieser Ansatz bildet die Grundlage nahezu aller bekannten Verfahren der Lebensdauerberechnung [113] und kann unabhängig vom untersuchten Werkstoff angewendet werden [8]. Der lineare Akkumulationsansatz ist als Methode zur Durchführung des Schwingfestigkeitsnachweises für beliebige FKV-Laminat in der VDI-Richtlinie VDI 2014 [49] enthalten.

$$\sum_{i=1}^k \frac{w_i}{W_i} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq 1,0 \quad (2.10)$$

2.5.4.2 Konzept des repräsentativen Volumens (Critical-Element-Konzept)

Eine Vorgehensweise, die als die derzeit umfassendste Methode zur Betrachtung des Schwingermüdungsproblems in endlos faserverstärkten Kunststoffen anzusehen ist, ist das von Reifsnider und Stinchcomb entwickelte Critical-Element-(CE-)Konzept ([13], [14]). Grundgedanke des Konzepts ist nicht die Betrachtung des Ermüdungsverhaltens einer kompletten Struktur, sondern eines hinsichtlich Gesamtstruktur, Beanspruchung sowie Schädigungs- und Versagensprozess repräsentativen „Kontroll“-Volumens. Übertragen auf eine FKV-Struktur entspricht dies in der Modellvorstellung dem MSV in einem repräsentativen Teilbereich der Gesamtstruktur unter versagensrelevanter, schwingender Beanspruchung. Dieses Volumen wird in ein das Versagen bestimmendes Teilvolumen (kritische Element) und in ein oder mehrere, nicht versagensrelevante Teilvolumina (sub-kritische Elemente) unterteilt. Bezogen auf den MSV entspricht dies einer Unterteilung in kritische und sub-kritische Einzelschichten. Innerhalb der sub-kritischen Schichten, die in der Regel nicht in Beanspruchungsrichtung orientiert sind, laufen sämtliche sekundäre Schädigungsprozesse wie Matrixrisse oder Delaminationen ab. Diese Schädigungen bewirken nicht das Totalversagen des Laminats, bedingen jedoch Steifigkeitsabminderungen, die innerhalb des MSV zu Spannungsumlagerungen führen. Diese Steifigkeitsabminderungen sind durch geeignete Degradationsmodelle abzubilden. Demgegenüber führt das Versagen der kritischen Schicht zum Totalversagen des MSV (Kontrollvolumen)

und damit der gesamten Struktur. Die kritische Schicht entspricht meist der in Belastungsrichtung orientierten 0° -Schicht, deren Versagen mit den Konzepten des Restfestigkeitsabfalls beschrieben werden kann. Die Beanspruchung der kritischen Schicht entspricht dabei nicht proportional der äußeren Belastung, sie steigt vielmehr über die Dauer der Ermüdungsbelastung durch Spannungumlagerungen aus den sub-kritischen Schichten infolge von schädigungsbedingtem Steifigkeitsverlusten stetig an (Abb. 2.12b). Die Versagensbedingungen nach Reifsnider [14] sind in Gl. (2.11) und (2.12) dargestellt und enthalten in dieser Form die Restfestigkeitsabfallfunktion nach Hahn und Kim [132]. Am Beispiel des in Abb. 2.12 dargestellten $[0^\circ/90^\circ]_S$ -Kreuzlaminats, das parallel zur 0° -Richtung einachsig schwingend belastet wird, soll das Prinzip des CE-Konzepts verdeutlicht werden.

Dieses Konzept gestattet die rechnerische Lebensdaueranalyse geometrisch einfacher FKV-Strukturen, bei denen der Spannungs- und Verzerrungszustand auf analytischem Weg (z. B. über CLT) bestimmt werden kann. Die Anwendbarkeit dieser Methodik ist jedoch bisher auf die Analyse von faserdominierten Laminaten beschränkt.

$$F_R(n, \sigma_{ij, \max}) = 1 - \int_0^n \left(1 - \left(\frac{\sigma_{ij, \max}(n)}{R_{ij}(n)} \right) \right) \cdot j \left(\frac{n}{N} \right)^{j-1} d \left(\frac{n}{N} \right) \quad (2.11)$$

$$F_R(n, \sigma_{ij, \max}) \stackrel{!}{\leq} \sigma_{ij, \max}(n) \quad (\text{Versagenskriterium}) \quad (2.12)$$

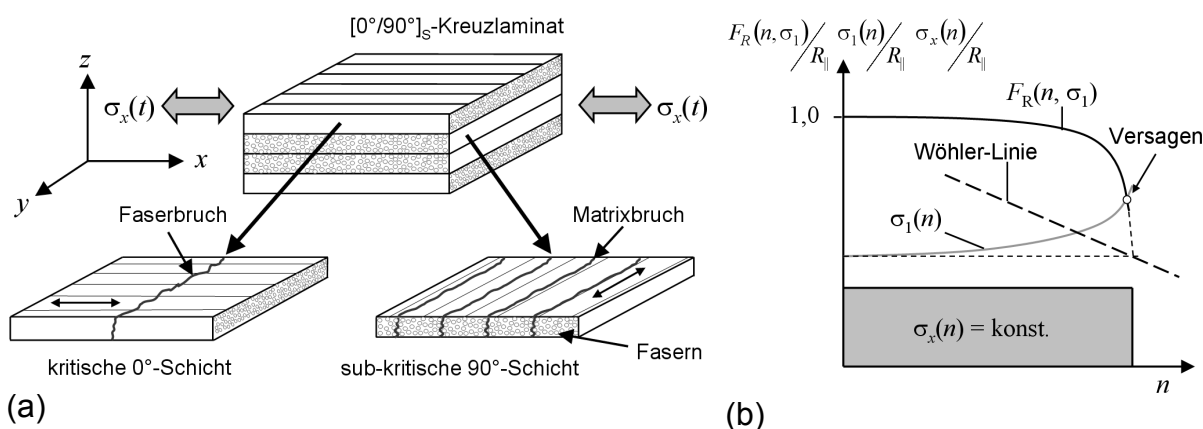


Abb. 2.12: Darstellung des Critical-Element-Konzepts am Beispiel eines $[0^\circ/90^\circ]_S$ -Kreuzlaminats unter einachsig schwingender Belastung $\sigma_x(t)$:
 (a) Definition der kritischen und sub-kritischen Schichten nach [13], [14];
 (b) Schematischer Verlauf der CE-Beanspruchung $\sigma_1(n)$ und Restfestigkeit $F_R(n, \sigma_1)$ der kritischen Schicht über die Belastungsdauer

2.5.5 Programmsysteme zur rechnerischen Lebensdauervorhersage von FKV

Die derzeit am Markt verfügbaren Lebensdaueranalyseprogramme sind auf die Berechnung isotroper Werkstoffe, in der Regel Metalle, ausgerichtet und basieren auf linearen Schadensakkumulationshypothesen unter Verwendung spannungs- oder dehnungsgleicher Zeitfestigkeitsformulierungen ([156] – [158]).

Zur Lebensdaueranalyse von FKV haben Reifsnider und Case [159] auf der Grundlage des Critical-Element-Konzepts das Berechnungsprogramm MRLife™ entwickelt, mit dem ein einfaches Strukturelement berechnet werden kann. Für die Analyse beliebiger Laminatkonfigurationen können ein- und mehrstufige Kollektive mit konstantem Spannungsverhältnis sowie Temperatur-, Feuchte- und Kriecheinflüsse berücksichtigt werden.

Parallel dazu wurde von Carmine und Kienert ([151], [152]) ein Berechnungswerkzeug zur schichtenweisen Lebensdauervorhersage mit vergleichbaren Analyseoptionen wie bei MRLife™ entwickelt. Es bietet darüber hinaus die Möglichkeit der Implementierung beliebiger Funktionen des Restfestigkeitsabfalls, der Steifigkeitsdegradation und der Wöhlerlinie. Als Erweiterungen wurden nachfolgend Verfahren und Berechnungshilfen zur Aufbereitung beliebiger stochastischer Betriebslastkollektive entwickelt. Diese ermöglichen die schadensäquivalente Umrechnung des Lastkollektivs auf ein beliebiges konstantes Spannungsverhältnis nach der Methode von Adam et al. [160], eine Klassifizierung nach dem Rainflow-Zählverfahren und eine Umordnung des stochastischen Kollektivs in eine Blocklastfolge ([151], [152] und [161]). Darüber hinaus existieren erste Ansätze zur Kopplung dieses Lebensdaueranalyseprogramms mit dem FE-Programm ANSYS ([162], [163]).

3 Entwicklung punktueller Lasteinleitungen für dickwandige CFK-Strukturen

3.1 Ausgangssituation und Belastungsanforderungen

Am Beispiel zweier Getriebekomponenten soll die Entwicklung und Untersuchung von zwei unterschiedlichen Konzepten zur Einleitung hoher, punktuell und zyklisch wirkender Kräfte in eine dickwandige CFK-Umgebung dargestellt werden. Die beiden Komponenten sind Bestandteil des Antriebsstrangs einer Vernadelungsmaschine, die mit Drehzahlen bis zu 2.500 U/min betrieben wird. Die erste Komponente entspricht einem Drei-Punkt-Hebel (als Wippe bezeichnet), der über Pleuel angetrieben wechselnde Auf- und Abwärtsbewegung erfährt, Abb. 3.1a. Das zweite Bauteil befindet sich in der Vernadelungszone am Ende des Antriebsstrangs und stellt das Trägerelement (Brücke) für mit Nadeln bestückte Balken dar, die in Querrichtung dazu angeordnet sind, Abb. 3.1b. In beide Komponenten werden über eine nahezu identische Lagerkonstruktion mit Zylinderrollenlagern zyklische Kräfte aus den antreibenden Pleueln eingeleitet. Ferner können an die Brücke Nadelbalken einzeln oder paarweise in 12 unterschiedlichen Konfigurationen angebunden werden. Die Anbindung soll über den unteren Gurtbereich der Brücke über sechs bis acht Verschraubungspunkte je Balken mittels vorgespannten Schrauben M 12 der Festigkeitsklasse 12.9 erfolgen. Die für die Auslegung maßgebenden Betriebslasten sind in Abb. 3.1 schematisch dargestellt und in Tabelle 3.5 zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Maßgebende Betriebslasten für die Auslegung der Lasteinleitungen

		Brücke	Wippe
Maximale Pleuellasten je Lager			
$F_{PL,V}$	[kN]	± 30	± 30
$F_{PL,H}$ (90° Phasenversatz zu $F_{PL,V}$)	[kN]	± 30	-
Maximale Lasten pro Verschraubungspunkt aus Nadelbalken			
F_{NB}	[kN]	± 20	-
Betriebstemperatur Lager T_L	[°C]	+ 80	+ 80
Frequenz f der zyklischen Lasten	[Hz]	42	42

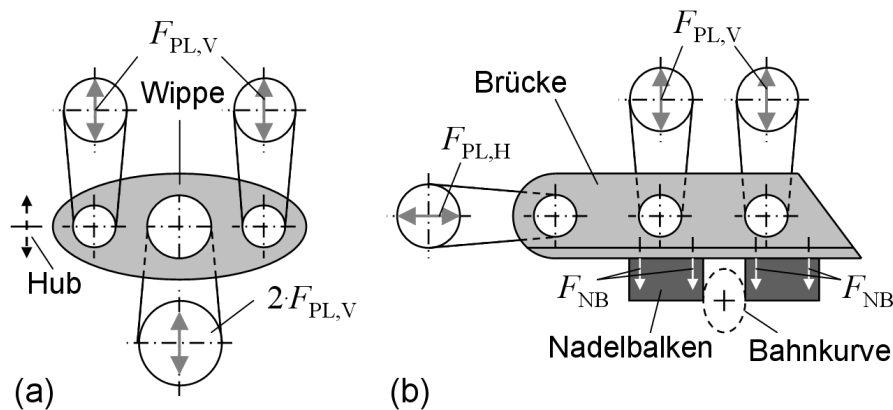


Abb. 3.1: Schematische Darstellung der Getriebekomponenten Wippe (a) und Brücke (b) mit Angabe der im Betrieb einzuleitenden Kräfte

3.2 Probekörperherstellung und -geometrie, verwendete Faser- und Matrixhalbzeuge

Beide CFK-Getriebekomponenten wurden in einem VARI-Harzinjektionsprozess hergestellt, die Probekörper für die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Versuche wurde auf die gleiche Weise mit den gleichen Verstärkungstextilien und dem entsprechenden Harzsystem gefertigt. Für alle Probekörper wurde großformatige ebene Platten mit unterschiedlichen Dicken im VARI-Verfahren auf einem temperierbaren Plattenwerkzeug angefertigt (Abb. 3.2a). Die jeweiligen Laminatkonfigurationen der Probekörper für die Versuche zur Lagerfü gung und Ermittlung der Flächenpressung bzw. zur Tragfähigkeit der Verschraubungen entsprachen dem Laminaufbau der CFK-Wippe bzw. dem Aufbau im Untergurtbereich der CFK-Brücke. Als Matrix wurde ein Zwei-Komponenten-System bestehend aus dem Epoxidharz L 1365 und dem Härter L 1360 (Fa. MGS-Scheufler) verwendet. Harz und Härter wurden im Gewichtsverhältnis 100 : 30 gemischt, entgast und bei etwa +40°C verarbeitet. Nach Abschluss des Härte- und Temperzyklus (Härtung bei +50°C für 9 Stunden, Temperung bei +150°C für 6 Stunden) wurden die jeweiligen Probekörper aus den Platten grob herausgetrennt.

Bei den Probekörpern zur Untersuchung der Lagerfü gung wurden die Lagersitze durch Zirkularfräsen und anschließendes Ausspindeln unter Verwendung von PKD-Werkzeugen mit den erforderlichen Toleranzen aus den Probekörpern herausgearbeitet, zur Untersuchung von Verschraubungen wurden kreisrunde Probekörper mit zentrisch angeordnetem Gewinde angefertigt. Bei der Gewindeherstellung wurde

zuerst ein Durchgangsloch mit dem Durchmesser $d_{DL} = 15 \text{ mm}$ (Datenblatt, Fa. Kerb-Konus [164]) mit einem gehärteten Bohrer hergestellt. Durch einen geringen Vorschub wurde beim Austreten des Bohrers auf der Rückseite der Probe darauf geachtet, dass Rissbildungen oder Delaminationen in den äußeren Laminatschichten vermieden wurden. Zusätzlich wurden die Proben auf der Austrittsseite des Bohrers durch eine Aluminiumplatte gestützt. Im nächsten Schritt wurde mit einem gehärteten Gewindebohrer ein Gewinde M16 x 1,5 geschnitten und der Gewindeeinsatz ENSAT-S 302 trocken in den CFK-Probekörper eingeschraubt (Abb. 3.2b). In Tabelle 3.2 sind die Abmessungen der gefertigten Probekörper, die verwendeten Faserhalbzeuge und die jeweiligen Laminatkonfigurationen zusammengefasst.

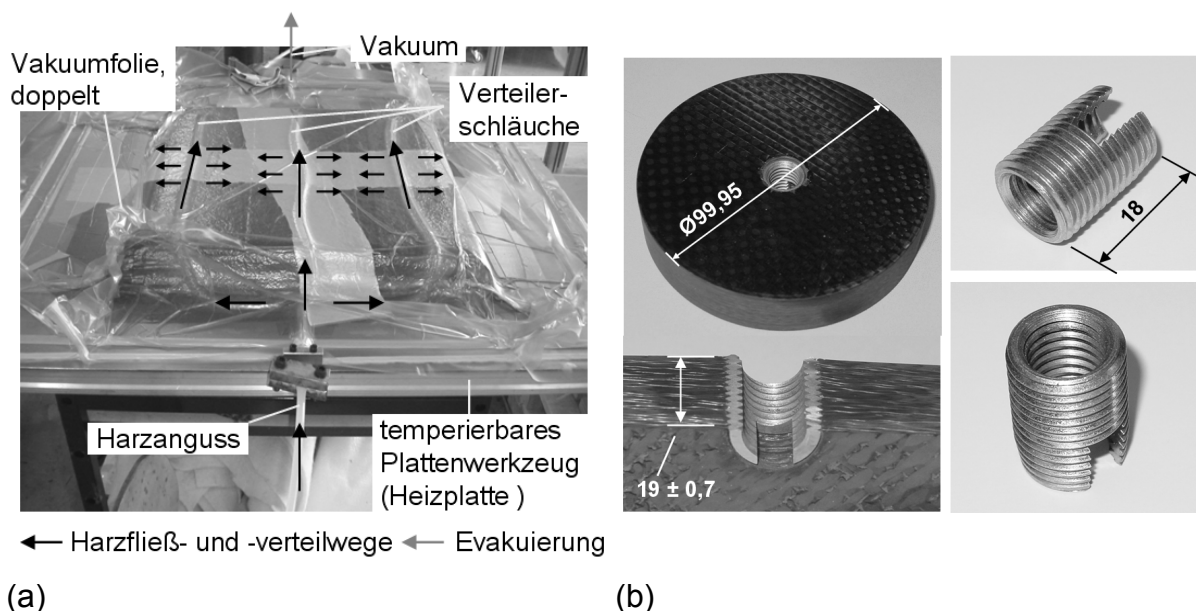


Abb. 3.2: (a) Herstellung der CFK-Probekörper im VARI-Verfahren; Infiltration mit drei Linienangüssen über die Dicke der Preform;
 (b) CFK-Probekörper mit direkt eingeschraubtem Gewindeeinsatz (ENSAT-S 302 M12 / M16x1,5)

3.3 Werkstoffkenngrößen für die Auslegung der Lasteinleitungen

Für den eingesetzten CFK-Werkstoff wurden die mechanischen Kenngrößen für Zug- und Schubbeanspruchung an $[0/90]_{4S}$ - und $[\pm 45]_{4S}$ -Laminaten nach DIN EN ISO 527-4 [165] und ISO 14129 [166] bestimmt. Hierfür wurden im VARI-Verfahren das CF-Gewebe KDK 8045 und das Harzsystem L 1365/L 1360 zu Probekörpern verarbeitet und Flachproben entsprechend der genannten Prüfnormen angefertigt. Die Ergebnisse der Prüfungen sind in

Tabelle 3.3 zusammengefasst.

Tabelle 3.2: Geometrie, Laminatkonfiguration und verwendete Halbzeuge der für die Versuche erforderlichen Probekörper

Probekörperkonfiguration	Einheit	Lagerfügen	Flächenpressung	Verschraubung
Probekörpergeometrie Länge l x Breite b x Dicke t bzw. Durchmesser D x Dicke t	[mm]	500 x 180 x 48	190 x 125 x 48	100 x 19
Lagenanzahl	[1]	128	128	50
Laminatkonfiguration		$\{[(\pm 45)/[(0/90)/(\pm 45)]_2]_{11s}/(0/90)_{18}\}$	$[(90_2/\pm 45_6/0_2)/(0_2/\pm 45_2)_3/0_3/(90_2/\pm 45_2)_5/90_5]$	
Fasergewebehälbzeuge (Fa. SGL Carbon)		Alle Lagen: HT-C-Faser, Köper 2/2, 400 g/m ² (KDK 8045)	0° und 90°-Lagen: HT-C-Faser, Leinwand, 300 g/m ² , 80/20 % Kette/Schuss (KDL 8050) ±45°-Lagen: HT-C-Faser, Köper 2/2, 400 g/m ² (KDK 8045)	

Tabelle 3.3: Experimentell ermittelten Zug- und Schubelastizitätskenngrößen

		Mittelwert	Standardabweichung 1σ	Laminat	Anzahl gültiger Proben	Norm
Zug-Modul E_x^t	[MPa]	58.583	± 1.908			
Zug-Festigkeit R_x^t	[MPa]	658,5	± 12,1	[0/90] _{4s}	6	DIN EN ISO 527-4
Querdehnzahl ν_{xy}	[1]	0,067	± 0,017			
Schubmodul G_{yx}	[MPa]	3.825	± 297			
Schubfestigkeit R_{yx}	[MPa]	52,5	± 4,8	[±45] _{4s}	5	ISO 14129

Mit Hilfe eines CLT-Analyseprogramm (LION - Laminate EvaluatION) [196] wurden auf Grundlage der Versuchskennwerte die Steifigkeits- und Festigkeitswerte des quasi-isotropen Verbundes abgeschätzt, der für die Probekörper zur Lagerfügen gewählt wurde,. Aufgrund des geringen Umfangs der zur Verfügung stehenden Werkstoffkenngrößen erfolgte die Abschätzung der Laminatfestigkeit unter Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens für alle Elastizitätsgrößen nach dem Tsai-Wu-Kriterium [98]. Als rechnerische Zug-, Druck und Schubfestigkeit des

Verbundes wurde die auf die Querschnittsfläche bezogene Scheiben-Normal- bzw. Schubbeanspruchung definiert, bei der in einer Schicht unter eine Werkstoffanstressung $f_E = 1,0$ erreicht wurde. Als Eingangswert der Druckfestigkeit wurde dabei der um 30 % reduzierte Betrag der Zugfestigkeit aus

Tabelle 3.3 angesetzt. Die rechnerisch ermittelten Kennwerte sind in Tabelle 3.4 dargestellt.

Tabelle 3.4: Rechnerisch ermittelte Kenngrößen des quasi-isotropen Verbundes

		Rechenwert
Elastizitätsmodul $E_x^t = E_x^c$	[MPa]	37.322
Elastizitätsmodul $E_y^t = E_y^c$	[MPa]	37.322
Schubmodul G_{yx}	[MPa]	18.004
Querdehnzahl ν_{xy}	[1]	0,406
Zugfestigkeit $R_x^t = R_y^t$	[MPa]	332
Druckfestigkeit $R_x^c = R_y^c$	[MPa]	286
Schubfestigkeit R_{yx}	[MPa]	108

3.4 Integration von Zylinderrollenlagern in eine dickwandige CFK-Strukturumgebung

3.4.1 Entwurf der Lasteinleitungskonstruktion Wahl des Fügeverfahrens

Die maßgebende Anforderung, die die Lasteinleitungskonstruktion der CFK-Getriebekomponenten erfüllen musste, war, neben der dauerhaft sicheren Einleitung der Pleuellasten, die Möglichkeit der problemlosen Entnahme des Lagers zu Wartungs- oder Reparaturzwecken. Vor diesem Hintergrund konnten stoffschlüssige Fügemethoden wie das Einlaminieren bzw. die Lagerintegration im Herstellungsprozess der CFK-Struktur oder das nachträgliche Einkleben des Lagers für die Lagerkonstruktion nicht berücksichtigt werden, da ein Entfernen des Lagers ohne erhebliche Beschädigung der Struktur nicht möglich wäre.

Eine weitere Lösungsmöglichkeit stellt die Integration einer metallischen Lagerbuchse dar, in die das Lager eingepresst werden kann. Die Lagerbuchse könnte bei der Herstellung der CFK-Struktur (in-situ) oder durch nachträgliches Einkleben integriert werden. Ein relativ einfaches Fügen und Entnehmen des Lagers wäre durchaus

gewährleistet, jedoch verfügt diese Konstruktionsvariante über zwei entscheidende Nachteile. Einerseits würde mit einer metallischen Lagerbuchse zusätzliches Gewicht in die Struktur eingebracht werden, andererseits wurde ein weiterer Nachteil in der Dauerhaftigkeit der Buchsenfüugung gesehen. Da sowohl die In-situ-Integration als auch das Einkleben der Buchse nur spannungsfrei, d.h. ohne radiale Pressungen, erfolgen kann, müssen die im Betrieb auftretenden Kräfte über eine dünne Matrix- bzw. Klebeschicht in die Struktur eingeleitet werden. Unter der zyklisch wechselnden mechanischen und thermischen Beanspruchung könnten jedoch Rissbildungen in der Fügezone hervorgerufen werden, welche auf lange Sicht ein Lockern oder gar vollständiges Lösen der Lagerbuchse bewirken. Darüber hinaus ist mit derartigen Fügeverbindungen ein deutlicher Mehraufwand bei der Herstellung der Getriebekomponente verbunden, da für jede Lage des Verstärkungshalbzeugs entsprechende Aussparungen anzustanzen sind und die Buchse sorgfältig in die Preform eingebunden werden muss. Weiterhin muss das Werkzeugkonzept für die Vakuum-Injektion so gestaltet sein, dass das Harz nicht in das Innere der Buchse gelangen kann. Bei der Herstellung einer Klebeverbindung müssen die Oberflächen der Lagerbuchse und des CFK-Lagersitzes sorgfältig gereinigt und entfettet werden. Weiterhin ist darauf zu achten, dass ein Klebspalt mit definierter Dicke vorliegt, der vollständig mit Klebstoff gefüllt werden muss. Nachteilig ist hierbei auch die erforderliche Aushärtung des Klebstoffs unter erhöhter Temperatur, wodurch infolge der Formänderung der metallischen Buchse unter Wärmeeinfluss Eigenspannungen in der Klebezone induziert werden, die bereits nach dem Abkühlen adhäsives Versagen hervorrufen könnten. Die Qualitätssicherung gestaltet sich bei beiden Fügeverfahren ebenfalls aufwändig, da die Fügezone hinsichtlich ungefüllter Bereiche, Fehlstellen und weiterer Fertigungsfehler überprüft werden muss. Die Untersuchung der Fügezone mit der Ultraschall- oder der Röntgen-Technik ist, abgesehen vom benötigten Zeitaufwand, aufgrund der Dickwandigkeit der Struktur und der eingeschränkten Zugänglichkeit im Lagerbereich jedoch nur erschwert möglich. Eine mögliche Alternative dazu stellt die Untersuchung der Fügezone mit Computer-Tomographie-Verfahren dar, die jedoch mit hohen Kosten verbunden ist.

Das dritte Lasteinleitungskonzept stellt die direkte Fügung des Zylinderrollenlagers in der CFK-Struktur dar. Um den sicheren Halt des Lagers zu gewährleisten, muss dafür eine Presspassung mit ausreichendem Fugendruck realisiert werden, um eine

Spaltbildung in der Kontaktfuge sowie ein Verdrehen des Lagerrings auszuschließen. Die Integration des Lagers kann dabei über einen Quer- oder Längspressverband durch thermisches Einschrumpfen bzw. durch mechanisches Einpressen erfolgen. Die Vorteile dieser Lösung sind:

- vergleichsweise einfache Herstellung des Lagersitzes durch spanende Bearbeitung nach Herstellung der CFK-Rohstruktur in Verbindung mit der Endkonturgebung
- keine aufwändige Integration von metallischen Komponenten in der Preform
- kein zusätzliches Gewicht
- einfache Fügetechniken, die im Metallbau bereits etabliert sind
- Demontagemöglichkeit zu Wartungs- und Reparaturzwecken
- Möglichkeit der visuellen Kontrolle und Nachvermessung des Lagersitzes während der Wartung

Demgegenüber ist anzumerken, dass beim mechanischen Fügen des Lagers in den Lagersitz Beschädigungen der CFK-Struktur hervorgerufen werden können, da durch das Einpressen des Lagers in Füge­richtung Reib- und Scherkräfte und an der Bohrungs­leibung radiale Druckkräfte entstehen. Die Fügekräfte rufen interlamina­re Schub- und Qu­erzugspannungen hervor, wodurch Matrixrisse und Delaminationen verursacht werden können. Angesichts der genannten Vor- und Nachteile der jeweiligen Lasteinleitungskonzepte erscheint die direkte Lagerintegration in die CFK-Struktur mittels Pressverband als die geeignetste Konstruktionslösung. Die daraus entwickelte Lagerkonstruktion ist in Abb. 3.3 dargestellt.

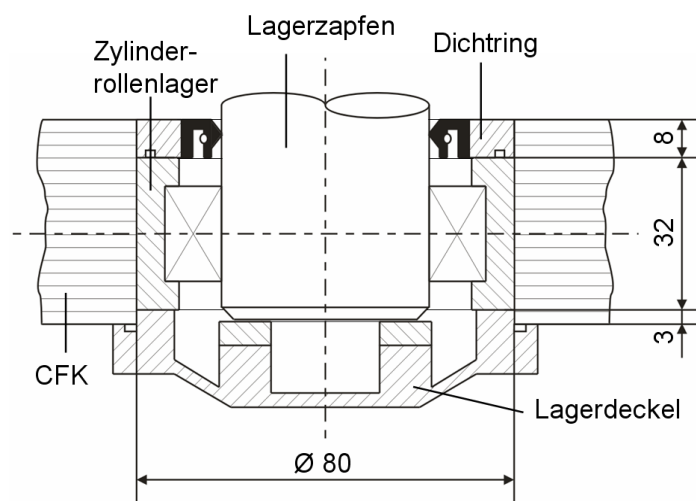


Abb. 3.3: Aufbau der gewählten Lasteinleitungskonstruktion (Schnittdarstellung)

3.4.2 „Ring in Ring“-Modell

Für die Realisierung eines Pressverbandes in der CFK-Struktur ist die Ermittlung der erforderlichen Passungstoleranzen notwendig. Ist, wie im vorliegenden Fall, die Passung des Lagers von den ursprünglichen Strukturen aus Stahl bzw. Aluminium bekannt, kann als grobe Abschätzung das Steifigkeitsverhältnis der Metall- und CFK-Struktur in der Umgebung des Lagers herangezogen werden, um die Passung für die Lagerbohrung in der CFK-Struktur auszulegen. Eine vergleichende Aussage über die wirkender Fugenpressungen oder Verformungen kann hierbei jedoch nicht getroffen werden. Aus diesem Grund wurde ein analytisches Modell entwickelt, welches für beliebige Materialien das mechanische Verhalten von Passungen beschreibt und somit deren Dimensionierung für unterschiedliche Fügepartner und Passungstoleranzen ermöglicht. Das Modell basiert auf den mechanischen Beziehungen zur Abschätzung der Umfangsspannung innendruckbelasteter, dünnwandiger Zylinderschalen unter der Annahme eines ebenen Membranspannungszustands („Kessel-formel“ [68]). Bei Längs- oder Querpressverbänden drückt der Lageraußenring beim Fügen gegen die Leibung des Lagersitzes und versucht, diesen aufzuweiten. Demgegenüber bilden der Lagersitz und die umgebende Struktur einen Widerstand gegenüber dem Lagerring aus, wodurch dieser gestaucht wird. Pressverbände können daher als Kombination aus einem mit konstantem Außendruck beaufschlagten inneren Ring (Lageraußenring) und einem durch konstantem Innendruck belasteten Außenring (Lagersitz mit umgebenden Struktur) abgebildet werden. Der jeweils wirkende Druck entspricht der Fugenpressung p_F im gefügten Zustand. Das System ist im Gleichgewicht, wenn infolge einer konstanten Fugenpressung die Verformungen des Außen- und Innendurchmessers des inneren und äußeren Rings im Betrag gleich sind. Für die Kombination eines Innenrings aus Stahl (Wälzlageraußenring) und eines CFK-Außenrings (Lagersitz) wurden, wie in Abb. 3.4 dargestellt, die mathematischen Beziehungen hergeleitet, die den Durchmesser der Passfuge im Gleichgewicht und die sich einstellenden Fugenpressung für die gewählte Paarung beschreiben.

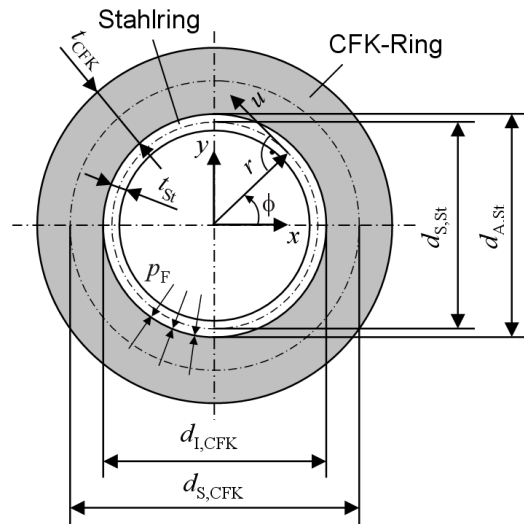


Abb. 3.4: „Ring-in-Ring“-Modell

Analog zur Kesselformel werden die infolge der Fugenpressung p_F resultierenden Umfangsspannungen $\sigma_{u,CFK}$ und $\sigma_{u,St}$ in den jeweiligen Ringen bestimmt und die zugehörigen Dehnungen $\varepsilon_{u,CFK}$ und $\varepsilon_{u,St}$ für ein linear-elastisches Materialverhalten berechnet:

$$\sigma_{u,CFK} = \frac{d_{S,CFK} \cdot p_F}{2 \cdot t_{CFK}}, \quad \sigma_{u,St} = -\frac{d_{S,St} \cdot p_F}{2 \cdot t_{St}} \quad (3.1), (3.2)$$

$$\varepsilon_{u,CFK} = \frac{d_{S,CFK} \cdot p_F}{2 \cdot E_{CFK} \cdot t_{CFK}}, \quad \varepsilon_{u,St} = -\frac{d_{S,St} \cdot p_F}{2 \cdot E_{St} \cdot t_{St}} \quad (3.3), (3.4)$$

Dabei werden die Umfangsspannungen über die Ringdicken t_i als konstant angenommen. Die jeweiligen Spannungsresultierenden wirken in den Schwerpunkten der Ringflächen, die mit den doppelten Schwerpunktradien $d_{S,i}$ berücksichtigt sind. Im Gleichgewichtszustand gilt Gl. (3.5), worin $d_{A,St,p}$ und $d_{I,CFK,p}$ die infolge der Fugenpressung verformten Außen- und Innendurchmesser des Stahl- bzw. CFK-Rings darstellen.

$$d_{A,St,p} = d_{I,CFK,p} = d_\infty = \frac{d_{A,St} \cdot d_{I,CFK} \cdot (1 + K)}{d_{A,St} \cdot K + d_{I,CFK}} \quad (3.5)$$

Diese werden nach den Gln. (3.6) und (3.7) berechnet und enthalten die entsprechend den gewählten Passungstoleranzen zugehörigen maximalen Außendurchmesser $d_{A,St}$ und minimalen Innendurchmesser $d_{I,CFK}$. Durch Einsetzen von Gl. (3.3) in Gl. (3.6), kann die wirkende Fugenpressung p_F abgeleitet werden (Gl. (3.8)). Durch Einsetzen der Gln. (3.4) und (3.8) in Gl. (3.7) und anschließendes Umformen lässt

sich eine Beziehung für den resultierenden Durchmesser der Kontaktfuge d_∞ herleiten (Gl. (3.5)).

$$d_{I,CFK,p} = d_{I,CFK} \cdot (1 + \varepsilon_{u,CFK}), \quad d_{A,St,p} = d_{A,St} \cdot (1 + \varepsilon_{u,St}) \quad (3.6), (3.7)$$

$$p_F = \left(\frac{d_\infty}{d_{I,CFK}} - 1 \right) \cdot \frac{2 \cdot E_{CFK} \cdot t_{CFK}}{d_{S,CFK}} \quad (3.8)$$

Der Faktor K beschreibt das Steifigkeitsverhältnis der Fügepaarung:

$$K = \frac{d_{S,St}}{d_{S,CFK}} \cdot \frac{E_{CFK} \cdot t_{CFK}}{E_{St} \cdot t_{St}} \quad (3.9)$$

Die Auslegung der Fügung nach Gln. (3.5) – (3.8) kann in zwei Wegen erfolgen. Sind die Toleranzen der Fügepaarung bekannt, kann daraus die resultierende Fugenpressung abgeschätzt werden. Ist im umgekehrten Fall die Fugenpressung vorgegeben oder zu limitieren, können darauf basierend die jeweils minimalen und maximalen Durchmesser des Lagersitzes und des Lagers mit den entsprechenden Passungstoleranzen gewählt werden. In der Regel sind dabei der Durchmesser des Lagers und dessen Toleranz herstellerseitig vorgegeben, sodass der verbleibende Freiheitsgrad in der Wahl einer geeigneten Dimensionierung des Lagersitzes liegt.

Die angeführten Gleichungen verlieren ihre Gültigkeit, wenn der Außendurchmesser des inneren Rings kleiner als der Innendurchmesser des äußeren Rings wird. Aus diesem Grund ist die Anwendbarkeit des Modells für Übergangspassungen nur eingeschränkt und für Spielpassungen nicht gegeben. Die Annahme einer konstanten Fugenpressung kann für quasi-isotrope FKV-Verbunde und für Verbunde mit geringer Orthotropie zugrunde gelegt werden.

3.4.3 Auslegung des Pressverbandes

Die Einleitung der Lasten aus den antreibenden Pleueln sollte bei der Wippe über zwei unterschiedliche Typen von Zylinderrollenlagern erfolgen, die bereits in der Stahlkonstruktion verwendet werden. Für die beiden äußeren Lasteinleitungsstellen wurde das Lager NU2307 (Fa. FAG Kugelfischer, Georg Schäffler AG) mit einem äußeren Nenndurchmesser $d_N = 80$ mm und das innerer das Lager SL19-2309 (Fa. INA, Schaeffler KG), mit $d_N = 100$ mm, verwendet. Für die Brücke sollte ausschließlich das Lager SL19-2309 eingesetzt werden.

Als Ausgangspunkt zur Dimensionierung der Lagersitze in den CFK-Strukturen wurde mit Hilfe der in Kap. 3.4.2 angegebenen Beziehungen zunächst der für die metallischen Bauteile vorliegende Ist-Zustand rechnerisch abgeschätzt, wobei die dafür vorliegenden Lagersitzdurchmesser und Toleranzen zugrunde gelegt wurden. Für das Rechenmodell wurden die Dicken der jeweiligen Außenringe derart gewählt, dass die Strukturumgebung der metallischen Lagersitze näherungsweise abgebildet wurde. Als maximaler Außendurchmesser des Lagerrings wurde der Nenndurchmesser des jeweiligen Lagers gewählt. Für Stahl bzw. Aluminium wurde ein Elastizitätsmodul $E_{St} = 210.000 \text{ MPa}$ bzw. $E_{Al} = 75.000 \text{ MPa}$ angesetzt. Der rechnerisch abgeschätzte Modul des quasi-isotropen CFK-Verbundes wurde entsprechend Tabelle 3.4 übernommen. Als Zielkriterium für die Auslegung der Passungen in den CFK-Strukturen wurde der Durchmesser der Kontaktfugen definiert. Unter Voraussetzung eines gleichen Kontaktfugendurchmessers für CFK-Lagersitze soll eine mit der metallischen Struktur vergleichbare radiale Verformung des Lagers vorliegen. Dies ist insbesondere in Bezug auf die so genannte Lagerluft anzustreben, um die ursprünglichen Bedingungen für den Lagerzapfen und die daran anschließenden Baugruppen zu gewährleisten. Die Lagerluft bezeichnet dabei das freie Spiel zwischen den Lagerkörpern und der Welle (Lagerzapfen).

In Tabelle 3.5 sind die Berechnungsergebnisse für die metallischen bzw. CFK-Lagersitze zusammengefasst. Aus den Ergebnissen lässt sich ableiten, dass sich bei den Fügungen in CFK bei nahezu gleichem Fugendurchmesser eine durchweg höhere Fugenpressung als bei den ursprünglichen Metallkonstruktionen einstellt. Die höheren Fugenpressungen lassen auf einen festeren Sitz der Lager in der umgebenden Struktur schließen, was als Steigerung der Fügequalität zu interpretieren ist.

Zur Herstellung des Querpressverbandes sollte der Außenring des Wälzlagers durch Abkühlen mit flüssigem Stickstoff in den Lagersitz eingeschrumpft werden. Die erforderlichen Temperaturdifferenzen für das Abkühlen wurden unter der Annahme eines Wärmeausdehnungskoeffizienten $\alpha_{T,St} = 11 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ für Stahl berechnet. Die für die Herstellung der Fügung erforderliche Schrumpfdrehung wurde aus dem Verhältnis der größten Bohrungstoleranz $\Delta d_{N,max}$ zum Nenndurchmesser d_N der Bohrung ermittelt.

Die erforderliche Abkühlung des Lagers ΔT wurde nach

$$\Delta T = \frac{\Delta d_{N,\max}}{d_N} \cdot \frac{1}{\alpha_{T,\text{St}}} \quad (3.10)$$

bestimmt und für die jeweils zu fügenden Lager in Tabelle 3.6 zusammengefasst.

Tabelle 3.5: Rechnerischer IST-Zustand und Auslegung der erforderlichen Lagerpassung der CFK-Struktur

Wippe		IST-Zustand Stahl-Lagersitz		Auslegung CFK-Lagersitz	
Konstruktionsmaß	[mm]	80 ^{-0,005} _{-0,015}	100 ^{-0,005} _{-0,015}	79,98 ^{-0,005} _{-0,020}	99,98 ^{-0,005} _{-0,020}
Passung nach ISO		80 M6 h5	100 M6 h5	80 P6 h5	100 P6 h5
$d_{I,\text{St}}, d_{I,\text{CFK}}$	[mm]	79,985	99,985	79,960	99,960
K	[1]	1,84	1,92	0,45	0,38
d_∞	[mm]	79,989	99,990	79,988	99,989
p_F	[MPa]	3,87	3,01	4,95	3,38
Brücke		IST-Zustand Aluminium-Lagersitz		Auslegung CFK-Lagersitz	
Konstruktionsmaß	[mm]	79,98 ^{-0,005} _{-0,020}		79,96 ^{-0,005} _{-0,020}	
Passung nach ISO		80 P6 h5		80 R6 h5	
$d_{I,\text{St}}, d_{I,\text{CFK}}$	[mm]	79,960		79,940	
K	[1]	0,90		0,45	
d_∞	[mm]	79,981		79,981	
p_F	[MPa]	7,57		7,82	

Tabelle 3.6: Erforderliche Temperaturdifferenzen zum Einschrumpfen der Lager

		Wippe		Brücke
Konstruktionsmaß	[mm]	79,98 ^{-0,005} _{-0,020}	99,98 ^{-0,005} _{-0,020}	79,96 ^{-0,005} _{-0,020}
Passung nach ISO		80 P6 h5	100 P6 h5	80 R6 h5
$\Delta d_{N,\max}/d_N$	[1]	- 5,0 · 10 ⁻⁴	- 4,0 · 10 ⁻⁴	- 7,5 · 10 ⁻⁴
ΔT	[K]	- 45	- 36	- 68

3.4.4 Finite-Elemente-Berechnung der Lagerfü gung

Zusätzlich zur analytischen Auslegung der Fügung wurde eine Finite-Elemente-(FE-)Simulation der CFK-Struktur mit dem Programm ANSYS durchgeführt. Hierfür wurde ein 3D-FE-Halbmodell der Wippe generiert (Abb. 3.5a). Die CFK-Struktur wurden mit 20-knotigen, geschichteten SOLID191-Volumenelementen und die Lagerringe mit 20-knotigen SOLID95-Volumenelementen abgebildet. Als Materialmodell für den Lageraußenring und die CFK-Struktur wurde jeweils ein linear isotroper bzw. orthotroper Ansatz gewählt. Die Elastizitätskennwerte der $0^\circ/90^\circ$ -Einzelschicht für CFK wurden entsprechend Kapitel 3.3 implementiert. Zur Abbildung der Lagerung wurden drucksteife und zugschlaffe Link-Elemente (LINK10) verwendet und an der Mittelfläche des Modells symmetrische Randbedingungen definiert. Zwischen den Oberflächen des Lagersitzes und des Lageraußenrings wurde Kontakt durch 3D-Kontaktelemente (CONTACT174, TARGET170) abgebildet. Das Fügen des Lagers im Pressverband wurde durch die Definition der Kontaktbedingungen in Form des Schließens der „Lücke“ zwischen Lageraußenring und Lagersitz (sogenannte „close gap“-Aufforderung) berücksichtigt. Die Auswertung der Ergebnisse bestätigte die Annahmen des „Ring-in-Ring“-Modells, da sich infolge der Lagerfü gung ringförmig um den Lagersitz eine annähernd konstante Verteilung der ersten Hauptdehnung ε_1 einstellte (vgl. Abb. 3.5b). Darüber hinaus stimmt der mittels FE-Berechnung ermittelte Durchmesser des Lagersitzes von $d_\infty = 79,987$ mm nach Fügung gut mit den analytisch ermittelten Werten (vgl. Tabelle 3.5) überein.

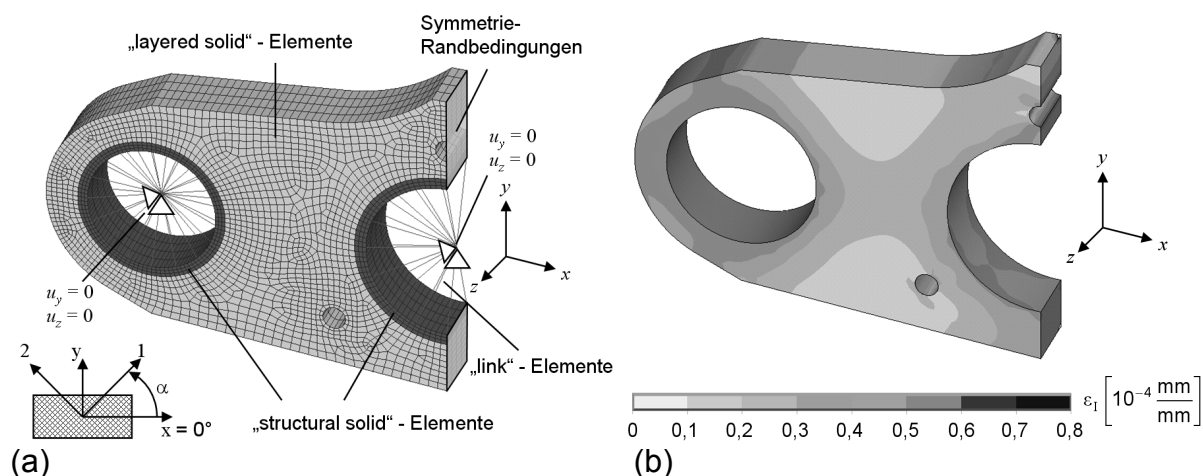


Abb. 3.5: FE-Simulation der Lagerfü gung am Beispiel der CFK-Wippe;
 (a) FE-Modell mit Angabe der Lagerungsrandbedingungen;
 (b) 1. Hauptdehnung ε_1 infolge Lagerfü gung

3.4.5 Thermisches und mechanisches Fügen der Lager

Mit dem Hintergrund der Vermeidung von Schädigungen des CFK-Lagersitzes durch den Fügeprozess wurde zunächst das thermische Fügen des Lagers untersucht. Unter Zuhilfenahme von flüssigem Stickstoff wurde das Stahllager um etwa -50°C abgekühlt und unmittelbar danach in den Lagersitz eingesetzt. Das Lager ließ sich dabei ohne mechanische Anstrengung fügen und positionieren. Demgegenüber erwies sich der Versuch, das Lager wieder auszubauen, als problematisch, da dies trotz mehrmaligem Überschütten mit Stickstoff erst mit erheblichem mechanischem Aufwand entfernt werden konnte. Die Ursachen dafür waren eine nicht ausreichende Benetzung des gefügten Lagers mit Flüssigstickstoff und eine zusätzliche thermische Isolationswirkung der umgebenden CFK-Struktur. Daher ist es nicht möglich eine vollständige und gleichmäßige Durchkühlung des Lagers zu erzielen. Darüber hinaus war es nicht zu vermeiden, dass die CFK-Struktur in der Umgebung des Lagers mit Stickstoff benetzt wurde, wodurch die oberflächennahen Laminatschichten eine starke Beanspruchung durch den vorherrschenden Temperaturgradienten erfuhren. Mehrfaches Montieren und Demontieren ist mit dieser Methode nicht anzuraten, da die Zuverlässigkeit der Fügung über die gesamte Betriebsdauer nicht gewährleistet werden kann. Weiterhin sind bei der Handhabung mit flüssigem Stickstoff entsprechende Arbeitssicherheitsvorschriften vorzugeben und einzuhalten, und das Betriebspersonal ist mit ausreichender Sicherheitsbekleidung auszustatten. Aus den genannten Gründen erschien das thermische Fügen für eine spätere Anwendung in einem industriellen Betriebsumfeld als nicht praktikabel.

Als zweite Methode der Lagerfügung wurde die Realisierung eines Längspressverbandes durch mechanisches Fügen untersucht. Das Fügen des Lagers erfolgte unter Verwendung eines Positionier- und Montagewerkzeugs, welches bereits für das Lagerfügen der metallischen Getriebekomponenten eingesetzt wurde (Abb. 3.6).

Das Montieren und Demontieren des Lagers kann ohne größere Mühe auch unter erschwerten Umgebungsbedingungen (z.B. Austausch an der Maschine) durchgeführt werden. Darüber hinaus bedarf es keinerlei Sicherheitsanweisung oder zusätzlicher Schutzbekleidung.

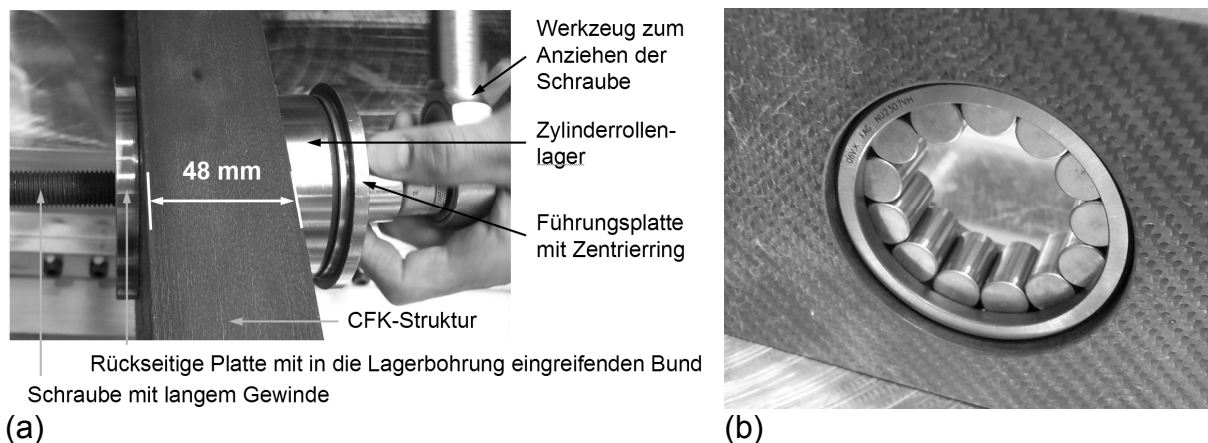


Abb. 3.6: (a) Mechanisches Fügen des Zylinderrollenlagers in die dickwandige CFK-Struktur mit einer Positionier- und Montagehilfe;
 (b) gefügtes Zylinderrollenlager

3.4.6 Qualitätsanalyse der Fügung

Nach dem Lagerausbau des Lagers waren deutlich veränderte Texturen der Oberflächen an der Leibung des Lagersitzes zu erkennen. Im Bereich des gefügten Lagers zeichnete sich eine glänzende Oberfläche ab, wohingegen im übrigen Bereich des Lagersitzes noch die fertigungsrauhe, matte Oberfläche zu erkennen war (Abb. 3.7(a)). Durch das Fügen des Lagers wurde demzufolge die Oberfläche des Lagersitzes durch mechanische Einwirkungen verändert und die Rauheit reduziert. Zur Qualifizierung der Oberflächeneigenschaften wurde die Topologie des Lagersitzes zwei- und dreidimensional mittels Weißlichtprofilometrie vermessen und die Rauheit der beiden Bereiche bestimmt. Nachfolgend wurde die CFK-Struktur hinsichtlich möglicher Schädigungen durch das Einpressen untersucht. Mit Hilfe des Lichtmikroskops wurden Proben aus der Umgebung des Lagersitzes („mL“-Proben) und aus benachbarten Bereichen, die von dem Fügeprozess nicht beeinflusst waren („oL“-Proben), analysiert und miteinander verglichen. Die untersuchten Proben wurden innerhalb des Lagersitzes entsprechend der in Abb. 3.7b dargestellten Skizze entnommen.

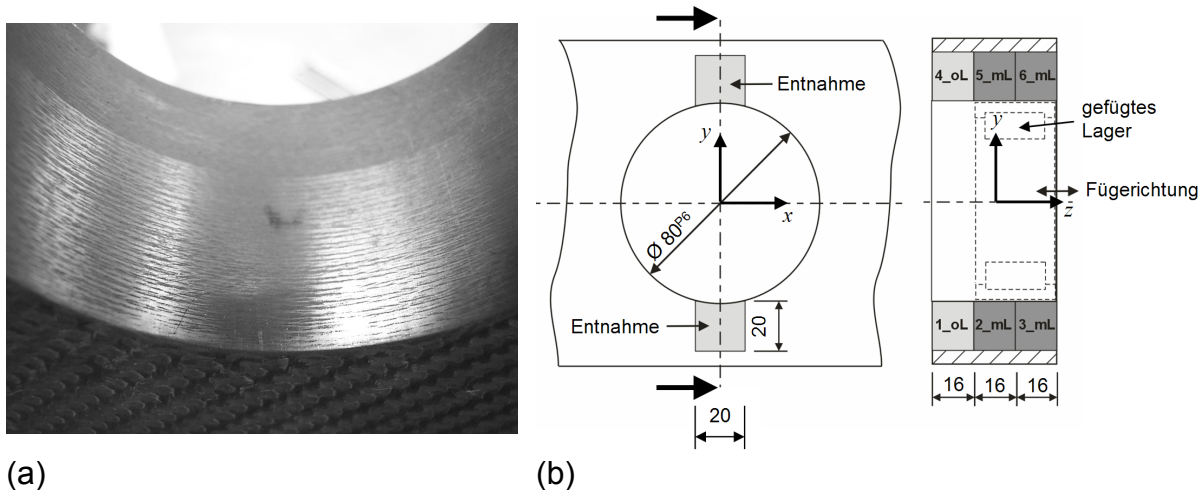


Abb. 3.7: Probekörperentnahme im Bereich des CFK-Lagersitzes für Lichtmikroskopuntersuchung: (a) Lagersitz nach Ausbau des Lagers; (b) Prinzipskizze zur Probenentnahme für Lichtmikroskopie-Untersuchungen (Maße in mm)

Mit Hilfe des Weißlichtprofilometers (MicroProf, Fa. FRT) wurde die zwei- und dreidimensionale Topologie des Lagersitzes in den fertigungsrauen und gefügten Bereichen untersucht. Dabei wurde jeweils eine Teilfläche des Lagersitzes mit einer Breite von 2 mm in Umfangsrichtung des Lagers und einer Länge von 4 mm in axialer Richtung berührungslos abgetastet. Die Aufnahmen wurde mit der Software Mark III (Vers. 3.8.15, Fa. FRT) ausgewertet, Oberflächenprofile erstellt und der jeweilige Mittenrauhwert und die mittlere Rautiefe bestimmt.

Im Bereich des fertigungsrauen Lagersitzes wurde ein Mittenrauhwert von $R_a = 2,43 \mu\text{m}$ und im Fügebereich von $R_a = 1,37 \mu\text{m}$ ermittelt, weiterhin wurden in diesen Bereichen mittlere Rauhtiefen von $R_z = 40,20 \mu\text{m}$ bzw. $R_z = 24,23 \mu\text{m}$ bestimmt. Die gemessenen Mittenrauhwerte bestätigten eine Veränderung der Lagersitzoberfläche infolge der Fügung. Anhand der in Abb. 3.8a und c dargestellten dreidimensionalen Oberflächenprofilen sind die Rauheitsunterschiede der Bereiche deutlich zu erkennen. Die Oberfläche außerhalb der Fügezone weist eine größere Häufigkeit von Spitzen und Senken gegenüber der Fügezone auf, wo plateauartige Bereiche zu erkennen sind. Ferner sind in beiden Profilen deutliche Riefen und Furchen in Umfangsrichtung zu erkennen, die bei der Herstellung des Lagersitzes hervorgerufen wurden. In Abb. 3.8b und d sind die Oberflächenprofile der beiden Bereiche entlang eines Axialschnittes bei $b = 1,0 \text{ mm}$ dargestellt.

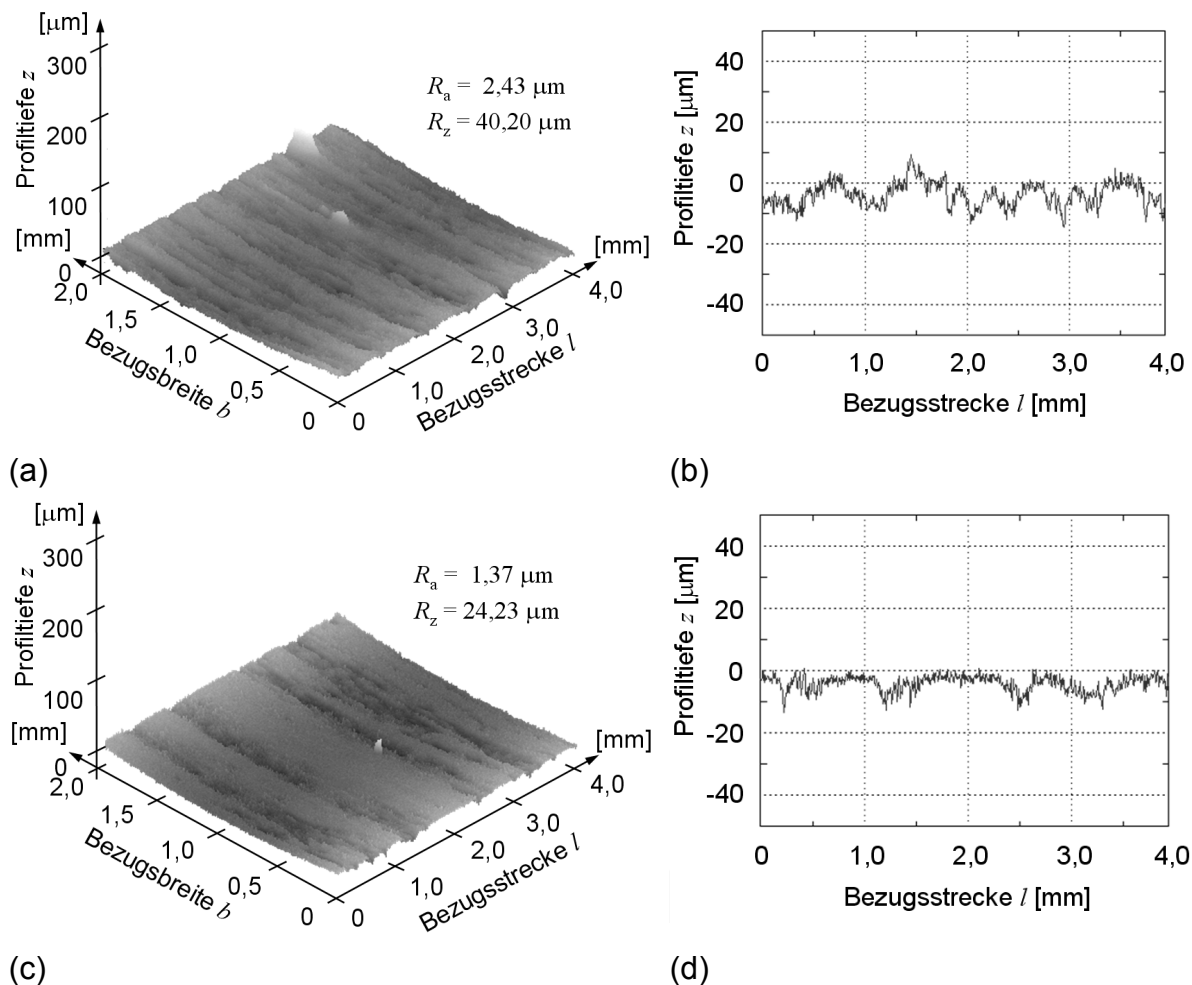


Abb. 3.8: 3D-Oberflächenprofile des Lagersitzes: (a) außerhalb der Fügezone; (b) außerhalb der Fügezone, Axialschnitt bei $b = 1,0 \text{ mm}$; (c) Lagersitz im Bereich der Fügezone; (d) Fügezone, Schnitt bei $b = 1,0 \text{ mm}$

Auf den Lichtmikroskopaufnahmen waren an der gesamten Bohrlochwandung geringfügige Beschädigungen des Laminats in Form von Ausbrüchen mit einer Tiefe von etwa $10 - 20 \mu\text{m}$ zu erkennen, die auf die Herstellung der Bohrung zurückzuführen sind. Auf der Seite der Bohrung, von der aus das Lager eingepresst wurde, waren in zwei aufeinanderfolgenden Schichten mit Faserorientierung senkrecht zur Bohrungstangente deutliche Faserknickbrüche mit einer Schädigungstiefe von etwa $200 \mu\text{m}$ zu erkennen (Probe 3_ml, vgl. Abb. 3.9a). Diese Art der Schädigung war ausschließlich an dieser Stelle zu beobachten. Möglicherweise wurde sie durch ein leichtes Verkanten des Lagers zu Beginn des Einpressvorgangs verursacht. An Proben aus der gegenüberliegenden Seite des Lagersitzes, Probe 6_mL, konnten

Faserknickbrüche in den Randschichten des Laminats nicht festgestellt werden. Insgesamt konnten im Wesentlichen keine das Tragverhalten beeinflussende Matrixrisse, Delaminationen oder Faserbrüche infolge der Herstellung des Lagersitzes und infolge des Fügeprozess festgestellt werden (vgl. Abb. 3.9a – d).

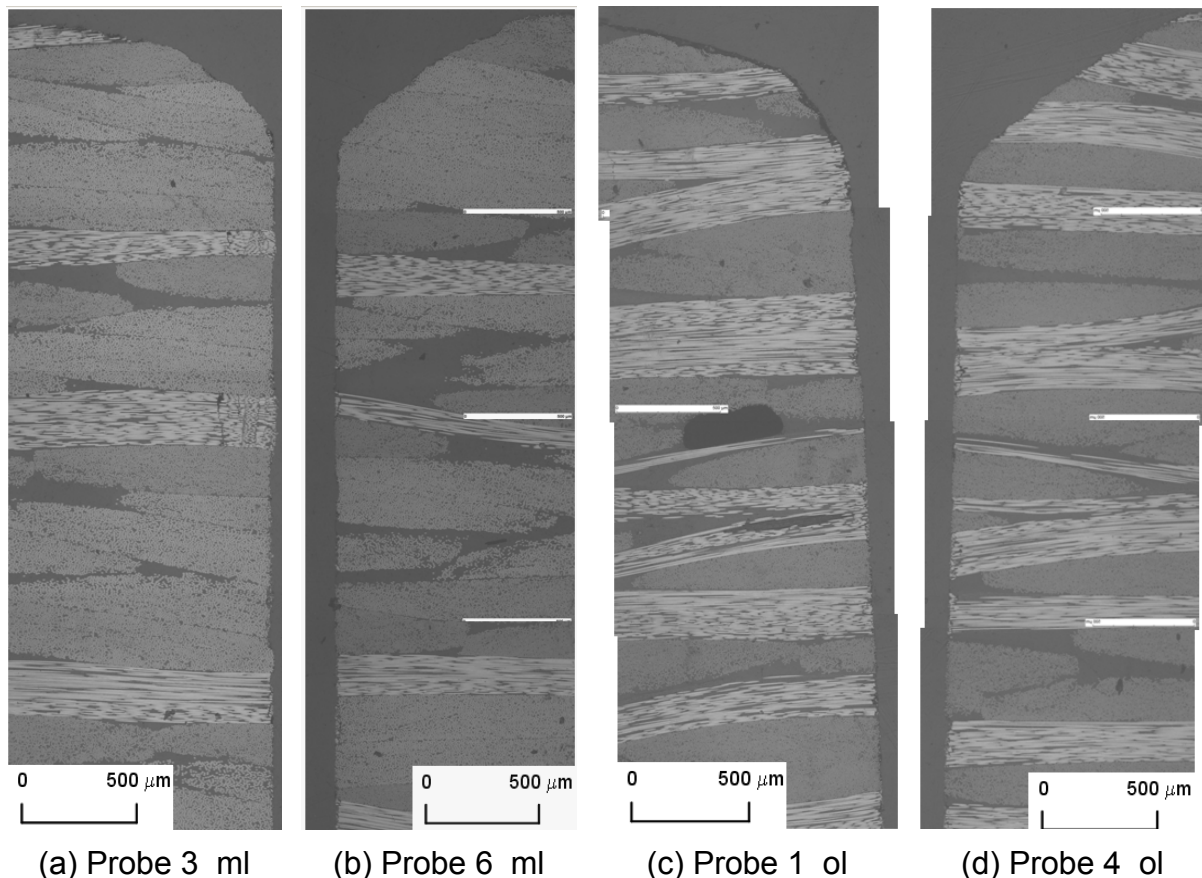


Abb. 3.9: Zusammengesetzte Lichtmikroskopaufnahmen aus den Randbereichen des Lagersitzes; (a) und (b): „mL“-Proben aus dem Bereich der Fügezone; (c) und (d): „oL“-Proben außerhalb der Fügezone

3.4.7 Prüfungen der Lagerintegration unter Betriebsbedingungen

Zum experimentellen Tragfähigkeitsnachweis der entwickelten Lagerintegration wurden CFK-Wippen auf einem Technikumsprüfstand untersucht, in dem der Antriebsstrang einer realen Wirkmaschine abgebildet wird. Im Prüfstand wurden zwei CFK-Wippen montiert und bei etwa 80 % der maximalen Betriebslast und einer Drehzahl von 2.500 U/min (etwa 42 Hz) geprüft. Im Verlauf der Prüfungen wurden die Lager in regelmäßigen Abständen ausgebaut und hinsichtlich äußerlich erkenn-

barer Schäden untersucht sowie die Maßhaltigkeit der Lagersitze kontrolliert. Die Betriebslastuntersuchung wurde nach $4,21 \cdot 10^8$ Schwingspielen ohne äußerlich erkennbare Beeinträchtigungen oder Schädigungen sowie nennenswerte Aufweitungen und Ovalisierungen der Lagersitze beendet (vgl. Abb. 3.10), die Lageraußenringe waren danach noch in einwandfreiem Zustand.

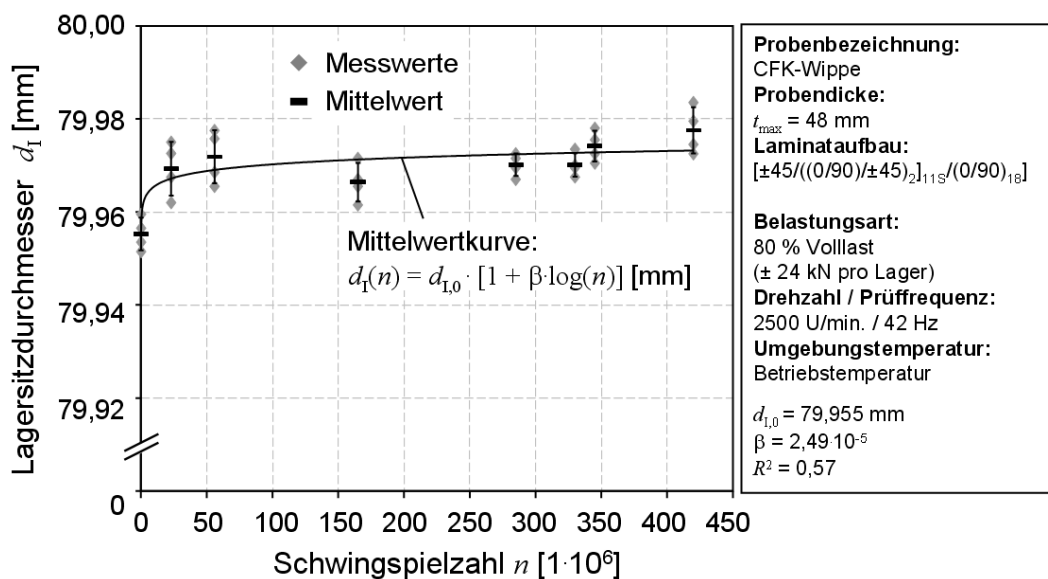


Abb. 3.10: Aufweitung des Lagersitzdurchmessers über der Schwingspielzahl bei der Prüfung eines CFK-Wippen-Paares unter betriebsnahen Bedingungen; gemessen an vier Lagersitzen ($d_N = 80 \text{ mm}$)

3.5 Zulässige Flächenpressung senkrecht zur Laminebene

3.5.1 Auslegungsgrundlagen für Schrauben- und Bolzenverbindungen

Im Zuge der Substitution einer Getriebebrücke aus Aluminium durch eine CFK-Struktur sollten die Lasten aus daran angeschlossenen Nadelbalken mittels einer vorgespannten Schraubenverbindung eingeleitet. Zur Auslegung von Schraubverbindungen ist die Kenntnis der zulässigen Flächenpressung, die unterhalb der Verbindungselemente, wie beispielsweise einer Unterlegscheibe oder eines Bolzenkopfes, senkrecht zur Laminebene an der Oberfläche des Laminats wirkt, erforderlich. In der VDI Richtlinie 2230 [167] werden zulässigen Pressungen für GFK- und CFK-Werkstoffe von $\sigma_{p,zul} = 140 \text{ MPa}$ vorgeschlagen. Dieser Wert wird allerdings in der Richtlinie nicht weiter hinsichtlich Ermittlungsart oder Herkunft erläutert. Collins [168] und Kelly [39] untersuchen die Tragfähigkeit von vorgespannten Bolzenverbindungen und nennen dabei eine durch das Vorspannen resultierende Spannungskomponente in Laminatdickenrichtung von $\sigma_z = 22 \text{ MPa}$, die jedoch nicht im Sinne einer maximal zulässigen Größe betrachtet werden kann.

3.5.2 Experimentelle Bestimmung der zulässigen Flächenpressung

Zur Ermittlung der ertragbaren Flächenpressung senkrecht zur Laminebene wurden ein entsprechendes Prüfkonzept sowie eine dafür geeignete Prüfvorrichtung (Abb. 3.11a) entwickelt. In der Versuchsführung wurde der CFK-Probekörper durch einen Stempel (Abb. 3.11b) mit einer definierten ebenen, kreisrunden Stempelfläche, Durchmesser $d_{\text{Stempel}} = 20 \text{ mm}$, kraftgesteuert belastet. Während der Prüfung wurde die Eindrückung des Stempels durch einen induktiven Wegaufnehmer (WA10, HBM Messtechnik GmbH), der mit ausreichendem Abstand vom Prüfstempel auf der Oberfläche der Probe angriff, gemessen. Die Prüfungen wurden für eine maximale Prüfkraft bis $F = 100 \text{ kN}$ auf einer servo-hydraulischen Prüfmaschine SCHENK PL100N und darüber auf einer Prüfmaschine SCHENK Hydropuls PSB 250 durchgeführt. Während der Prüfung wurden die Kraft- und Wegsignale der Prüfmaschine und des Wegaufnehmers aufgezeichnet. Die Probekörper wurden an bis zu zwölf Stellen geprüft (Abb. 3.11c).

Für die experimentelle Bestimmung der Flächenpressung wurden verschiedene Prüfscenarien erarbeitet, anhand derer das Werkstoffverhalten charakterisiert wurde

(Tabelle 3.7). Darunter wurden Laststeigerungsversuche (Versuchsreihe 3) durchgeführt, in denen die Proben anhand der beiden Belastungsfolgen 98 – 130 – 150 kN und 130 – 150 – 175 kN geprüft und dabei je Laststufe be- und entlastet wurden.

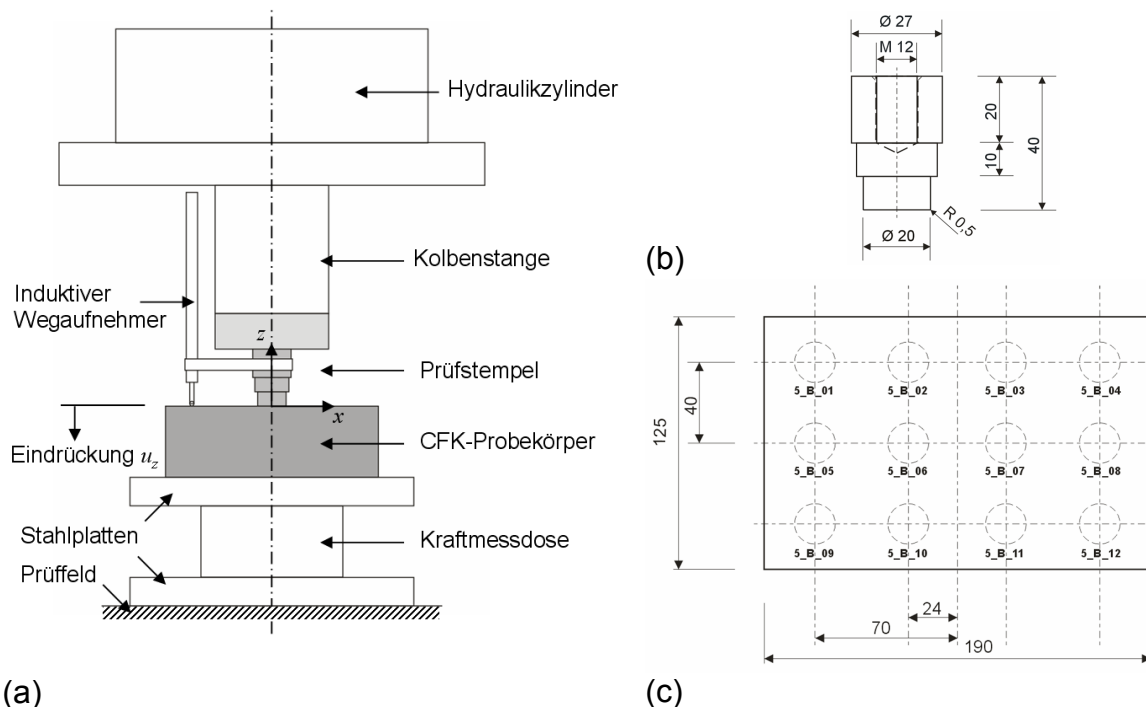


Abb. 3.11: a) Skizze des Prüfstands zur Durchführung von Eindrückversuchen; b) Prüfstempel; c) Probekörpergeometrie und Prüfstellen

Tabelle 3.7: Versuchsreihen zur Bestimmung der zulässigen Flächenpressung

Versuchsreihe	Beschreibung
1	Einmaliges Be- und Entlasten, maximale Prüflast $F = 98$ kN, Prüfungsgeschwindigkeit: 0,5 kN/sec (Belastung), 1,0 kN/s (Entlastung)
2	Wiederholtes Be- und Entlasten, maximale Prüflast $F = 98$ kN, Prüfungsgeschwindigkeit: 0,5 kN/s (Belastung), 1,0 kN/s (Entlastung), 6 Lastzyklen
3	Laststeigerung, Be- und Entlasten für jede Laststufe, 3 Laststufen (variabel), Prüfungsgeschwindigkeit: 0,5 kN/s (Belastung), 1,0 kN/s (Entlastung)
4	Zeitstandversuch, Belasten – Halten für $t = 18$ h – Entlasten, maximale Prüflast $F = 98$ kN, Prüfungsgeschwindigkeit: 0,5 kN/s (Belastung), 1,0 kN/s (Entlastung)

Die Ergebnisauswertung der Versuchsreihe 1 und 2 zeigte, dass es durch die Erstbelastung mit $F = 98$ kN zu einer bleibenden Verformung in Höhe von etwa 0,08 mm kommt. Aus Reihe 2 geht weiter hervor, dass durch jeden darauf folgenden

Lastzyklus eine zusätzliche, bleibende Verformung von jeweils weniger als 0,01 mm zurückbleibt. Die demgegenüber vergleichsweise hohe Primärverformung kann auf Unebenheiten des Probekörpers und auf harzreiche, oberflächennahe Schichten zurückgeführt werden. Unter der maximalen Prüflast wurde in beiden Versuchsreihen eine Eindrückung von etwa 0,7 mm gemessen. Die unterhalb des Stempels wirkende Flächenpressung betrug dabei etwa 305 MPa. Die Kraft-Verformungs-Kurven wiesen keine auffälligen Unstetigkeiten oder Sprünge, die auf ein Versagen hindeuten können, auf. In Abb. 3.12 ist beispielhaft ein Kraft-Verformungs-Diagramm der Versuchsreihe 2 dargestellt.

In den Laststeigerungsversuchen (Versuchsreihe 3) wurden die Probekörper stufenweise belastet und mit einer Flächenpressung von bis zu $\sigma_p \sim 545$ MPa beaufschlagt. Anhand der jeweiligen Kraft-Verformungs-Kurven ist unabhängig von den geprüften Belastungsfolgen ein deutlicher überproportionaler Anstieg der maximalen als auch der nach Entlastung verbleibenden Eindrückung zu erkennen (s. Abb. 3.13 und Abb. 3.14). Die Charakteristik der Belastungskurven ist im Vergleich zu den innerhalb der Versuchsreihen 1 und 2 gemessenen Kurven ausgeprägt nichtlinear und die Krümmung der Kurve steigt mit zunehmender Belastungshöhe. Im Vergleich der einzelnen Lastzyklen vergrößert sich die von der jeweiligen Be- und Entlastungskurve eingehüllte Fläche um ein Vielfaches. Sehr deutlich ist dies in Abb. 3.14 zu erkennen. Die verbleibende Eindrückung infolge einer Belastung von $\sigma_p \sim 545$ MPa entspricht mit $u_z = 0,31$ mm in etwa der Einzelschichtdicke im Laminat.

Das durch die Versuchsreihen 1 und 2 ermittelte Werkstoffverhalten infolge einer resultierenden Pressung $\sigma_p \sim 305$ MPa kann als gutmütig und unkritisch eingestuft werden, da insbesondere die Verformungszunahme bei mehrfach wiederholter Belastung moderat verläuft und die bleibende Eindrückung nach Entlastung lediglich einem Bruchteil der Einzelschichtdicke im Laminat von etwa $t_{ES} = 0,38$ mm, nämlich etwa 0,08 mm, entspricht. Die Ergebnisse der Versuchsreihe 3, wie die überproportionale Verformungszunahme, die Vergrößerung der Hüllfläche aus Be- und Entlastungskurve und die bleibende Eindrückung in der Größenordnung der Einzelschichtdicke, lassen auf eine Schädigung der oberflächennahen Laminatschichten für Flächenpressungen $\sigma_p > 305$ MPa schließen. Das eindeutige Versagen des Probekörpers konnte nicht festgestellt werden, da ein für den Versagenseintritt typischer,

spontaner Lastabfall mit einer damit verbundenen Desintegration des Probekörpers bis zu einer Beanspruchung von $\sigma_p \sim 545$ MPa nicht eingetreten war.

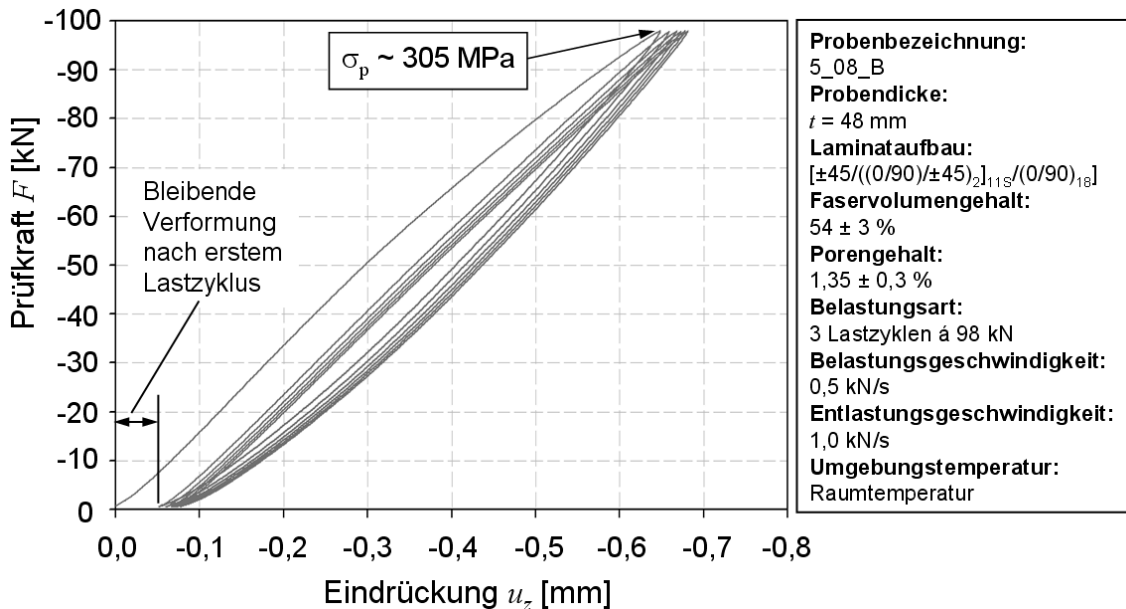


Abb. 3.12: Kraft-Verformungs-Diagramm aus Versuchsreihe 2 (mehrmalige Belastung mit $F = 98$ kN)

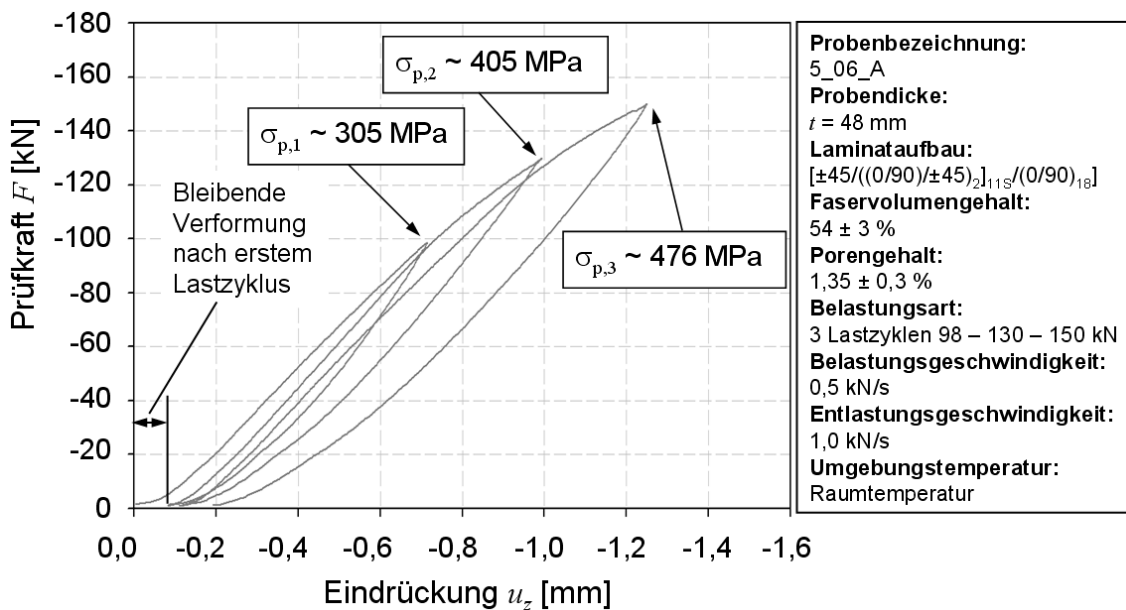


Abb. 3.13: Kraft-Verformungs-Diagramm aus Versuchsreihe 3 (Laststeigerung, Belastungsfolge 98 – 130 – 150 kN)

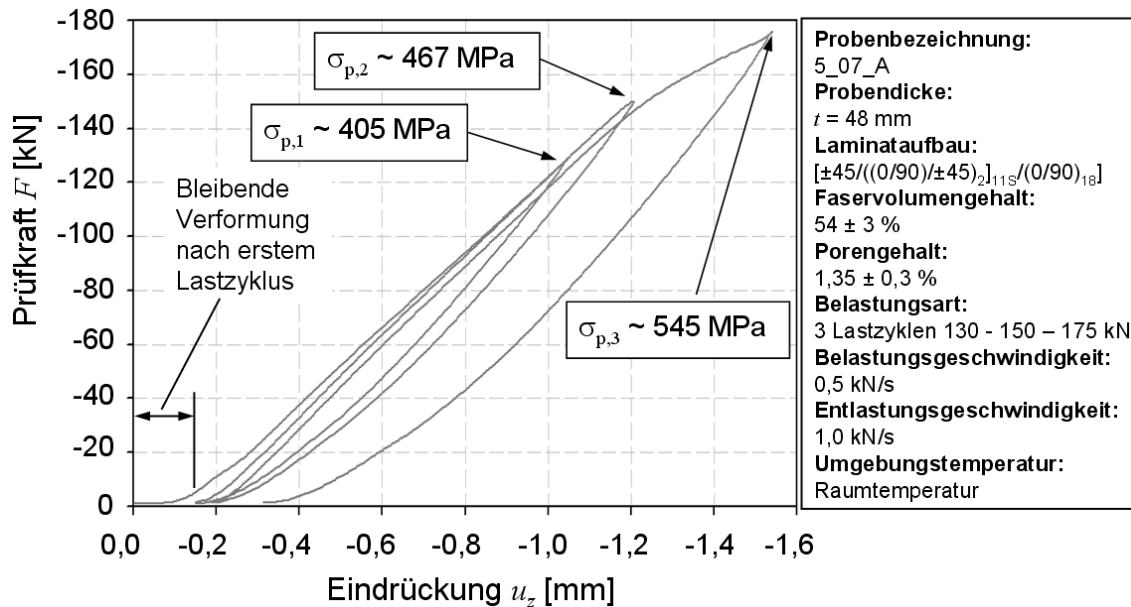


Abb. 3.14: Kraft-Verformungs-Diagramm aus Versuchsreihe 3 (Laststeigerung, Belastungsfolge 130 – 150 – 175 kN)

In Versuchsreihe 4 wurde ein Zeitstandversuch bei einer Prüfkraft von $F = 98$ kN über eine Dauer von 18 Stunden durchgeführt. Die Zeitstandkurve zeigte, dass die Eindrückung sich über die Versuchsdauer asymptotisch einem Wert von etwa 0,9 mm annähert (Abb. 3.15). Aufgrund der sehr geringen Neigung der Kurve am Ende der Prüfung kann angenommen werden, dass sich die Eindrückung mit größerer Belastungsdauer nicht nennenswert vergrößert und mit diesem Wert die Endverformung näherungsweise erreicht ist. Diese Verformungscharakteristik kann durch das viskoelastische Verhalten der Matrix begründet werden, die die Materialeigenschaften in Laminatdickenrichtung maßgeblich dominiert.

Aufgrund der Ergebnisse aus Versuchsreihe 4 ist anzunehmen, dass bei der Herstellung einer vorgespannten Schraubenverbindung die zu Beginn aufgebrachte Vorspannkraft infolge von Setzungseffekten nachlässt und nach einer gewissen Zeitspanne gegebenenfalls nicht mehr vorliegt. Zur Vermeidung derartiger Spannkraftverluste wird daher für die Herstellung von vorgespannten Schraubenverbindungen bei FKV-Strukturen ein dreistufiges Montageprogramm vorgeschlagen, so dass die Primärsetzungen und die zeitabhängigen Setzungen noch vor der Inbetriebnahme des Bauteils abgeschlossen sind.

Als Vorgehensweise für die Montage von Schraubverbindungen wird folgende Vorgehensweise empfohlen:

1. Verbindung mit maximaler/erforderlicher Vorspannkraft/-moment herstellen
2. Verbindung zeitnah wieder lösen und Vorspannung erneut einstellen
3. Nach mindestens 18 Stunden Vorspannkraft/-moment kontrollieren und gegebenenfalls nachjustieren

Die Prüfergebnisse aus allen Versuchsreihen sind in Tabelle 3.8 zusammengefasst. Für die Dimensionierung von Verbindungselementen für Schraubenverbindungen, die Ermittlung maximaler Vorspannkraften oder die Einleitung von auf die Laminatoberfläche wirkenden Kräften wird es als sinnvoll erachtet eine zulässige Flächenpressung von $\sigma_p = 200 - 300$ MPa anzunehmen.

Darüber hinaus wird darauf hingewiesen, dass die Ermittlung der ertragbaren Flächenpressung an massiven, dickwandigen Probekörpern, die von der Geometrie her auf spezielle Anwendungsbedingungen ausgerichtet waren, durchgeführt wurde. Eine allgemeingültige Übertragbarkeit auf beliebig gestaltete Laminats sowie weitere FKV-Werkstoffe wurde im Rahmen der Arbeit nicht nachgewiesen. Als konservativer Wert für die zulässige Flächenpressung an Laminatoberflächen kann ersatzweise die Druckfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung herangezogen werden.

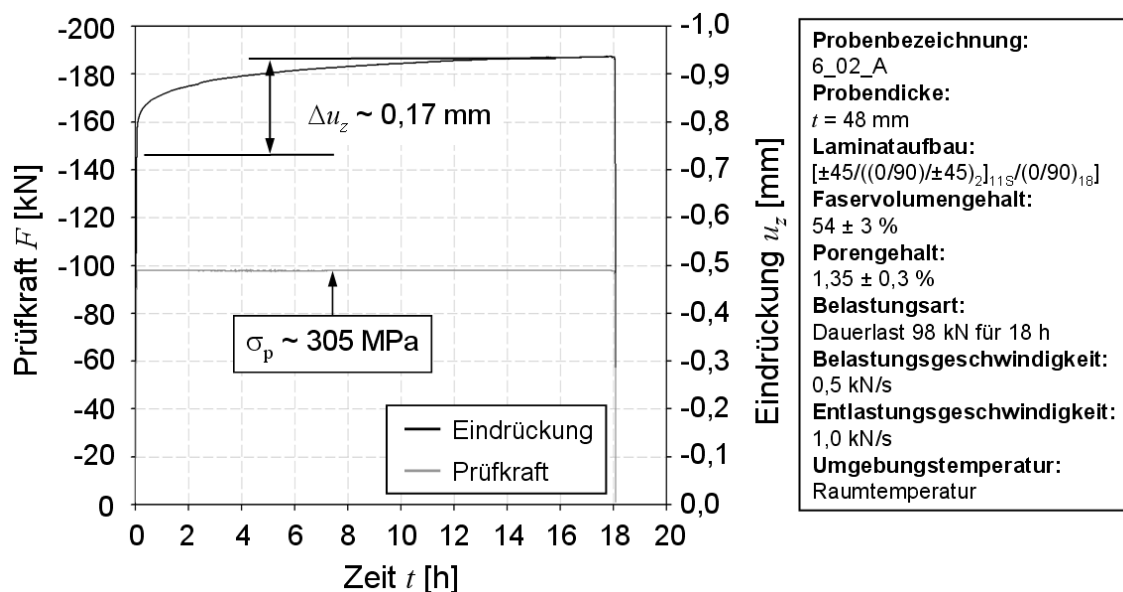


Abb. 3.15: Zeitstandkurve bei einer konstanten Flächenpressung von 305 MPa

Tabelle 3.8: Zusammenstellung der gemessenen Eindrückungen u_z aus den einzelnen Versuchsreihen

Versuchsreihe	$u_{z,max}$ bei Erstbelastung [mm]	$u_{z,bleibend}$ nach Erstbelastung / maximale Setzung unter Dauerlast [mm]	$u_{z,max}$ im letzten Lastzyklus [mm]	$u_{z,bleibend}$ am Ende des Versuchs [mm]	Probenanzahl [1]
1	- 0,74 ± 0,06	- 0,09 ± 0,03			11
2	- 0,67 ± 0,03	- 0,07 ± 0,02	- 0,70 ± 0,04	- 0,10 ± 0,03	6
3.1 (98 – 130 – 150)	- 0,71	- 0,08	- 1,25	- 0,19	1
3.2 (130 – 150 – 175)	- 1,05	- 0,15	- 1,54	- 0,31	1
4	- 0,68 ± 0,07	- 0,16 ± 0,01	- 0,84 ± 0,07	- 0,20 ± 0,06	5

3.6 Tragverhalten von direktverschraubten Gewindeeinsätzen

3.6.1 Anforderungen

Die Anbindung der Nadelbalken, die einzeln oder paarweise in 12 unterschiedlichen Konfigurationen angeordnet werden können, sollte am unteren Gurtbereich der Getriebebrücke über sechs bis acht Verschraubungspunkte je Balken mittels vorgespannten Schrauben M 12 der Festigkeitsklasse 12.9 erfolgen. Für die maßgebende Balkenkonfiguration soll je Verschraubungspunkt eine zyklisch alternierende Kraft von $F_{NB} = \pm 20$ kN dauerhaft eingeleitet werden können. Die Einleitung der Anschlusskraft sollte aufgrund der Vielzahl von Anbindungsvarianten variabel an jeder Stelle im Untergurtbereich der Brücke möglich sein. Darüber hinaus sollten die Demontage und der Austausch von Nadelbalken einfach gestaltet sein und schädigungsfrei erfolgen.

3.6.2 Lasteinleitungskonzepte und Bewertung

Zur Bereitstellung des erforderlichen Muttergewindes innerhalb der CFK-Struktur wurden verschiedene Lösungsansätze erarbeitet:

- a) Metallischer Insert mit Innengewinde M12 (z.B. BigHead Type F2), der bereits bei der Herstellung der CFK-Struktur in die Preform integriert wird
- b) Metallischer Insert mit einseitigem Flansch und Innengewinde M12, der in eine entsprechende Durchgangsbohrung eingesetzt und mit der CFK-Struktur verklebt wird (Tabelle 3.9b)
- c) Gewindeeinsatz mit Innengewinde M12 (ENSAT-S M16/M12), der direkt in ein CFK-Gewinde M16 eingeschraubt wird (Tabelle 3.9c)
- d) direkt mit der CFK-Struktur verschraubter Gewindebolzen M12

Für die Auswahl einer geeigneten Lasteinleitung wurden die vorgestellten Konzepte hinsichtlich der Kriterien Herstellungsaufwand, Positioniergenauigkeit, Variabilität, Lösbarkeit, Robustheit, Tragverhalten, Kosten und Gewicht analysiert und bewertet. Die einzelnen Kriterien wurden dabei unterschiedlich entsprechend den Anforderungen an die Gesamtstruktur gewichtet. Als besonders wesentlich erschienen hierbei die Kriterien Tragverhalten, Robustheit und Gewicht. Die Bewertung der einzelnen Konzepte ist Tabelle 3.9 dargestellt.


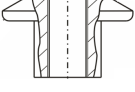

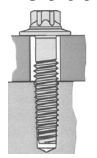
In der Bewertung erzielte das Konzept c), der eingeschraubte Gewindeeinsatz, das höchste Gesamtergebnis. Der Lösungsansatz des metallischen Inserts mit Flansch (Konzept b) wurde zwar bezüglich der Tragfähigkeit und Robustheit höher bewertet als der Gewindeeinsatz, jedoch wurde dieser hinsichtlich Herstellungsaufwand, Kosten und Gewicht als geeigneter eingestuft. Bezogen auf das Gewicht ist das metallische Insert mit Flansch mit etwa 78 g um circa den Faktor 6 schwerer als der Gewindeeinsatz.

Die Direktverschraubung, Konzept d), stellt die am einfachsten zu realisierende Lösung mit eindeutigen Gewichts- und Kostenvorteilen gegenüber den anderen Konzepten dar. Allerdings wurde dieser Ansatz hinsichtlich Tragverhalten und Robustheit am schlechtesten eingestuft. Gründe dafür sind einerseits der begrenzte strukturell mittragende Bereich der CFK-Struktur, der durch die Schraube aktiviert werden kann und gegenüber den weiteren Lösungen vergleichsweise gering ist. Andererseits besteht durch ein häufiges Einschrauben und Lösen der Schraube die Gefahr, dass das CFK-Gewinde beschädigt und so die Tragfähigkeit und Dauerhaftigkeit der Verbindung stark beeinträchtigt werden kann. Der eingeschraubte Gewindeeinsatz wird zwar ebenso wie das Konzept d) direkt mit der CFK-Struktur verschraubt, schützt aber gleichzeitig das CFK-Gewinde beim Öffnen und Schließen der

Verbindung, da die anzuschließende Schraube in das Innengewinde des Einsatzes eingreift.

Das Lasteinleitungskonzept a) wurde insgesamt als ungeeignet bezüglich der vorgegebenen Anforderungen eingestuft. Als Gründe dafür können der erhebliche Mehraufwand durch die Integration des Inserts in die Preform und die dadurch bereits bei der Fertigung festzulegende Position der Inserts genannt werden. Die Variabilität der Anschlussmöglichkeiten am Untergurt ist dadurch eindeutig eingeschränkt. Darüber hinaus wird die Tragfähigkeit des Inserts unter zyklisch alternierender Belastung als kritisch eingeschätzt, wobei die Schwachstelle dabei die Schweißung am Übergang des Gewindestücks zur Lochplatte darstellt [5]. Durch die geometriebedingte Umlenkung der einzuleitenden Kraft können an dieser Stelle hohe konzentrierte Spannungen entstehen, die zu Ermüdung und frühzeitigem Versagen des Inserts führen.

Tabelle 3.9: Bewertung der einzelnen Lasteinleitungskonzepte hinsichtlich der aufgeführten Kriterien

	Gewichtung	a) Insert in Preform integriert	b) Insert mit CFK-Struktur verklebt	c) Einge- schraubter Gewindeein- satz	d) Direktver- schraubung
					
	$g_i [1]$	$h_i [1]$ $h_i g_i [1]$	$h_i [1]$ $h_i g_i [1]$	$h_i [1]$ $h_i g_i [1]$	$h_i [1]$ $h_i g_i [1]$
Herstellungsaufwand	2	1 2	3 6	4 8	5 10
Positioniergenauigkeit	1	2 2	3 3	3 3	4 4
Variabilität	3	1 3	5 15	5 15	5 15
Lösbarkeit	3	4 12	4 12	4 12	4 12
Robustheit	4	3 12	5 20	4 16	1 4
Tragverhalten	5	3 15	5 25	4 20	1 5
Kosten	3	2 6	3 9	4 12	5 15
Gewicht	5	3 15	2 10	4 20	5 25
Summe $\Sigma(h_i g_i)$		67	100	106	90
Bewertung h_i 1 – 5:		1 = hoch / schlecht,		5 = gering / sehr gut	
Gewichtung g_i 1 – 5:		1 = geringe Gewichtung,		5 = hohe Gewichtung	

3.6.3 Entwurf der Lasteinleitung im Untergurtbereich der CFK-Brücke

Aufgrund der genannten Vorteile des eingeschraubten Gewindeeinsatzes, wie einfache Realisierbarkeit, Schutz der CFK-Umgebung sowie geringes Gewicht und Kosten, wurde diese Lösung für die Einleitung der Anschlusskräfte in die CFK-Brücke ausgewählt. Für die Konstruktion der Lasteinleitungsstellen am Untergurt der CFK-Brücke wurde der zur Verfügung stehende Bauraum berücksichtigt und unter dem Aspekt der Gewichtsminimierung bezogen auf die Gesamtkonstruktion eine möglichst platzsparende Anordnung der Lasteinleitung gewählt. Die Breite des Untergurts konnte so minimal gehalten werden. Die Gewindeeinsätze wurden dabei im oberen Bereich des Untergurts positioniert, um durch ein Vorspannen der Verschraubung eine über die gesamte Dicke des Laminats wirkende Druckspannung senkrecht zur Laminebene hervorzurufen (Abb. 3.16, Anschlussvariante mit sechs Verschraubungen je Nadelbalken). Für die Montage der Schrauben M12, Festigkeitsklasse 12.9, wurde entsprechend der VDI 2230, Tabelle 1 [167], ein Anziehdrehmoment von $M_A = 150 \text{ Nm}$ für eine angenommene mittlere Reibungszahl zwischen dem Schraubenkopf und der CFK-Oberfläche von $\mu_K = 0,14$ gewählt. Die Montage der Verschraubung soll nach der in Kapitel 3.5.2 beschriebenen Vorgehensweise erfolgen.

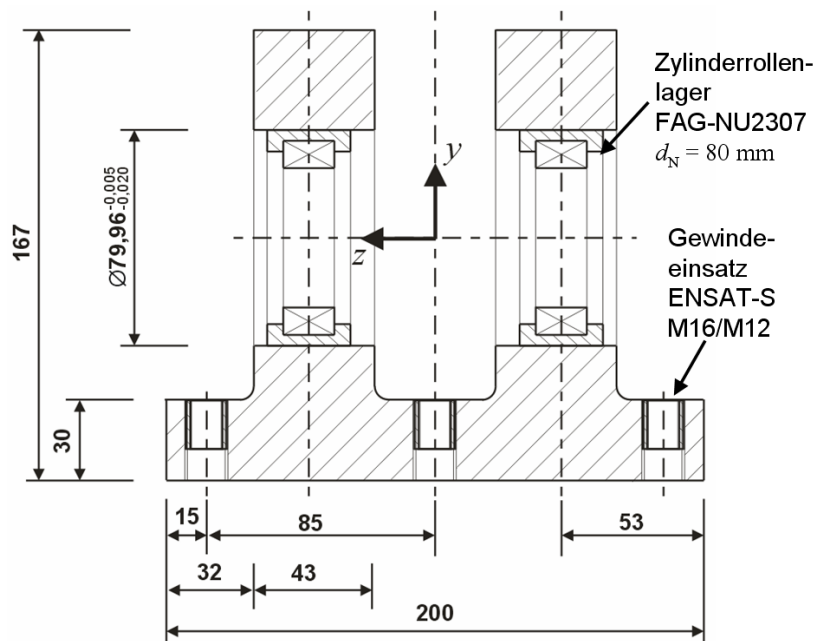


Abb. 3.16: Anordnung der Gewindeeinsätze im Untergurtbereich der CFK-Getriebebrücke (Schnittdarstellung)

3.6.4 Versuchsaufbau und Prüfmethodik

Zur Charakterisierung der eingeschraubten Gewindeeinsätze wurden quasi-statische Auszugversuche sowie Auszugversuche nach zyklischer Einstufenbelastung durchgeführt. Hierfür wurde eine spezielle Prüfvorrichtung entwickelt und angefertigt, in der die zylindrischen Probekörper eingespannt und während der Prüfung die Verformung des Probekörpers sowie die Verschiebung des Gewindeeinsatzes relativ zur CFK-Probe gemessen werden konnte. Die Prüfvorrichtung wurde in einer servohydraulischen Prüfmaschine SCHENK Hydropuls PSB 250 montiert. Die Aufnahme der Mittenverformung und der Relativverschiebung zwischen Gewindeeinsatz und CFK-Probekörper erfolgte mit zwei induktiven Wegaufnehmern (WA10, HBM Messtechnik GmbH), die direkt oberhalb des Gewindeeinsatzes in der Probenmitte und in einem Abstand von etwa 30 mm vom Zentrum der Probe positioniert waren (vgl. Abb. 3.17). Die Kraft wurde axial und zentrisch zum Gewindeeinsatz in den Probekörper eingeleitet. Der Versuch wurde beendet, wenn der Gewindeeinsatz relativ zum Probekörper um 5 mm herausgezogen wurde oder die Prüflast schlagartig abfiel.

Das entwickelte Prüfprogramm berücksichtigt die Ermittlung der statischen Auszugstragfähigkeit sowie der Restzugbruchkraft nach zyklischer Vorbelastung (Tabelle 3.10). Die zyklische Vorbelastung wurde dabei hinsichtlich Belastungshöhe und -verhältnis an die reale Betriebsbelastung angepasst.

Tabelle 3.10: Beschreibung der Versuchsreihen zur Charakterisierung des statischen und zyklischen Tragverhaltens verschraubter Gewindeeinsätze

Versuchsreihe	Beschreibung
1	Quasi-statische Auszugprüfung, weggeregelt, Anziehdrehmoment $M_V = 150 \text{ Nm}$
2	Zyklische Einstufenbelastung, Kraftamplitude $F_A = 20 \text{ kN}$, $R = -1$, bei $f = 5 \text{ Hz}$, kraftgeregelt, bis Schwingspielzahl $n = 10^5$. Quasi-statische Auszugprüfung an Durchläufern, $v = 0,5 \text{ mm/min}$, weggeregelt, Anziehdrehmoment $M_A = 150 \text{ Nm}$
3	Zyklische Einstufenbelastung, Kraftamplitude $F_A = 20 \text{ kN}$, $R = -1$, bei $f = 5 \text{ Hz}$, kraftgeregelt, bis Schwingspielzahl $n = 10^6$. Quasi-statische Auszugprüfung an Durchläufern, $v = 0,5 \text{ mm/min}$, weggeregelt, Anziehdrehmoment $M_A = 150 \text{ Nm}$

Darüber hinaus wurde innerhalb der Versuchsreihe 1 ein Probekörper mit nicht vorgespannter Verschraubung geprüft, um den Einfluss der Vorspannung auf das Tragverhalten qualitativ zu bewerten. Weiter wurde an einer Stichprobe die maximal ertragbare Vorspannung ermittelt, indem das mit dem Drehmomentschlüssel aufgebraachte Anziehdrehmoment schrittweise bis zum ersten Durchdrehen der Schraube gesteigert wurde.

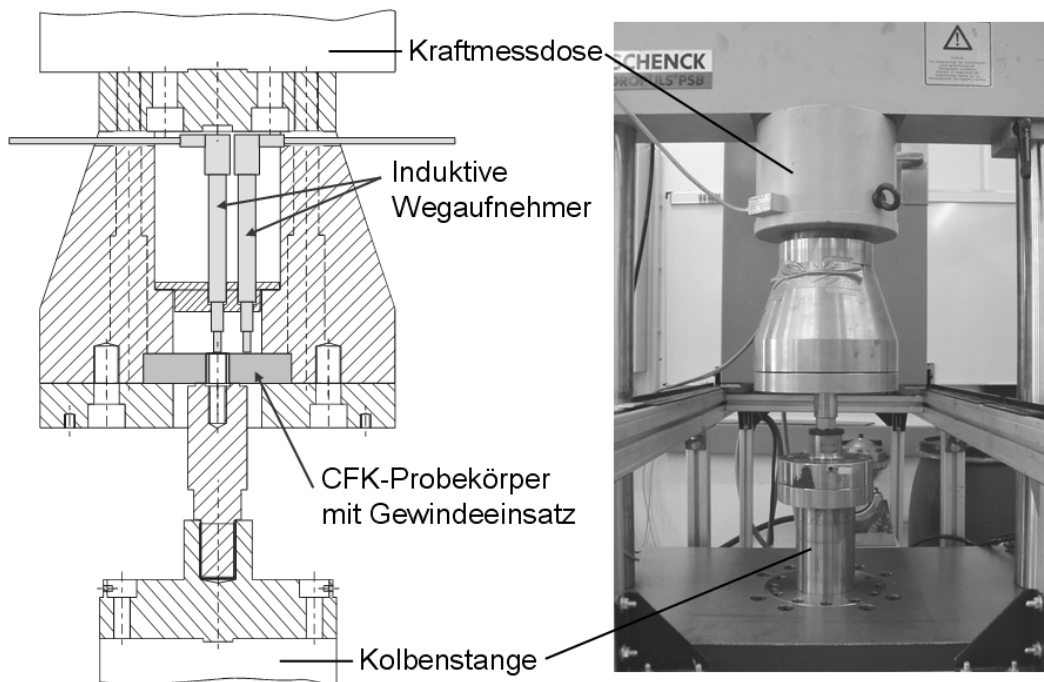


Abb. 3.17: Prüfstand zur Durchführung von quasi-statischen und zyklischen Versuche an Probekörpern mit direkt verschraubten Gewindeeinsätzen

3.6.5 Qualitätssicherung

Nach der Herstellung des Gewindes in der CFK-Struktur wurden Lichtmikroskopieuntersuchungen am CFK-Gewindengang durchgeführt, um gegebenenfalls Vorschädigungen des Laminats festzustellen. Im Zuge der Auswertung konnten keine gravierenden Schädigungen, wie Matrixrisse, Faserbrüche, Faserknicken oder Delaminationen festgestellt werden. An den Gewindespitzen waren vereinzelt Materialausbrüche bis in eine Tiefe von etwa 30 – 50 μm zu erkennen (Abb. 3.18). Diese Schädigungen könnten auf die Herstellung des Durchgangslochs zurückgeführt werden, da der Bohrer nach mehrmaligem Bohren durch die stark abrasiven Kohlenstofffasern möglicherweise stumpf wurde. Insgesamt aber war die Häufigkeit dieser Schäden

relativ gering, so dass von der Herstellung weitestgehend schadensfreier Gewinde ausgegangen werden konnte.

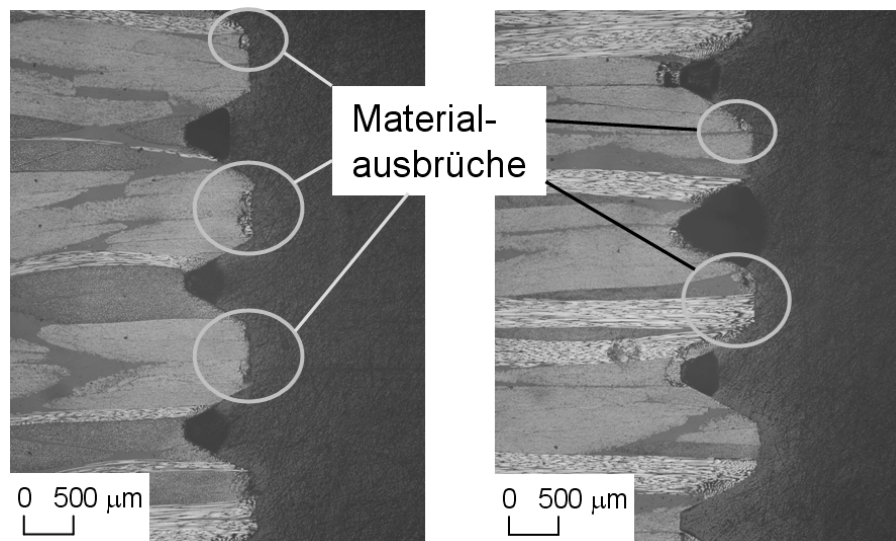


Abb. 3.18: Lichtmikroskopieuntersuchung des CFK-Gewindegangs nach Herstellung; Materialausbrüche an den Gewindespitzen

3.6.6 Ergebnisse der Auszugversuche

Der charakteristische Verlauf der Kraft-Weg-Kurve im quasi-statischen Auszugsversuch ist beispielhaft in Abb. 3.19 dargestellt. Zu Beginn stieg die Kurve linear an. Ab einer Prüfkraft von etwa 35 kN neigte sich die Kurve und verlief flacher mit einer um etwa den Faktor 4 geringeren Steigung. Dieser stetige Übergang von dem zu Anfang steilen in den flacheren Bereich der Kurve konnte auf die Aufhebung der Vorspannung durch die aufgebrachte Prüfkraft und den Eintritt erster Schadensereignisse zurückgeführt werden. Die Maximalkraft wurde im Bereich von etwa 42 kN erreicht, wo es zum Bruch der Decklagen des Laminats kam. Anschließend fiel die Kurve auf ein Kraftniveau von etwa 33 kN ab, welches trotz weiterer Zunahme der Relativverschiebung gehalten werden konnte. Innerhalb dieses Plateaus wurden die Gewindegänge des CFK-Gewindes sukzessive abgeschert und die äußere Kraft durch Reibungs- und Verzahnungseffekte zwischen dem metallischen und CFK-Gewinde aufgenommen. Am Ende dieses Plateaus fiel die Kraft rapide ab und der Gewindeeinsatz wurde vollständig herausgezogen. Zu diesem Zeitpunkt war der Gewindeeinsatz um ca. 3 mm aus der CFK-Probe herausgezogen worden, was der Höhe von zwei kompletten Gewindegängen (Gewinde M 16 x 1,5) entspricht.

Um den Einfluss der Vorspannung auf das Tragverhalten herauszustellen, wurde vergleichend ein Auszugsversuch an einem Probekörper mit loser Verschraubung durchgeführt. In Abb. 3.20 sind die Kraft-Weg-Kurven der Auszugversuche mit und ohne Vorspannung gegenübergestellt. Hier war zu erkennen, dass bei der Probe ohne Vorspannung die Anfangssteigung der Kurve geringer war als bei den Proben mit Vorspannung. Die Maximalkraft der nicht vorgespannten Probe lag auf dem Niveau der vorgespannten Proben zwischen 40 – 45 kN. Der weitere Verlauf der Kurve deckte sich weitestgehend mit dem der vorgespannten Proben. Das Vorspannen des Gewindeinsatzes aktiviert demnach zusätzliche Steifigkeit infolge reibungsbedingter Schubspannungsübertragung zwischen den Fügepartnern, zeigt jedoch keinen Einfluss auf die maximale Tragfähigkeit der Verbindung.

Weitere Probekörper wurden unter Einstufenbelastung, wie in Tabelle 3.10 beschrieben, zyklisch belastet und anschließend der Gewindeinsatz im quasi-statischen Versuch herausgezogen. In Abb. 3.21 und Abb. 3.22 sind die Kraft-Verformungs-Kurven aus den Auszugversuchen nach $n = 100.000$ bzw. $n = 1.000.000$ Belastungszyklen dargestellt. In den Diagrammen ist ebenfalls die Charakteristik der Kurven wie bereits für die rein quasi-statischen Versuche beschrieben zu erkennen. Gegenüber den Ergebnissen der Versuchsreihe 1 (Abb. 3.20) waren bei beiden Versuchsreihen mit zyklischer Belastung deutlich größere Streuungen sowohl der maximalen Prüfkraft F als auch der Verbindungssteifigkeit C (Anfangssteigung der Kurven) festzustellen (Tabelle 3.11).

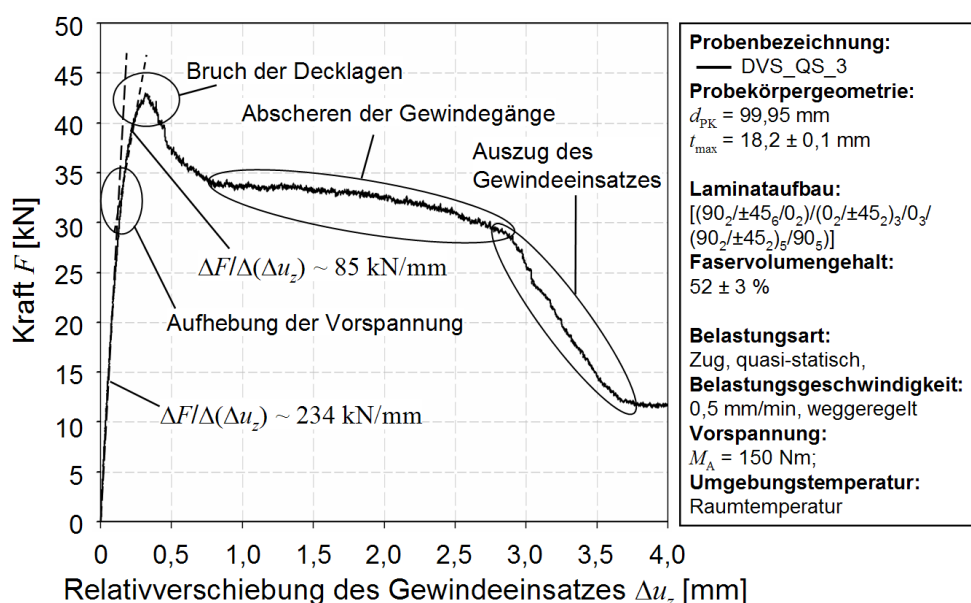


Abb. 3.19: Kraft-Weg-Diagramm eines quasi-statischen Auszugversuches

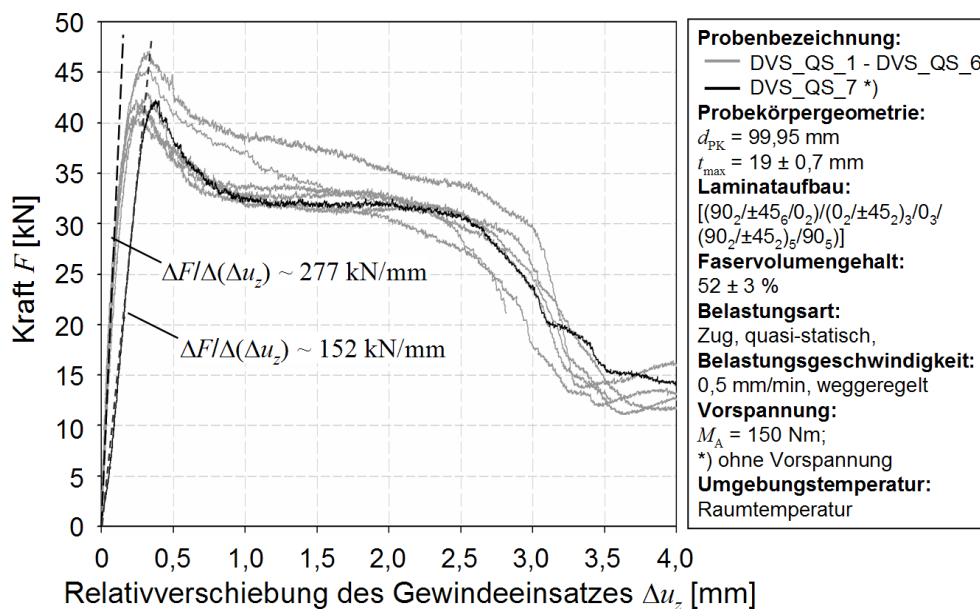


Abb. 3.20: Kraft-Weg-Diagramm von quasi-statischen Auszugversuchen mit und ohne Vorspannung

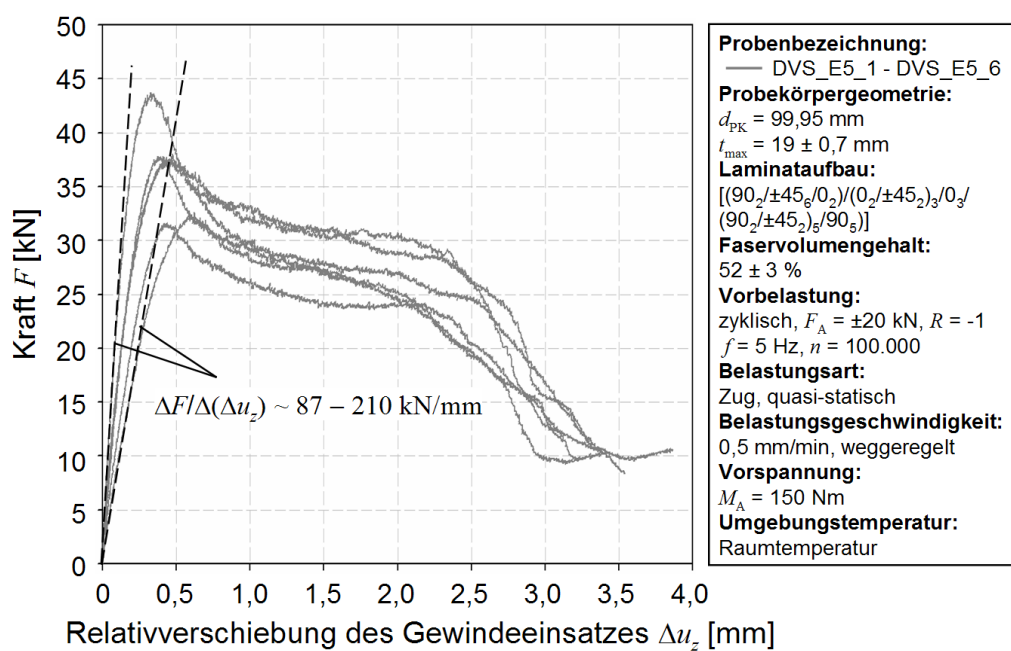


Abb. 3.21: Kraft-Weg-Diagramm von quasi-statischen Auszugversuchen nach zyklischer Einstufenbelastung bis $n = 100.000$

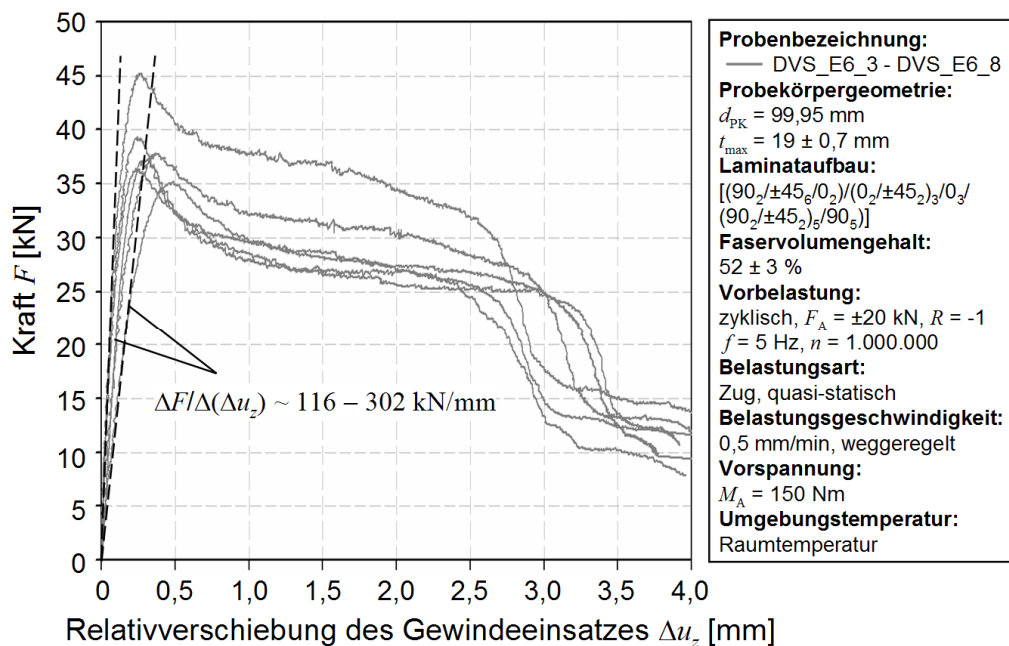


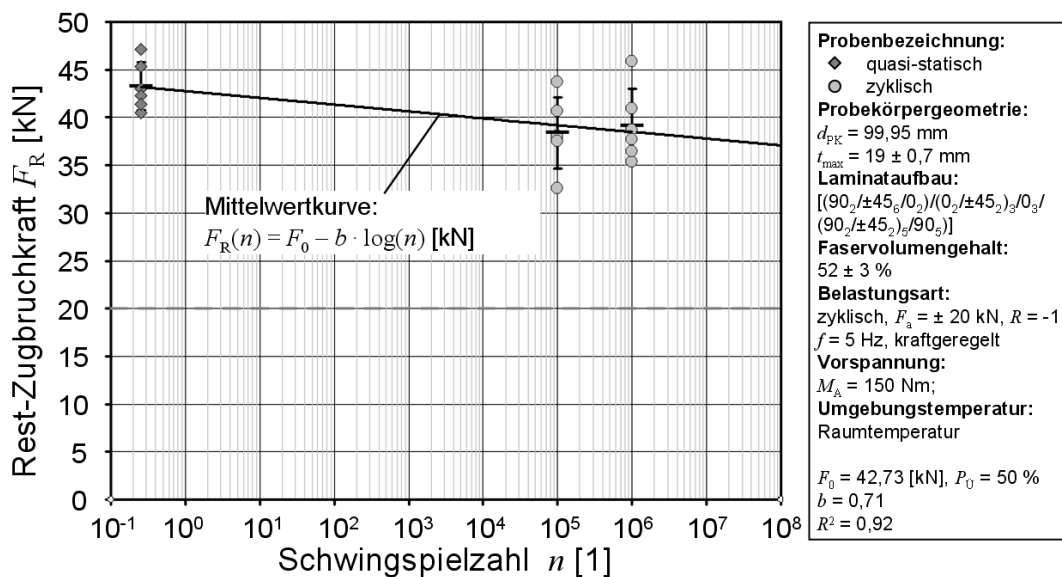
Abb. 3.22: Kraft-Weg-Diagramm von quasi-statischen Auszugversuchen nach zyklischer Einstufenbelastung bis $n = 1.000.000$

In Abb. 3.23 sind die maximalen Auszugskräfte der quasi-statischen Versuche ohne und mit zyklischer Vorbelastung gegenübergestellt und über der Schwingenspielzahl n abgetragen. Unter Verwendung einer semi-logarithmisch linearen Ansatzfunktion wurde aus den Ergebnissen der Verlauf der Rest-Zugbruchkraft F_R in Abhängigkeit der Schwingenspielzahl nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratsummen abgeschätzt. Mit Hilfe dieser Funktion ist eine Extrapolation der Rest-Zugbruchkraft für sehr große Schwingenspielzahlen, wie sie im Betrieb der CFK-Komponenten zu erwarten sind, möglich. Beispielsweise kann für die angestrebte Einsatzdauer der Maschine von zehn Jahren (entspricht $n = 1,3 \cdot 10^{10}$) eine extrapolierte Rest-Zugbruchkraft von $F_R = 35,5 \text{ kN}$ abgeschätzt werden. Diese Rest-Zugbruchkraft ist etwa um den Faktor 1,8 größer als die für die Auslegung maßgebende Anschlusskraft von $F_{NB} = 20 \text{ kN}$.

Neben den Auszugversuchen an CFK-Probekörpern wurden in dem bereits genannten Technikumsprüfstand CFK-Brücken mit direkt verschraubten Gewindeeinsätzen unter betriebsnahen Bedingungen geprüft. Die Bauteile ertrugen insgesamt etwa $2,3 \cdot 10^8$ Schwingenspiele ohne Ausfälle und erkennbare Beschädigungen der Verschraubungspunkte. Die Rest-Zugbruchkraft wurde an diesen Verschraubungen nicht ermittelt, da danach der Einsatz der CFK-Strukturen für weitere Betriebsprüfungen nicht mehr möglich gewesen wäre.

Tabelle 3.11: Zusammenstellung der Prüfergebnisse aus den einzelnen Versuchsreihen

Versuchsreihe	Maximale Auszugskraft F , Rest-Zugbruchkraft F_R [kN]	Verbindungssteifigkeit C [kN/mm]	Probenanzahl [1]
1	$43,3 \pm 2,5$	276 ± 25	6
2	$38,4 \pm 3,7$	137 ± 43	6
3	$39,2 \pm 3,8$	220 ± 72	6

Abb. 3.23: Rest-Zugbruchkraft-Kurve nach zyklischer Vorbelastung mit reiner Wechsellast $R = -1$, Maximalkraft $F_A = \pm 20 \text{ kN}$ und Frequenz $f = 5 \text{ Hz}$

3.6.7 Bestimmung des maximalen Anziehdrehmoments

Das maximal ertragbare Anziehdrehmoment M_A wurde stichprobenartig an einem Probekörper durch Anziehen mit Hilfe eines Drehmomentschlüssels ermittelt. Dabei wurde an einer in die Prüfvorrichtung eingespannten Probe das Anziehdrehmoment schrittweise bis zum Durchdrehen der Schraube gesteigert. Parallel dazu wurde für jeden Einzelschritt die Relativverschiebung des Gewindeeinsatzes aufgenommen. Die derart ermittelte Messkurve verlief bis zu einem Anziehdrehmoment von etwa 250 Nm linear und knickte darüber deutlich ab (Abb. 3.24). Mit einem definierten Auslösen des Rastmechanismus des Drehmomentschlüssels konnte maximal ein Anziehdrehmoment von 285 Nm aufgebracht werden. Beim Versuch, ein Moment von 300 Nm aufzubringen, drehte die Schraube durch und die Verbindung versagte.

Korreliert man dieses Ergebnis mit den quasi-statischen Auszugversuchen (Versuchsreihe 1), so entspricht das maximale Anziehdrehmoment der mittleren Auszugskraft von 43 kN (Tabelle 3.11), die somit als maximal einstellbare Vorspannkraft angesehen werden kann. Allerdings liegt der Betrag der Vorspannkraft deutlich unterhalb von den in der VDI 2230, Tabelle 1 [167], angegebenen Werten. Laut dieser Richtlinie soll für eine Schraube M12, Festigkeitsklasse 12.9, die Vorspannkraft in Abhängigkeit der Reibungszahlen μ_G und μ_K für Gewinde bzw. Schraubenkopf zwischen $F_V = 53 - 74$ kN liegen. Ursachen für eine geringere Vorspannkraft wurden in einer geringeren Festigkeit des CFK-Gewindes sowie in deutlich höheren Reibkräften, die an den Grenzflächen der metallischen Verbindungselemente und der CFK-Struktur wirken, gesehen. Die Festigkeit des CFK-Gewindes wird im Wesentlichen durch die Festigkeitskennwerte in Laminatdickenrichtung bestimmt, die im Allgemeinen vom Betrag her geringer sind als die Schub- und Zugfestigkeiten metallischer Werkstoffe. Zudem können bei CFK im Gewindegrund auftretende Spannungsspitzen nicht wie bei Metallen durch plastische Verformung abgebaut werden. Diese Spannungsspitzen können frühzeitig Matrixrisse und Delaminationen induzieren. Der Einfluss der Reibung wurde nach Gleichung (5.33), VDI 2230 [167],

$$M_A = F_V \cdot \left[\frac{P}{2 \cdot \pi} + 0,58 \cdot \mu_G \cdot d_2 + \mu_K \cdot \frac{d_w + d_h}{4} \right] \quad (3.11)$$

abgeschätzt. Hierfür wurden das experimentell ermittelte maximale Anziehdrehmoment und die zugeordnete Vorspannkraft sowie die geometrischen Kennwerte für das Außengewinde des Gewindeeinsatzes M16 x 1,5 (P , d_2 , d_w und d_h) berücksichtigt. Darüber hinaus wurden gleiche Reibungszahlen für den Bereich unterhalb des Schraubenkopfes und innerhalb des Gewindes angenommen. und zu $\mu_G = \mu_K = 0,3$ ermittelt. Daraus ist zu folgern, dass die bei der Auslegung der Verschraubung angenommenen Reibungszahlen unterschätzt wurden. Für das gewählte Anziehdrehmoment in Höhe von $M_A = 150$ Nm und unter Berücksichtigung der rechnerisch ermittelten Reibungszahlen $\mu_G = \mu_K = 0,3$ kann anhand von Gl. (3.11) auf eine zugehörige Vorspannkraft von etwa $F_V = 24$ kN zurückgerechnet werden. Aus dem Vergleich mit den Ergebnissen der Versuchsreihe 1 erscheint dieser Wert allerdings als zu niedrig. Die Aufhebung der Vorspannkraft wurde anhand der gemessenen Kraft-Verformungs-Kurven (vgl. Abb. 3.19) vielmehr einem Bereich von $F_V = 30 -$

35 kN zugeordnet. Durch eine Vergleichsrechnung konnten daraus nach Gl. (3.11) zugehörige Reibungszahlen von $\mu_G = \mu_K = 0,2 - 0,25$ ermittelt werden. Dieses Ergebnis differiert zwar mit der ermittelten Reibungszahl für das maximal ertragbare Anziehdrehmoment, entspricht jedoch der Tendenz, dass sich bei Polymerwerkstoffen die Reibungszahlen vergrößern, wenn die auf die Oberflächen der Reibpartner wirkende Flächenpressung zunimmt [169].

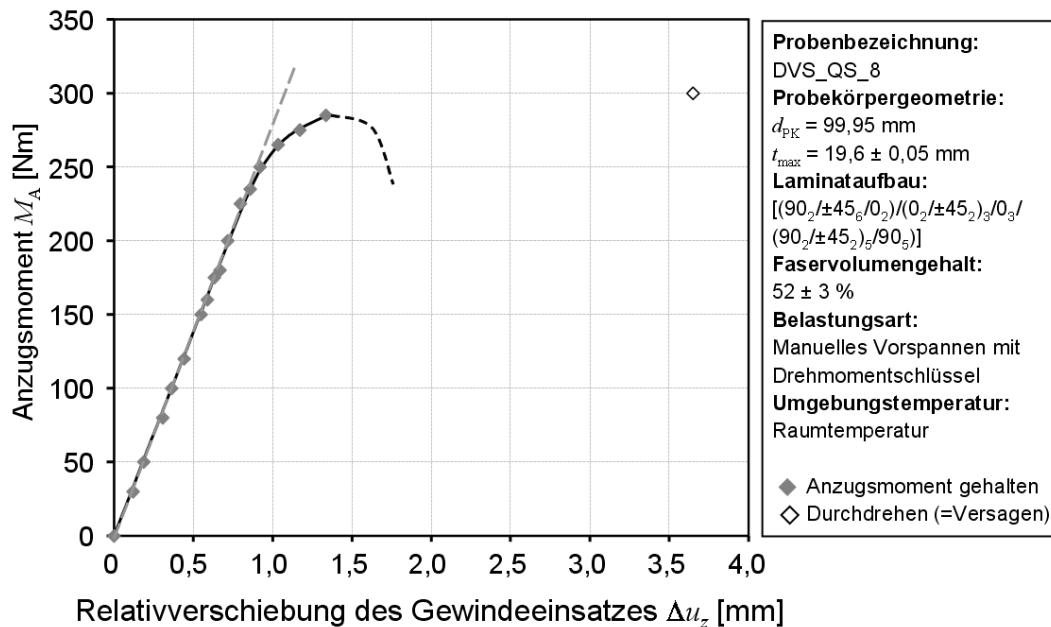


Abb. 3.24: Bestimmung des maximal ertragbaren Anziehdrehmoments M_A

3.6.8 Schadensanalyse

Das typische Schadensbild eines CFK-Probekörpers im Bereich des Gewindeeinsatzes nach quasi-statischem Auszugsversuch ist in Abb. 3.25 dargestellt. Die Probe versagt primär durch Rissbildung in den oberen Decklagen des Laminats (Abb. 3.25(a)). Das Herausziehen des Gewindeeinsatzes aus dem CFK-Probekörper führt zu starken Delaminationen und Ablösungen der Decklagen (Abb. 3.25(b)). Die CFK-Gewindegänge werden dabei abgeschert und teilweise komplett ausgebrochen, was an den Rückständen der CFK-Gewindegänge in den Gewindegängen des Einsatzes zu erkennen war (Abb. 3.25c).

Durch Lichtmikroskopieuntersuchungen am CFK-Gewinde wurde die Art und Ausbreitung der eingetragenen Schäden durch den Auszug des Gewindes im Innern der Probe analysiert. Hierbei wurden bis zu einer Tiefe von etwa 3 – 4 mm über die gesamte Laminatdicke verteilte Matrixrisse, Delaminationen und vereinzelt auch

Faserbündelbrüche festgestellt. Eindeutig zu erkennen waren die in Belastungsrichtung abgescherten Spitzen der CFK-Gewindegänge. Die ursprüngliche Gewindeform war nur noch ansatzweise zu erkennen. Beispielhaft sind Lichtmikroskopieaufnahmen des CFK-Gewindes mit Angabe der vorgefundenen Schadensausprägungen in Abb. 3.26 dargestellt.

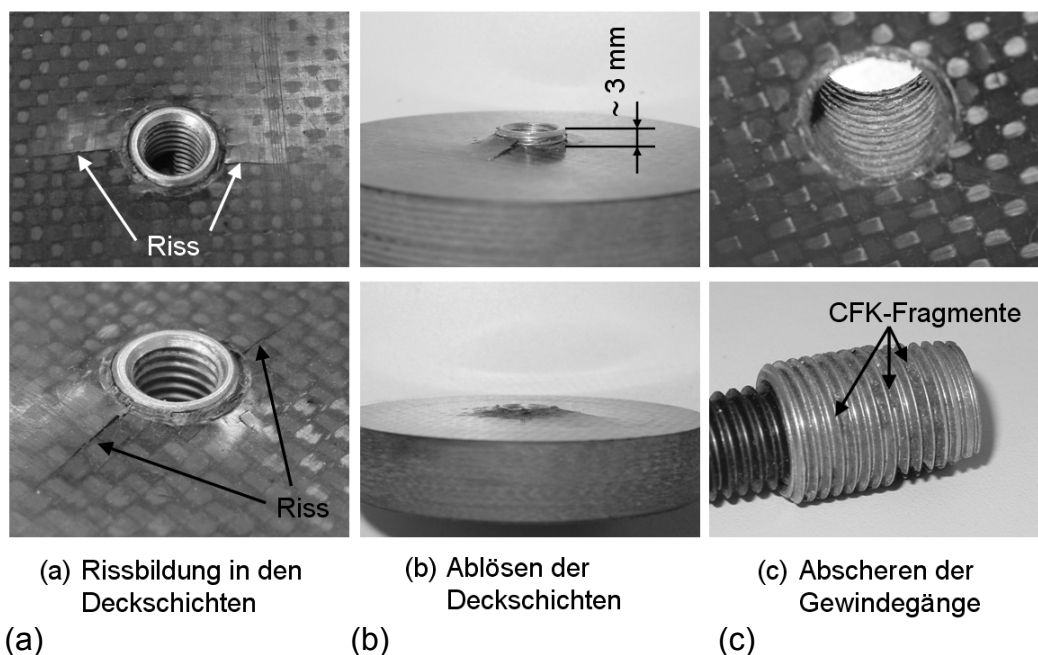


Abb. 3.25: Typisches Versagen des Probekörpers beim quasistatischen Auszugsversuch mit $F \sim 42 \text{ kN}$; (a) Rissbildung in den Deckschichten; (b) Ablösen der Deckschichten; (c) Abscheren der Gewindegänge

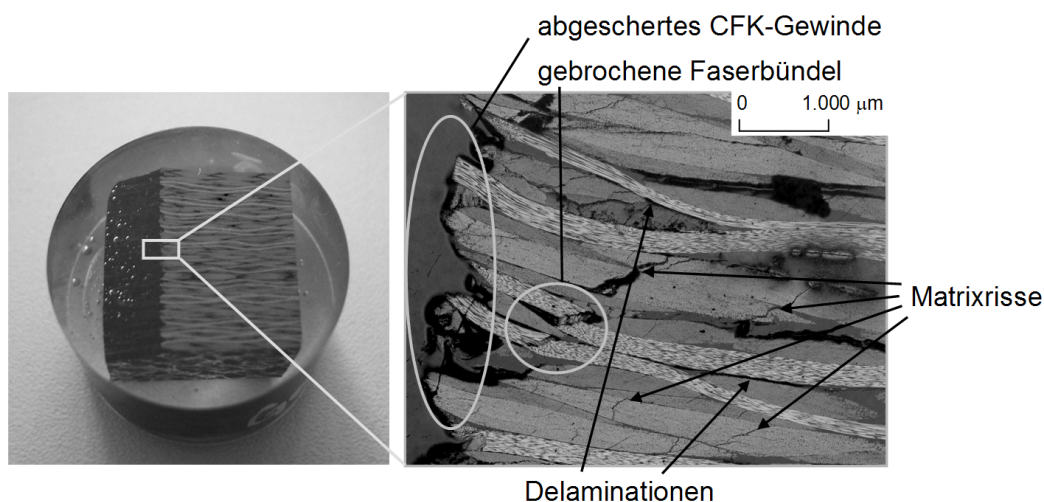


Abb. 3.26: Lichtmikroskopieuntersuchung am CFK-Gewinde nach quasi-statischer Prüfung; typisches Versagensbild: abgeschertes CFK-Gewinde, Matrixrisse, Delaminationen und gebrochene Faserbündel

4 Lebensdaueranalyse von FKV unter Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearität

4.1 Ausgangssituation

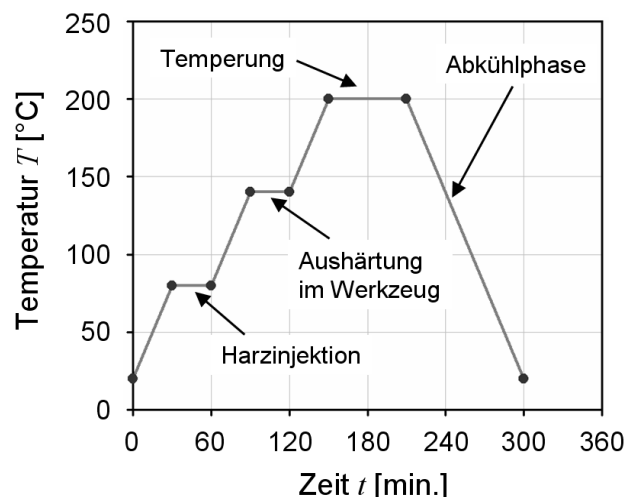
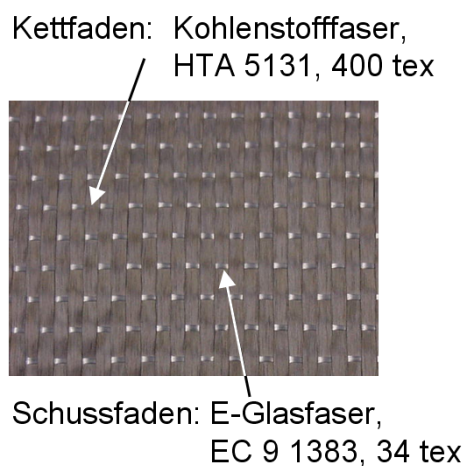
Das von Reifsnider und Stinchcomb entwickelte Critical-Element-Konzept [13], [14] kann derzeit als die geeignetste Methode zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung von multidirektional verstärkten FKV-Laminaten angesehen werden. Auf Grundlage dieses Konzepts wurde das Berechnungsprogramm LEBEN entwickelt, mit dem eine schichtenweise, rechnerische Lebensdaueranalyse von Laminaten unter beliebiger zyklischer Belastung durchgeführt werden kann ([151], [152]). Die Lebensdauervorhersage erfolgt dabei unter der Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens und einer von der Belastungsdauer abhängigen Degradation von Steifigkeitskenngrößen quer zur Faserrichtung.

Im Rahmen dieser Arbeit sollte das Programm derart erweitert werden, dass nichtlineare Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen und eine versagensabhängige Steifigkeitsdegradationen einschließlich der Abbildung von Delaminationsschädigungen auf kontinuumsmechanischer Grundlage berücksichtigt werden können. Dafür sollte das vorhandene Programm durch ein Modul zur iterativen Spannungsanalyse und Vorhersage von Zfb-Versagen nach dem Wirkebenenkriterium von Puck mit an dieses Kriterium angepassten Degradationsbedingungen ergänzt werden. Das Modul sollte basierend auf dem von Kaiser et al. [196] entwickelten Berechnungswerkzeug LION weiterentwickelt und Delaminationen darin durch einen geeigneten Modellierungsansatz Berücksichtigung abgebildet werden. Aus Konformitätsgründen und aufgrund der Übernahme der wichtigsten Berechnungsstrukturen von LION wurde das ursprünglich mit LEBEN bezeichnete Programm in LION4fatigue überführt.

Für die zur rechnerische Lebensdauervorhersage erforderlichen Werkstoffkenngrößen wurde auf die Charakterisierung eines zähmodifizierten Vinylester-Urethan-Hybrid-Harzsystems mit Kohlenstofffaserverstärkung zurückgegriffen, wofür innerhalb der DFG-Forschergruppe 360 eine umfangreiche Datenbasis erarbeitet worden war ([114], [115]). Fehlende Werkstoffkenndaten, wie Spannungs-Verzerrungs-Kurven, wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit an geeigneten noch verfügbaren Probekörpern des genannten Vorhabens ergänzend bestimmt.

4.2 Untersucher CFK-Werkstoff und charakterisierte CFK-Lamine

Der innerhalb dieser Arbeit betrachtete CFK-Werkstoff wurde im Rahmen der DFG-Forschergruppe 360 entwickelt und hergestellt. Als Verstärkungshalbzeug wurde das unidirektionale CF-Gewebe Style 769 (270 g/m^2 , Fa. E.C.C.) mit etwa 4 % Glasfaseranteil (Schussfaden) verwendet (Abb. 4.1a). Die untersuchten Lamine wurden im RTM-Verfahren mit einem Vinylester-Urethan-Hybrid-Harzsystem (VEUH, Fa. DSM), das mit zehn Gewichtsprozent epoxid-terminiertem Flüssigkautschuk (Hycar ETBN, Fa. Hanse Chemie) zähmodifiziert wurde, in einem geschlossenen Plattenwerkzeug imprägniert. Die Temperaturführung im Herstellungsprozess erfolgte mit einer Heiz- und Abkühlrate von $2 \text{ }^\circ\text{C/min}$ (Abb. 4.1b). Dieser Werkstoff wird im Folgenden als CF/VEUH:ETBN bezeichnet; detaillierte Informationen über den Modifikationsprozess und Reaktionsmechanismen des Harzsystems sowie die Herstellung der Probekörper sind [170] zu entnehmen.



(a) (b)
Abb. 4.1: Für die Herstellung der untersuchten CF/VEUH:ETBN-Lamine als Verstärkungshalbzeug verwendetes unidirektionales Kohlenstofffasergewebe (a) und Temperaturführung im RTM-Verarbeitungsprozess (b)

Zur experimentellen Charakterisierung der werkstofflichen Nichtlinearität von CF/VEUH:ETBN wurde auf vorhandene Flachprobekörper mit den Laminatkonfigurationen $[0]_8$, $[+45/-45]_{3S}$ und $[+45/0/-45/90]_S$ zurückgegriffen. Die Probekörpergeometrien wurden in Anlehnung an DIN EN 2597 [171], DIN EN ISO 527-Teil 4 [165] und DIN EN ISO 14129 [166] festgelegt, wobei die Breite der unidirektional verstärkten Probekörper auf 10 mm reduziert wurde.

4.3 Experimentelle Charakterisierung von CF/VEUH:ETBN-Laminaten

4.3.1 Ermittlung der nichtlinearen $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Werkstoffkennkurven

Ergänzend zu den in [114] angegebenen quasi-statischen Werkstoffkennwerten wurden Zugversuche an $[0]_8$ - und $[+45/-45]_{3S}$ -Probekörpern zur Ermittlung der $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und der $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen durchgeführt. Darüber hinaus wurden zur Validierung der zu entwickelnden nichtlinearen Werkstoffmodelle und Degradationsansätze $[+45/0/-45/90]_S$ -Proben unter einachsiger Zugbelastung quasi-statisch geprüft. Die Prüfungen erfolgten mit einer Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min. in Anlehnung an die in Kapitel 4.2 aufgeführten Normen. Während der Prüfung der unidirektionalen und quasi-isotropen Proben wurden die Längsdehnungen berührungslos mit Hilfe eines Laser-Extensometers (Typ P-50, Fiedler Optoelektronik GmbH) gemessen. Die Messung der Längs- und Querdehnung erfolgte bei den $[+45/-45]_{3S}$ -Probekörpern berührungslos durch ein Video-Extensometer (Typ NG Version 5.4, Messphysik Laborgeräte GmbH). Alle Versuche wurden auf einer servo-hydraulischen Prüfmaschine vom Typ PL40N (Fa. Schenck) durchgeführt. Die für die rechnerische Lebensdaueranalyse verwendeten quasi-statischen Kennwerte des CF/VEUH:ETBN-Werkstoffs sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

4.3.2 Ermittlung der nichtlinearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Werkstoffkennkurven nach zyklischer Einstufenbelastung

Um Veränderungen im Verlauf der nicht-linearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Kurven auf Grund von Schwingerermüdungseinflüssen festzustellen, wurden quasi-statische Zugversuche an $[+45/-45]_{3S}$ -Probekörpern nach zyklischer Vorbelastung durchgeführt. Die Probekörper wurden im Einstufenversuch nach DIN 65 586 [172] zugschwellend ($R = +0,1$) mit einer Oberspannung $S_0 = 35$ MPa beansprucht. Das Beanspruchungsniveau entsprechend der Zeitfestigkeit nach der in [114] angegebenen Wöhlerlinie des $[+45/-45]_{3S}$ -CF/VEUH:ETBN-Laminats für eine zu erwartende Lebensdauer von $N > 10^6$ festgelegt. Die sinusförmige Ermüdungsbelastung mit einer Frequenz von $f = 5$ Hz wurde kraftgeregelt unter Raumtemperatur aufgebracht. Nach jeweils 10^4 , 10^5 und 10^6 Schwingspielen wurden die Versuche gestoppt und die Probekörper zügig bis zum Bruch geprüft. Die ermittelten Kennwerte sind in

Tabelle 4.2 Der Verlauf der Schubsteifigkeit über der Schwingspielzahl ist in Abb. 4.2 wiedergegeben, anhand dessen kein nennenswerter Abfall der Schubsteifigkeit unter Schwingerermüdungsbelastung festgestellt werden konnte.

Tabelle 4.1: Quasi-statische Kennwerte des CF/VEUH:ETBN-Werkstoffs

Kennwert		Mittelwert	Standard- abweichung 1σ	Laminat	Anzahl gültiger Proben	Norm
Elastizitätsmodul $E_{ }^t = E_{ }^c$ ¹⁾	[MPa]	122.991	± 10.650	[0] ₈	9	DIN EN 2597
Zugfestigkeit $R_{ }^t$	[MPa]	1.540	± 119			
95 % -Quantil der Zugfestigkeit $R_{ ,95\%}^t$	[MPa]	1.330				
Druckfestigkeit $R_{ }^c$	[MPa]	622 ¹⁾	± 56		11	DIN EN ISO 14126
Querdehnzahl $\nu_{\perp }$	[1]	0,27 ²⁾				
Schubmodul $G_{\perp }$	[MPa]	4.153	± 51	[± 45] _{3S}	11	DIN EN ISO 14129
Schubfestigkeit $R_{\perp }$	[MPa]	59	$\pm 2,9$			
Laminatfestigkeit R_x^t	[MPa]	468	± 21	[+45/0/ -45/90] _S	6	DIN EN ISO 527-4
Elastizitätsmodul des Laminats E_x^t	[MPa]	48.394	± 891			

¹⁾ übernommen aus [114] ²⁾ abgeschätzt

Tabelle 4.2: Quasi-statische Kennwerte nach zyklischer Einstufenbelastung mit
 $S_0 = 35 \text{ MPa}$, $R = +0,1$

	Kennwert		Mittel- wert	Standard- abweichung 1σ	Laminat	Anzahl gültiger Proben	Norm
$n = 10^4$	Schubmodul $G_{\perp }$	[MPa]	3.808	± 90	[± 45] _{3S}	3	DIN EN ISO 14129
	Schubfestigkeit $R_{\perp }$	[MPa]	57	$\pm 2,7$			
$n = 10^5$	Schubmodul $G_{\perp }$	[MPa]	4.162	± 81	[± 45] _{3S}	3	DIN EN ISO 14129
	Schubfestigkeit $R_{\perp }$	[MPa]	62	$\pm 2,4$			
$n = 10^6$	Schubmodul $G_{\perp }$	[MPa]	4.031	± 38	[± 45] _{3S}	2	DIN EN ISO 14129
	Schubfestigkeit $R_{\perp }$	[MPa]	53	$\pm 1,5$			

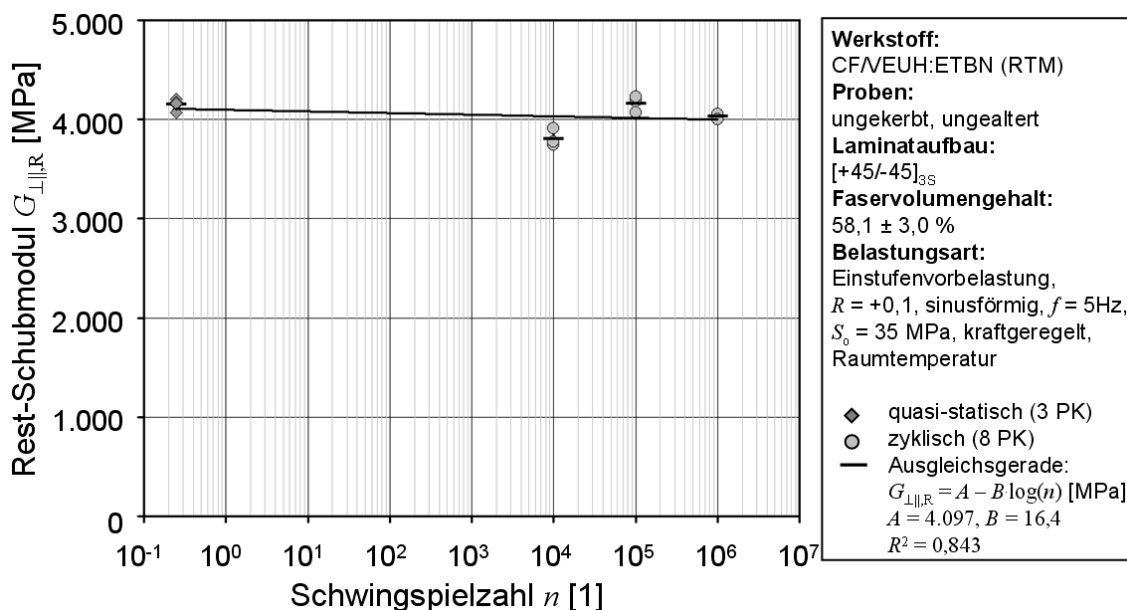


Abb. 4.2: Verlauf der Restschubsteifigkeit $G_{\perp||,R}$, nach Einstufenbelastung bis 10^4 , 10^5 und 10^6 Schwingspielen

4.3.3 Einstufenversuche bis zum Versagen der Probe

In [114] wurde der Steifigkeitsabfall des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter anderem im quasi-statischen Zugversuch nach vorheriger Einstufenbelastung ($S_{x,0} = 200$ MPa, $R = +0,1$) charakterisiert.

Als Ergänzung zu dieser Untersuchung wurden ($R = +0,1$)-Einstufenversuche auf den Oberspannungsniveaus 250 MPa, 300 MPa und 350 MPa an quasi-isotropen Laminaten durchgeführt. Dabei wurde die Dehnungen in Belastungsrichtung kontinuierlich mit dem Laser-Extensometer gemessen und daraus der Verlauf des dynamischen Moduls $E_{x,dyn}$ über der Schwingspielzahl n ermittelt. Der dynamische Modul wurde nach dem Hysterese-Messverfahren [111] über die Beziehung

$$E_{x,dyn}(n) = \frac{\sigma_{x,o}(n) - \sigma_{x,u}(n)}{\varepsilon_{x,o}(n) - \varepsilon_{x,u}(n)} \quad (4.1)$$

bestimmt. Aufgrund der beschränkten Anzahl an zur Verfügung stehenden, geeigneten Probekörper konnte für jedes Oberspannungsniveau nur eine Prüfung durchgeführt werden.

Während den Einstufenversuchen konnten deutlich ausgeprägte Delaminationen der Proben beobachtet werden, deren Ausmaß nach dem Versagen der Probekörper

weiter untersucht wurde. Die geprüften Proben wiesen großflächige Schichtablösungen auf, die sich nahezu über die gesamte Länge und Breite erstreckten (Abb. 4.4a), teilweise konnte eine vollständige Aufspaltung des Laminats bis hin zu einer Separierung der einzelnen Verstärkungslagen festgestellt werden (Abb. 4.4b). Die Schadensmerkmale wurden bei allen Probekörpern in vergleichbarer Ausprägung festgestellt. Der zeitliche Verlauf vom Beginn der Delamination über deren vollständige Ausbreitung bis zum Versagen kann anhand der Versuchsergebnisse, Abb. 4.3, nur näherungsweise abgeschätzt werden. Der Abfall des Elastizitätsmoduls unter Einstufenbelastung mit $S_{x,0} = 250$ MPa von Beginn an deutet auf eine mit Prüfbeginn initiierte und danach fortschreitende Delamination hin. Mit dem Steifigkeitsabfall auf etwa 20 % der Anfangssteifigkeit zwischen $1 - 2 \cdot 10^5$ Schwingspielen kann von einer vollständigen Delamination der Probe ausgegangen werden. Die in Belastungsrichtung orientierten 0° -Schichten tragen danach die Gesamtbeanspruchung alleine. Im weiteren Verlauf der Schwingermüdung werden auch diese Schichten sukzessive bis zum Totalversagen der Probe geschädigt.

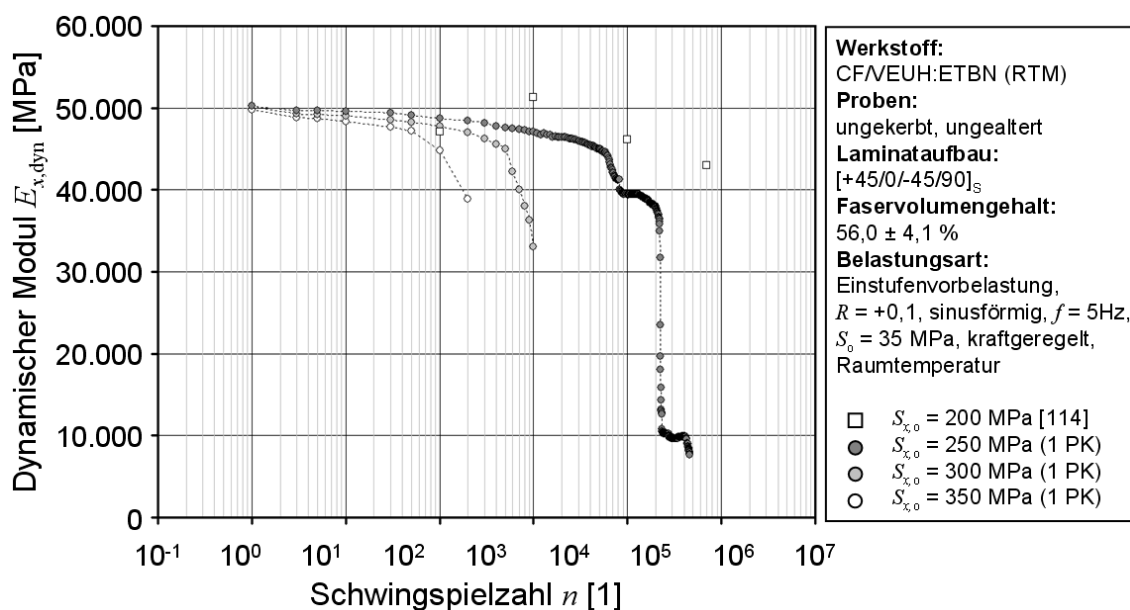


Abb. 4.3: Verlauf des dynamischen Moduls über der Schwingspielzahl bei Zugschwellbelastung mit unterschiedlichen Oberspannungen

Vergleichend dazu ist in Abb. 4.4c das Versagensbild eines Probekörpers nach quasi-statischer Prüfung ohne vorherige Ermüdungsbelastung dargestellt. Im

Gegensatz zu den zyklisch geprüften Proben waren Schichttrennungen hier lediglich in der Versagenszone zu erkennen, wohingegen außerhalb dieses Bereichs das Laminat noch vollständig erhalten war.

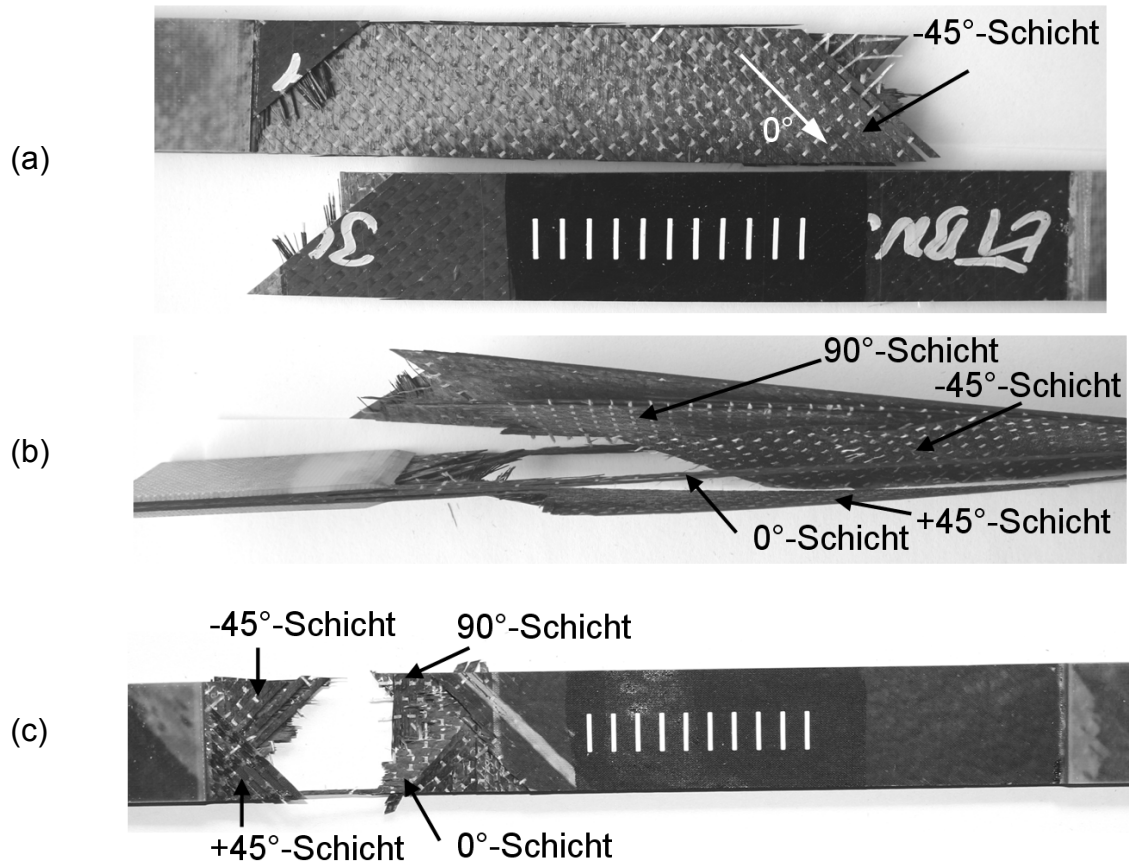


Abb. 4.4: Delaminationsschädigungen an quasi-isotropen CF/ETBM:VEUH-Probekörpern nach Einstufenbelastung; (a) großflächige Schichtablösung; (b) vollständige Trennung der Einzelschichten; (c) Versagensbild nach quasi-statischer Prüfung

4.4 Modellierung der nichtlinearen Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen

4.4.1 Modellierungsansatz und Methode

Die Grundlage für die Modellierung der nichtlinearen SVB stellen die experimentell aus quasi-statischen Zugversuchen sowie aus Zugversuchen nach zyklischer Einstufenbelastung bestimmten Spannungs-Verzerrungs-Kurven dar. Als Modellierungsansatz wurde die modifizierte Ramberg-Osgood-Gleichung (Gl. (2.1)) nach [11] und [96] gewählt. Die freien Parameter der Funktion wurden für jede einzelne Versuchskurve bestimmt. Dabei wurde für den Parameter $E_{ij,0}$ die entsprechend der jeweiligen Prüfnorm bestimmten Steifigkeitskenngröße und für σ_p die maximale

Spannung beim Bruch der Probe verwendet. Die beiden Parameter ξ_p und e wurden auf Basis der Meßpunkte nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. Aus den einzelnen derart modellierten SVB der Versuchsreihe wurde eine Mittelwertkurve generiert, für die wiederum eine eigene Parameteroptimierung durchgeführt wurde. Für die Parameter $E_{ij,0}$ und σ_p wurden dabei die Mittelwerte der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte aus allen Einzelversuchen herangezogen.

4.4.2 Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen quasi-statischer Kenngrößen

Anhand der in Kapitel 4.4.1 beschriebenen Vorgehensweise wurden auf Grundlage der experimentell bestimmten Spannungs-Verzerrungs-Kurven die jeweiligen nichtlinearen $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen modelliert. Vergleichend dazu wurde jeweils eine lineare Ausgleichskurve (Hooke'sche Gerade) aus den Mittelwerten der einzelnen Elastizitätskennwerte ermittelt und der zugehörigen nichtlinearen Modellkurve gegenübergestellt. Die Verläufe der $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ -Kurven zeigten eine leicht progressive Nichtlinearität mit geringer Streuung bezüglich Steigung und Maximalwert (Abb. 4.5). Demgegenüber wiesen die ermittelten $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Kurven einen deutlich nichtlinearen und degressiven Verlauf auf (Abb. 4.6). In Tabelle 4.3 sind die Funktionsparameter der modifizierten Ramberg-Osgood-Gleichung zur Beschreibung der $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen zusammengestellt.

Tabelle 4.3: Funktionsparameter der modifizierten Ramberg-Osgood-Gleichung zur Beschreibung der $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen

Funktionsparameter		$(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ -Beziehung	$(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehung
$E_{ij,0}$ bzw. $E_{11,0}$, $G_{21,0}$	[MPa]	122.991	4.316
σ_p bzw. $R_{11}^{(z)}$, R_{21}	[MPa]	1.540	62
ξ_p	[1]	- 0,000564	0,012
e	[1]	2,427	3,44
Bestimmtheitsmaß R^2	[1]	0,999	0,999

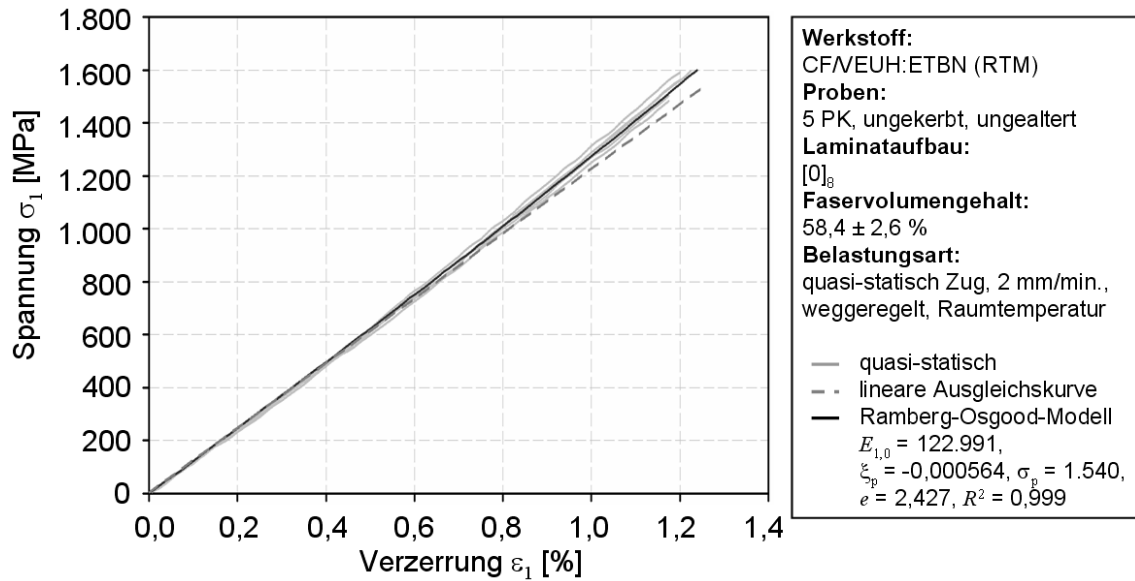


Abb. 4.5: Quasi-statischer Zugversuch am unidirektionalen CF/VEUH:ETBN-Laminat und Modellierung der linearen und nichtlinearen ($\sigma_1 - \varepsilon_1$)-Beziehung

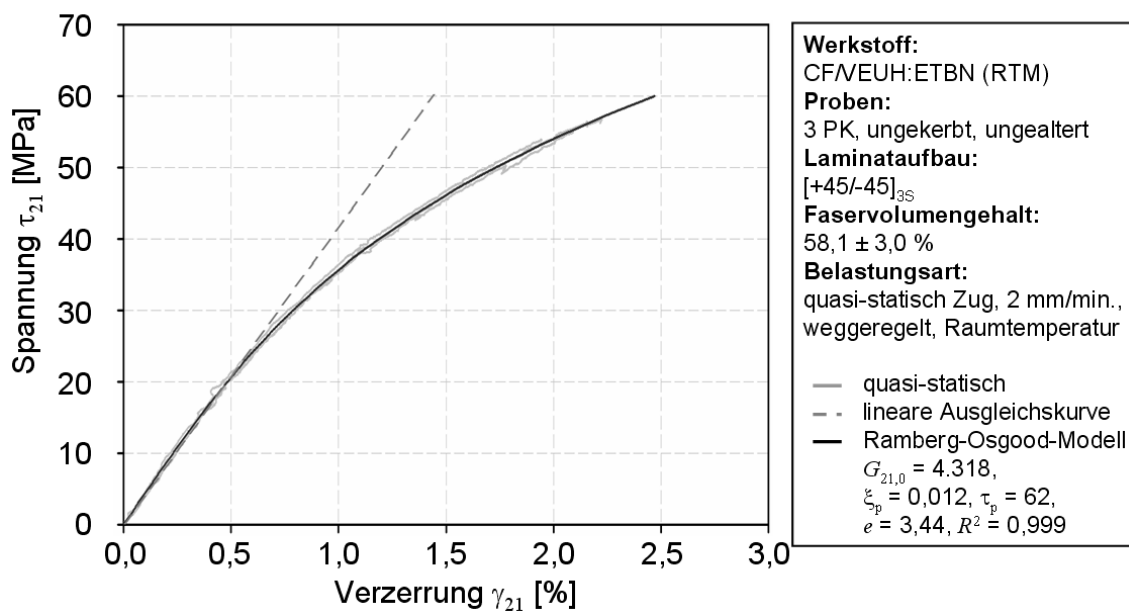


Abb. 4.6: Quasi-statischer Zugversuch am [+45/-45]_{3S}-CF/VEUH:ETBN-Laminat und Modellierung der linearen und nichtlinearen ($\tau_{21} - \gamma_{21}$)-Beziehung

4.4.3 Schubspannungs-Schiebungs-Beziehungen nach zyklischer Einstufenbelastung

Im Folgenden sind die Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche an $[+45/-45]_{3S}$ -CF/VEUH:ETBN-Proben nach $(R = +0,1)$ -Einstufenbelastung mit $S_0 = 35$ MPa bis zu den Schwingspielzahlen $n = 10^4$, $n = 10^5$ und $n = 10^6$ aufgeführt. Wie bereits bei den Versuchen ohne zyklische Vorbelastung beobachtet, weisen gemessenen Kurven eine ausgeprägte Nichtlinearität auf. Leicht variierende Verläufe der Schubspannungs-Schiebungs-Kurven sind bei den untersuchten Proben nach einer zyklischen Belastung bis $n = 10^4$ und $n = 10^5$ festzustellen, wohingegen die Verläufe der Proben nach Ermüdungsbelastung bis $n = 10^6$ nahezu kongruent verlaufen (Abb. 4.7). Eine klare Tendenz eines Steifigkeits- bzw. Festigkeitsabfalls mit zunehmender Schwingermüdungsbelastung konnte nicht festgestellt werden, weshalb für die rechnerische Lebensdaueranalyse an CF/VEUH:ETBN-Laminaten eine Abhängigkeit der Schubfestigkeit und des Schubmoduls von der Ermüdungsbelastung unberücksichtigt blieb. Weiterhin wurde aufgrund der geringen Unterschiede zwischen den Versuchen ohne und mit zyklischer Vorbelastung ermittelten $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Modellen eine Mittelwertkurve (Masterkurve) erstellt (Abb. 4.8), welche für die nachfolgenden Versagens- und Lebensdaueranalysen zugrunde gelegt wurde. Die Funktionsparameter der einzelnen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen sowie der daraus resultierenden Masterkurve sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst.

Tabelle 4.4: Funktionsparameter zur Beschreibung der $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen nach Einstufenbelastung bis $n = 10^4$, $n = 10^5$ und $n = 10^6$ sowie der $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Masterkurve

Funktionsparameter		$(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehung			$(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Masterkurve
		$n = 10^4$	$n = 10^5$	$n = 10^6$	
$G_{\perp ,0}$	[MPa]	3.808	4.162	4.031	4.153
τ_p	[MPa]	57	62	53	59
ξ_p	[1]	0,011	0,009	0,010	0,009
e	[1]	4,27	4,43	5,23	4,12
Bestimmtheitsmaß R^2	[1]	0,998	0,999	0,999	0,999

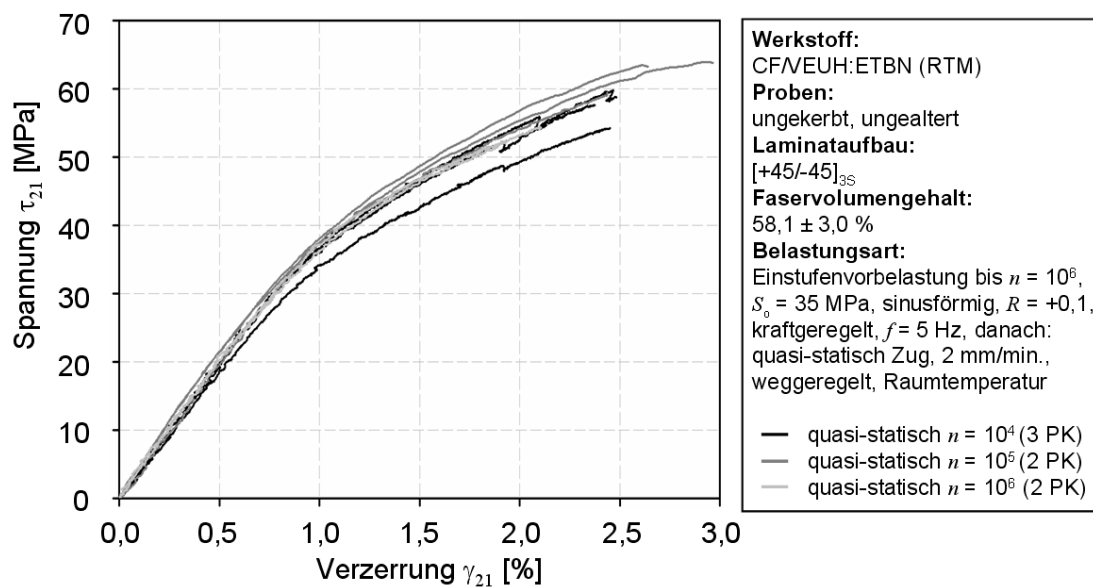


Abb. 4.7: Quasi-statischer Zugversuch an [+45/-45]_{3S}-CF/VEUH:ETBN-Flachproben nach Einstufenbelastung ($R = +0,1$, $S_0 = 35$ MPa) bis $n = 10^4$, $n = 10^5$ und $n = 10^6$

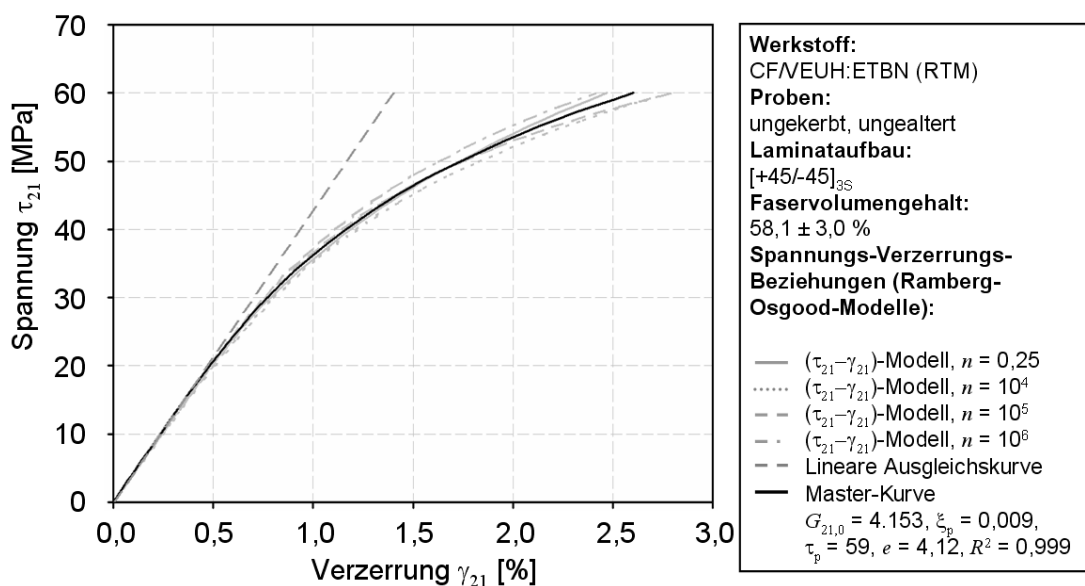


Abb. 4.8: Modellierung der nichtlinearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen des CF/VEUH:ETBN-Werkstoffs nach quasi-statischer Prüfung ($n = 0,25$) und Einstufenbelastung ($R = +0,1$, $S_0 = 35$ MPa) bis $n = 10^4$, $n = 10^5$ und $n = 10^6$ sowie der linearen und nichtlinearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Masterkurven

4.5 Modellierung des Steifigkeitsabfalls

Die Modellierung des an $[+45/0/-45/90]_S$ -CF/VEUH:ETBN-Proben gemessenen Abfalls des Elastizitätsmoduls E_x unter zyklischer Einstufenbelastung (vgl. Kapitel 4.3.3, Abb. 4.3) erfolgte im ersten Schritt nach dem in [114] verwendeten Ansatz von Ogin [173]

$$\frac{E_x(n)}{E_{x,0}} = 1 - \left(A \cdot \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \right)^B \cdot n^C \right), \quad (4.2)$$

jedoch konnte trotz Optimierung der freien Funktionsparameter A , B und C keine zufriedenstellende Anpassung der Funktion an die gemessenen Werte erzielt werden. Ursache dafür ist der anfänglich asymptotische Verlauf der Ogin-Kurve, der erst kurz vor Erreichen der Versagensschwingspielzahl abfällt und sich dann den Messpunkten annähert (vgl. Abb. 4.9).

Zur Verbesserung der mathematischen Beschreibung des Steifigkeitsabfalls wurde der Ansatz von Ogin erweitert:

$$\frac{E_x(n)}{E_{x,0}} = 1 - \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \right) \cdot [\log(n)]^2 + \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \right)^\alpha \cdot n^2 \quad (4.3)$$

$$\alpha(S_{x,0}) = a - b \cdot \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \right) \quad (4.4)$$

Hierbei wurde ein Summand eingefügt, der einen stetigen Abfall der Funktionskurve von Beginn an bewirkt und von der Schwingspielzahl n abhängt. Darüber hinaus wurde die Anzahl der freien Parameter von drei auf zwei reduziert. Unter Berücksichtigung der Oberspannung im Einstufenversuch $S_{x,0}$ und des Elastizitätsmoduls des Laminats zu Beginn der Prüfung $E_{x,0}$ erfolgte die Bestimmung des freien Parameters α anhand der Messwerte nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Nachfolgend wurde der Parameter α mit der jeweils zugehörigen Oberspannung korreliert und es konnte daraus eine lineare Abhängigkeit hergestellt werden (Gl. (4.4)). Die beiden Parameter dieser Funktion wurden nach der Quadratminimum-Methode zu $a = 8,51$ und $b = 680$ bestimmt.

In Abb. 4.9 sind die Steifigkeitsabfallkurven nach Gl. (4.3) mit den jeweiligen Messkurven der Einstufenversuche für die Oberspannungen $S_{x,0} = 200 - 350$ MPa gegenübergestellt. Die Unterschiede des erweiterten Funktionsansatzes im Vergleich zur

ursprünglichen Modellierung nach Ogin sind deutlich an der jeweiligen Modellkurven für $S_{x,0} = 250$ MPa zu erkennen.

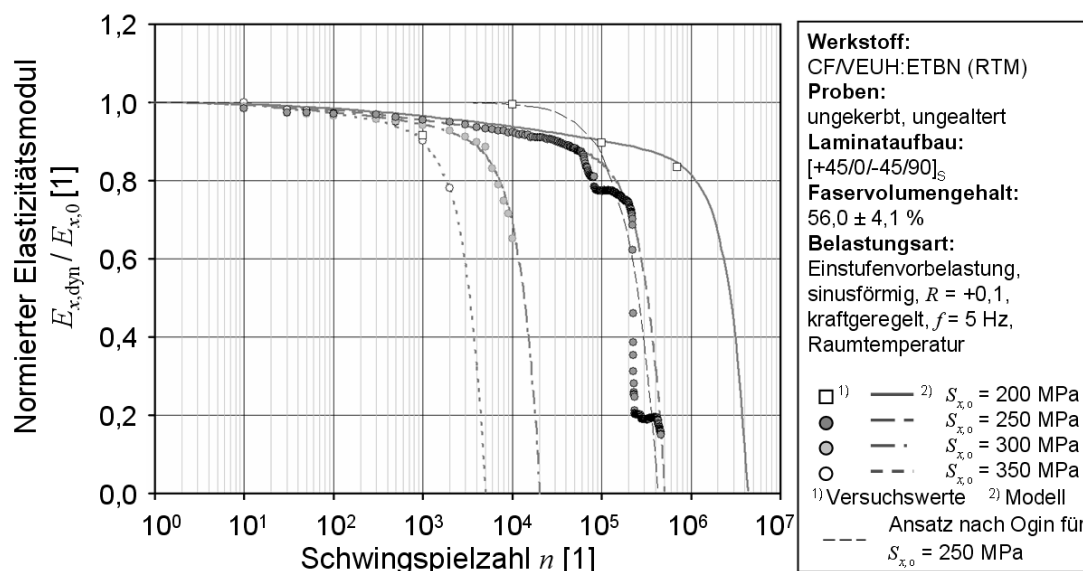


Abb. 4.9: Modellierung des Steifigkeitsabfalls anhand des normierten Elastizitätsmoduls $E_x / E_{x,0}$ in Abhängigkeit der Schwingspielzahl n und Vergleich mit dem Ansatz nach Ogin [173]

4.6 Modellierung von Zeitfestigkeit und Restfestigkeitsabfall

4.6.1 Experimentelle Datenbasis und Modellierungsansätze

Für die Vorhersage der Lebensdauer von MSV unter zyklischer Belastung mit konstanter oder auch variabler Amplitude nach dem CE-Konzept [13], [14] sind mathematische Beschreibungen des Versagensverhaltens des CE, in der Regel der Last tragenden 0° -Schichten, zwingend erforderlich. Die wichtigsten Eingangsgrößen stellen dabei die Modelle der Zeitfestigkeit und des Restfestigkeitsabfalls dieser Schichten dar. Die theoretische Beschreibung dieser beiden Größen erfolgte auf Grundlage der experimentellen Daten und der Modellierungsansätze aus [114] und [115], die teilweise übernommen bzw. überarbeitet wurden.

4.6.2 Zeitfestigkeitsmodell des kritischen Elements

Die Beschreibung der Zeitfestigkeit der 0° -Schicht (CE) erfolgte anhand der Ergebnisse des Einstufenversuchs für $R = +0,1$ und der quasi-statischen Zugversuche an [0]₈-CF/VEUH:ETBN-Probekörpern. Die Modellierung der Wöhlerlinie wurde für die

Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{0}} = 50\%$ mit Hilfe des klassischen, in semi-logarithmischer Darstellung linearen Funktionsansatzes

$$S_o(N) = A - B \cdot \log(N) \quad (4.5)$$

und eines in [115] eingeführten nichtlinearen Funktionsansatzes

$$S_o(N) = R_{\parallel}^t / \left(1 + \left(\frac{A \cdot \log(N)^B}{R_{\parallel}^t} \right)^C \right) \quad (4.6)$$

durchgeführt. Die freien Parameter der Wöhler-Funktionen wurden mit dem Programm S-Plus® (Fa. Insightful) nach der Maximum-Likelihood-Methode unter Berücksichtigung von Durchläufern bestimmt.

In Abb. 4.10 ist die lineare und nichtlineare Modellierung der ($R = +0,1$)-Wöhlerkurve des unidirektionalen CF/VEUH:ETBN-Laminats im Vergleich zu den experimentell ermittelten Kennwerten dargestellt. Für die nachfolgende Lebensdaueranalyse wurde ausschließlich die nichtlineare Modellierung der Wöhlerkurve verwendet, da dieser Ansatz trotz der geringfügig niedrigeren Anpassungsgüte an die Versuchswerte ($R^2 = 0,972$) gegenüber der linearen Ansatzfunktion ($R^2 = 0,993$) als ingenieurmäßig sinnvoll erachtet wurde. Dies ist vor allem darin begründet, dass mit dem linearen Ansatz eine endliche Lebensdauer für Oberspannungen $S_o > R_{\parallel}^t$ sowie für $S_o = 0$ errechnet werden kann, was aus rein physikalischer Sicht nicht möglich ist. Darüber hinaus wird mit der linearen Modellierung die Lebensdauer für eine Oberspannung S_o , die nur geringfügig kleiner als die Zugfestigkeit R_{\parallel}^t ist, deutlich überschätzt. Beispielsweise beträgt die nach dem linearen Ansatz für eine Oberspannung $S_o = 0,99 R_{\parallel}^t$ abgeschätzte Lebensdauer 564 Schwingspiele, wohingegen bei der nichtlinearen Modellierung ein rechnerisches Versagen bereits nach 27 Schwingspielen vorhergesagt wird.

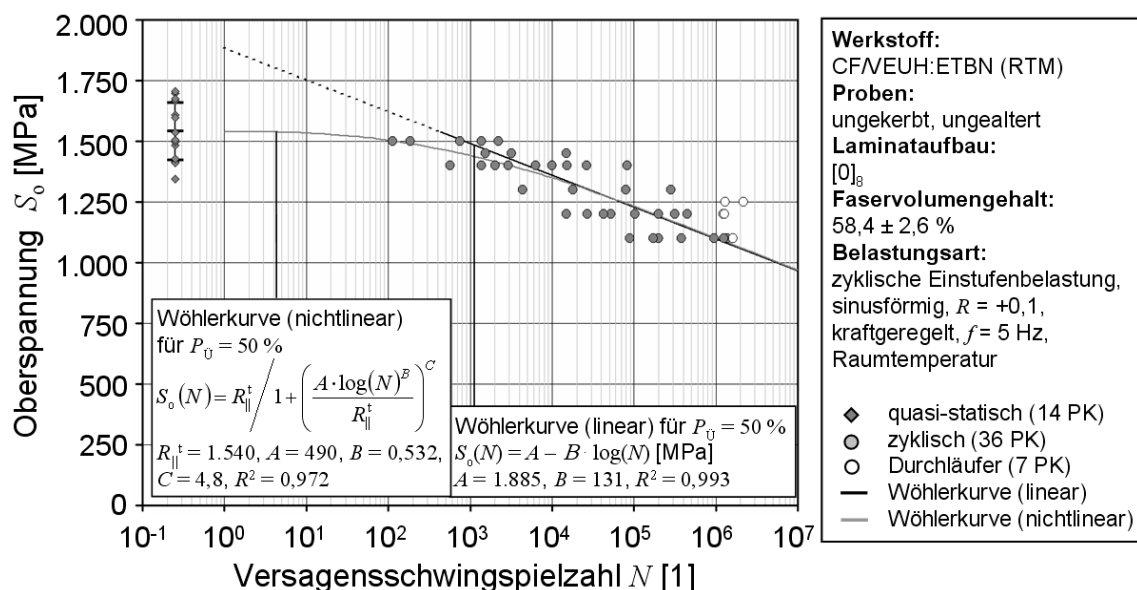


Abb. 4.10: Lineare und nichtlineare Modellierung der Wöhlerkurve des unidirektionalen CF/VEUH:ETBN-Laminats (kritisches Element) für $R = +0,1$ [114]

4.6.3 Restfestigkeitsabfallmodell des kritischen Elements

Der Verlauf der Restzugfestigkeit F_R in Abhängigkeit der Schwingspielzahl n wurde in [114] durch quasi-statische Zugversuche an [0]₈-CF/VEUH:ETBN-Probekörpern nach zyklischer Vorbelastung ermittelt, wobei diese durch eine Einstufenbelastung mit $S_o = 1.100$ MPa und $R = +0,1$ für vier unterschiedliche Belastungsdauern erfolgte. Zur Beschreibung des Restzugfestigkeitsabfalls wurde der Ansatz nach Hahn und Kim (Gl. (2.7)) [132] gewählt und der freie Funktionsparameter k zu 2,6 bestimmt.

In dieser Arbeit wurde die Anpassungsgüte des in [114] gewählten Ansatzes an die Versuchsergebnissen mit Hilfe des Bestimmtheitsmaßes bewertet, darüber hinaus wurden diesem Ansatz die Degradationsmodelle von Broutman und Sahu (Gl. (2.6), [124]) sowie von Yao und Himmel (Gl. (2.7), [150]) gegenüber gestellt (Abb. 4.11). Für den von Bach vorgeschlagenen Ansatz wurde ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,972$ ermittelt, demgegenüber ergaben sich für den Broutman/Sahu-Ansatz $R^2 = 0,889$ und für den Yao/Himmel-Ansatz $R^2 = 0,916$. Die relativ geringe Anpassungsgüte der Broutman/Sahu-Funktion liegt in der Invariabilität dieses Ansatzes, der ausschließlich vom Spannungsniveau im Einstufenversuch und der Versagensschwingspiel abhängt sowie über keinen Parameter zur Funktionsanpassung verfügt. Der Restfestigkeitsansatz nach Yao und Himmel wurde in der in Gl. (2.9) angegebenen Form angewendet. Durch Optimierung der Funktionsparame-

ter nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate zu $\alpha = 0,366\pi$ und $\beta = 0,732\pi$ konnte keine wesentliche Verbesserung der Anpassungsgüte erreicht werden.

Der Vergleich des Hahn/Kim-Ansatzes mit dem Restfestigkeitsansatz nach Scharff und Davidson (Gl. (2.8), [135]) lieferte übereinstimmende Ergebnisse, da sich aufgrund der strukturellen Ähnlichkeit der beiden Funktionen die Parameter a und b derart einstellen, dass der Summenterm im Exponenten den Betrag von k des Hahn/Kim-Ansatzes annimmt, sodass die beiden Lösungsansätze identisch sind.

Anhand dieser Bewertung verfügt der von Bach vorgeschlagene Ansatz mit $k = 2,6$ über die größte Anpassungsgüte und wird daher für die nachfolgende rechnerische Lebensdaueranalyse zugrunde gelegt. Die Restfestigkeitsabfallmodellierung für das unidirektionale CF/VEUH:ETBN-Laminat ist zusammen mit den darüber hinaus betrachteten Ansätzen sowie den Versuchsdaten in Abb. 4.11 gegenübergestellt.

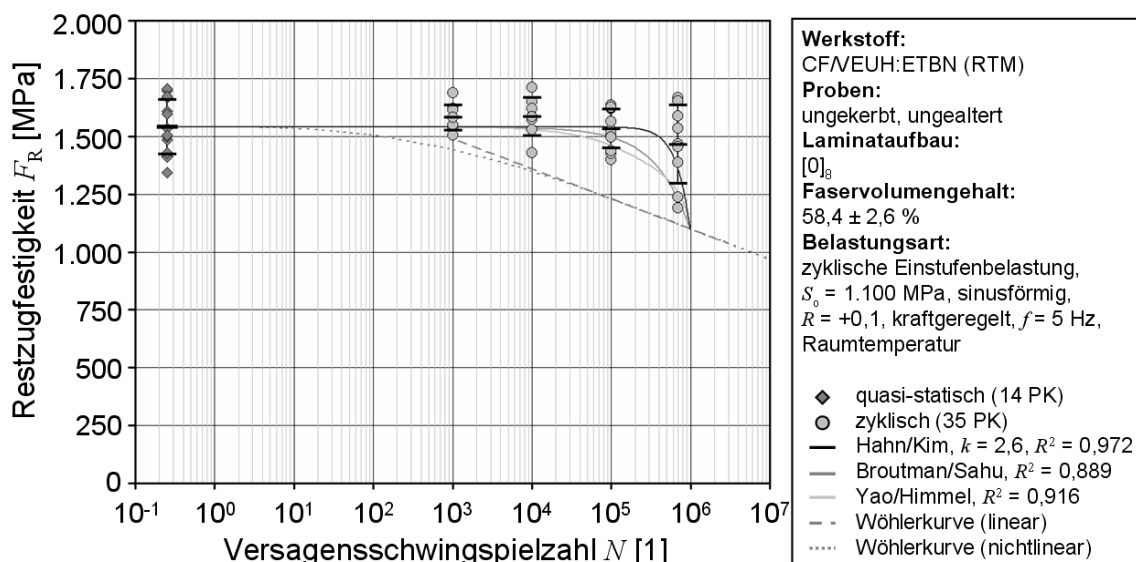


Abb. 4.11: Restfestigkeitsabfallmodellierungen des unidirektionalen CF/VEUH:ETBN-Laminats (kritisches Element) unter Einstufenbelastung ($R = +0,1, S_0 = 1.100$ MPa)

4.7 Schichtenweise rechnerische Lebensdaueranalyse

4.7.1 Programm zur rechnerischen Lebensdaueranalyse - Struktur und Funktionsweise

Das im Rahmen dieser Arbeit weiterentwickelte Lebensdaueranalyseprogramm kann vom strukturellen Aufbau der Berechnungsabläufe in zwei Bereiche unterteilt werden. Im ersten Teil wird die strukturmechanische Bewertung des untersuchten Laminats

für die im Lastzyklus i vorliegende Belastung durchgeführt, die aus den Bausteinen Spannungsanalyse, Anstrengungsanalyse und Steifigkeitsdegradation besteht. Die Spannungsanalyse erfolgt schichtenweise auf Basis der klassischen Laminattheorie (CLT) unter Annahme eines ebenen Spannungszustandes. Bei Vorgabe nichtlinearer SVB werden die Spannungen in einer inneren Iterationsroutine mit Hilfe der Sekanten-Modul-Iterationstechnik bestimmt. In der Anstrengungsanalyse werden die ermittelten Spannungszustände der Einzelschichten mit dem Wirkebenenkriterium von Puck [15] hinsichtlich des rechnerischen Eintretens von Zfb-Versagen bewertet. Bei Vorhersage der nicht zum Totalversagen führenden Zfb-Moden A und B folgt eine von der Versagensart abhängige Degradation der Steifigkeitskenngrößen E_{\perp} und $G_{\perp\parallel}$ nach dem Modell von Chiu. Danach wird eine weitere Berechnungsschleife gestartet und die Spannungen in den Einzelschichten unter Berücksichtigung der degradierten Steifigkeiten erneut berechnet. Der äußere Iterationsprozess erfolgt über alle Schichten des Laminats und endet, falls im ersten Berechnungsschritt kein Zfb-Versagen eingetreten ist oder nach Steifigkeitsdegradation keine weiteren Zfb-Versagen ermittelt werden. Für den Fall der Vorhersage eines kritischen Modus-C-Zfb wird rechnerisches Totalversagen angenommen was dem Erreichen der Lebensdauer im betrachteten Lastzyklus entspricht. Nach Abschluss der strukturmechanischen Analyse wurden die vorliegenden Spannungszustände in den Einzelschichten zur Lebensdaueranalyse an den Berechnungskern übergeben, der den zweiten Teilbereich des Systems darstellt.

Zu Beginn der Lebensdauerberechnung wird der Delaminationsgrad in den subkritischen Elementen (SCE) für die jeweils vorliegenden Spannungszustände ermittelt und die Einzelschichtsteifigkeit der SCE entsprechend eines auf den Versuchsdaten basierenden empirischen Delaminationsmodells abgemindert (s. Kapitel 4.7.5). Nachfolgend wird die Gesamtsteifigkeitsmatrix neu berechnet und damit die resultierende Spannung parallel zur Faserrichtung im CE bestimmt, woraus anhand des festgelegten Restfestigkeitsabfallmodells die momentane Restfestigkeit des CE berechnet wird. Ist für den betrachteten Lastzyklus die momentane Restfestigkeit höher als die resultierende Spannung des CE, so liegt kein Versagen vor. Damit ist der Berechnungsprozess im betrachteten Lastzyklus abgeschlossen, und die Prozedur beginnt die Analyse des nachfolgenden Lastzyklus $i+1$. Im umgekehrten Fall ist auf Grund des rechnerischen Versagens des CE die Lebensdauer mit dem

betrachteten Lastzyklus erreicht. Der schematische Ablaufplan Lebensdaueranalyseprogramms ist in Abb. 4.12 dargestellt.

4.7.2 Eingangsgrößen

Für die rechnerische Lebensdauervorhersage müssen zu Beginn das zu analysierende Laminat und das Belastungskollektiv festgelegt werden. Die Eingangsgrößen zur Definition des Laminats sind die Lagenanzahl, Faserorientierung und Einzelschichtdicke sowie für jede Einzelschicht unabhängig definierbare Materialkennwerte, die als skalare Größen oder durch nicht-lineare SVB implementiert werden können. Weiterhin muss das Laminat in kritische und sub-kritische Schichten unterteilt werden. Für das CE ist die Vorgabe eines Zeitfestigkeits- und Restfestigkeitsabfallmodells erforderlich, die in Form von linearen und nicht-linearen Ansätzen berücksichtigt werden können. Den sub-kritischen Elementen kann jeweils ein Ansatz zur Berücksichtigung von Delaminationsschädigungen zugeordnet werden. Bei allen verwendeten Ansätzen ist zu beachten, dass deren Modellierungen auf Ermüdungsversuchen mit konstantem und für alle Versuche gleichem Spannungsverhältnis $R = \text{konst.}$ basieren. Soll ein beliebiges Belastungskollektiv mit variablen Amplituden und R -Verhältnissen in der Lebensdauervorhersage zugrunde gelegt werden, so muss diese Lastfolge lebensdaueräquivalent auf das konstante Spannungsverhältnis der zur Verfügung stehenden Modelle umgerechnet werden. Die Umrechnung erfolgt nach einer von Adam et al. [160] eingeführten Methode mit Hilfe des Zeitfestigkeitsdiagramms (Haigh-Diagramm), das anhand von Wöhlerlinien des zu untersuchenden multidirektionalen Laminats und mit parametrischen Ansätzen nach [174], [175] oder [114] nährungsweise erzeugt werden kann. Das derart transformierte Belastungskollektiv kann in das Programmsystem eingelesen und als Abfolge von Einzelfaktoren $p_i (i = 1, n)$ verarbeitet werden. Der für die Lebensdauerberechnung verwendete Belastungsvektor \vec{f} wird dann für jedes einzelne Schwingspiel n aus dem Produkt des zugehörigen Einzelfaktors mit dem Einheitsbelastungsvektor \vec{e} berechnet:

$$\vec{f} = p_i \cdot \vec{e} \quad (i = 1, n) \quad (4.7)$$

$$\vec{e} = (n_x \quad n_y \quad n_{xy} \quad m_x \quad m_y \quad m_{xy}) = (1 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0) [\text{N/mm}; \text{Nm/mm}] \quad (4.8)$$

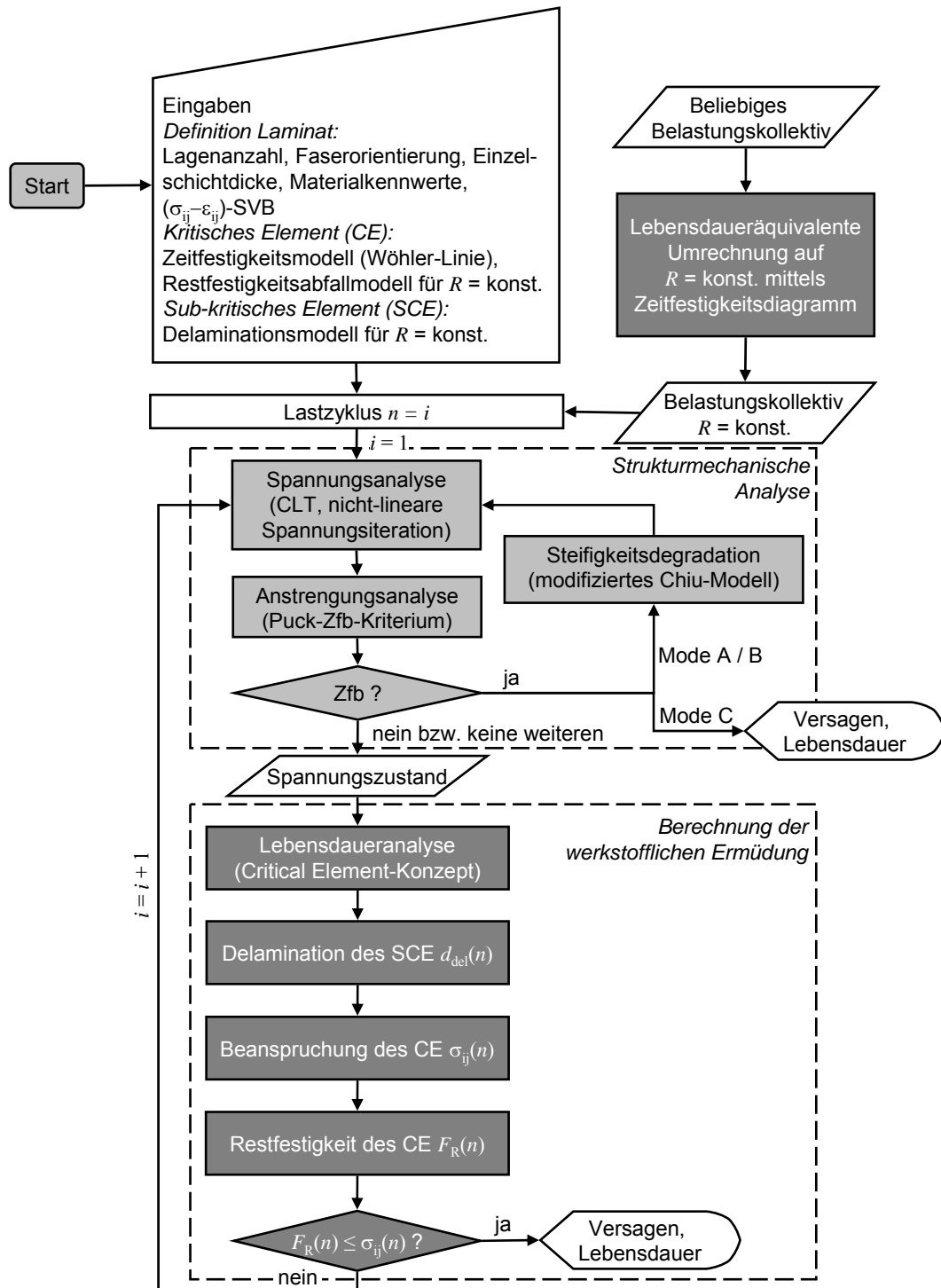


Abb. 4.12: Schematischer Ablaufplan der rechnerischen Lebensdaueranalyse

4.7.3 Iterationsprinzip zur Ermittlung nichtlinearer Spannungen

Sind in der rechnerischen Lebensdaueranalyse nichtlineare SVB für einzelne Materialkenngrößen zu berücksichtigen, erfolgt dies innerhalb der Spannungsanalyse nach dem Prinzip der Sekanten-Modul-Iterationstechnik.

Für einen zu betrachtenden Lastzyklus $n = i$ des zugrunde gelegten Belastungskollektivs wird die in diesem Zyklus vorliegende äußere Belastung $\sigma_{ij}(n = i)$ in k Laststufen unterteilt. Die iterative Bestimmung des Sekantenmoduls der jeweiligen Laststufe erfolgt entlang der vorgegebenen SVB und startet mit der Spannungsermittlung der ersten Laststufe für den Ursprungstangentenmodul $E_{ij,0}$. Die Iteration des Sekantenmoduls für diese Laststufe ist abgeschlossen, wenn die vorgegebene Konvergenzbedingung

$$\left(E_{ij}(n=i)_m - E_{ij}(n=i)_{m+1}\right)^2 < \lambda, \text{ mit } \lambda = 0,1 \quad (4.9)$$

erreicht ist. Die Iteration des Sekantenmoduls der folgenden Laststufe beginnt mit dem ermittelten Modul der vorangegangenen Laststufe. Je Laststufe wird für den zugeordneten Spannungszustand eine Anstrengungsanalyse durchgeführt und bei Vorhersage von Zfb-Moden A und B eine entsprechende Steifigkeitsdegradation durchgeführt. Diese Prozedur wird bis zum Erreichen des finalen Iterationspunktes der k -ten Laststufe fortgeführt, woraus der Sekantenmodul des betrachteten Lastzyklus sowie die dazugehörige Spannungskomponente ermittelt werden (vgl. Abb. 4.13(a)). Die Berechnung des Sekantenmoduls für den nachfolgenden Lastzyklus $n+1$ wird nach dem gleichen Prinzip durchgeführt. Als Modul zu Beginn der Iteration wird jedoch nicht mehr der Ursprungstangentenmodul, sondern der im vorangegangenen Lastzyklus berechnete Sekanten-Modul verwendet. Für den Fall, dass die betrachtete Spannungskomponente $\sigma_{ij}(n = i+1) > \sigma_{ij}(n = i)$ ist, erfolgt die nichtlineare Iteration des neuen Sekantenmoduls erst, wenn die Spannung für eine Laststufe k des Lastzyklus $n+1$ größer ist als die maximale Spannung im vorangegangenen Lastzyklus n . Die SVB wird bis zu diesem Beanspruchungsniveau durch eine Gerade, die dem Sekanten-Modul des n -ten Lastzyklus entspricht, abgebildet. Oberhalb dieses Niveaus erfolgt die Iteration wiederum entlang der nichtlinearen SVB (s. Abb. 4.13(b)). Ist die Spannungskomponente für den nachfolgenden Lastzyklus kleiner als die des Lastzyklus n , so wird kein neuer Sekantenmodul ermittelt, und die Spannungen für diesen Zyklus werden anhand des zuletzt bestimmten Moduls $E_{ij}(n = i)$ linear berechnet.

Die schrittweise Iteration des Sekantenmoduls für einen Lastzyklus über k Laststufen hat zwei Vorteile gegenüber einer direkten iterativen Bestimmung. Zum einen konvergiert die Berechnung mit einer geringeren Anzahl an Iterationsschritten, da die

Differenz zwischen dem Modul zu Iterationsbeginn und dem finalen Sekantenmodul kleiner ist. Insbesondere wird der Vorteil dieser Vorgehensweise bei nichtlinearen SVB mit stark gekrümmtem Kurvenverlauf deutlich. Zum anderen können Zfb-Ereignisse noch vor Erreichen der maximalen Beanspruchung des betrachteten Lastzyklus festgestellt werden. Durch die damit verbundene Degradation der Steifigkeiten kommt es zu Spannungumlagerungen innerhalb des Laminats, wodurch die iterativ zu bestimmenden Spannungskomponenten auf ein Niveau abfallen, auf dem die Berechnung schneller konvergiert.

In Abb. 4.14 ist der Iterationsverlauf der Moduln E_{\parallel} und $G_{\perp\parallel}$ innerhalb der nichtlinearen Spannungsanalyse am Beispiel des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats für den ersten Lastzyklus einer Einstufenbelastung mit $S_{x,0} = 510$ MPa und $R = +0,1$ dargestellt. Das Konvergenzverhalten der beiden Steifigkeitsgrößen ist unterschiedlich und korrelierte mit dem Verlauf der jeweils zugrunde gelegten nichtlinearen SVB. In der Berechnung konvergierte der Modul E_{\parallel} der 0° -Schicht parallel zur Faserrichtung für eine leicht progressiven $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ -Kurve (Abb. 4.5) nach sieben Iterationsschritten. Demgegenüber wurde die Konvergenzbedingung für den Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ der $+45^\circ$ -Schicht mit einer ausgeprägt nicht-linearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Kurve entsprechend Abb. 4.8 erst nach 16 Schritten erreicht.

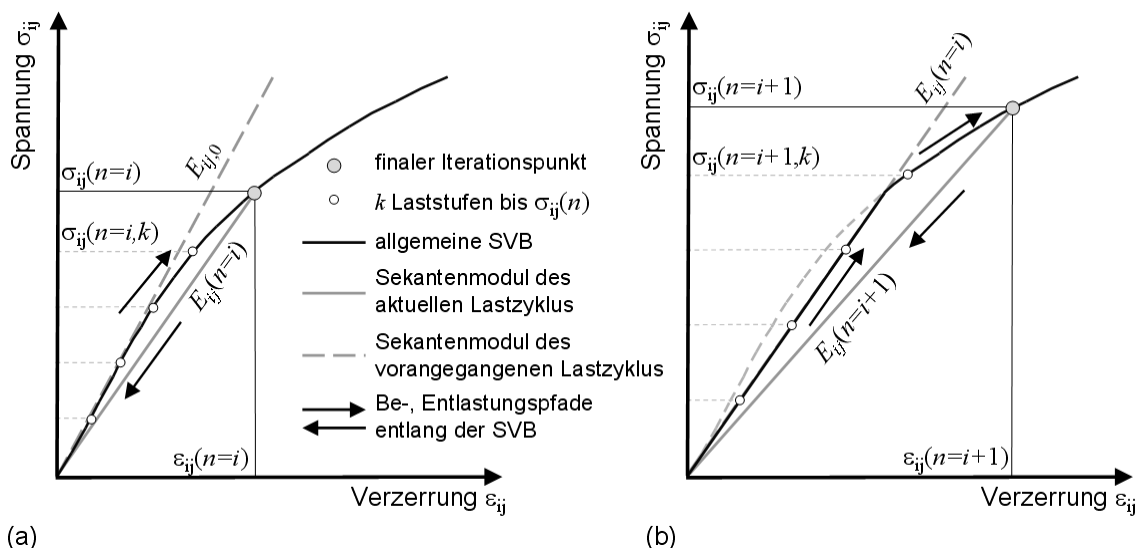


Abb. 4.13: Prinzip der nichtlinearen Spannungsiteration bei der rechnerischen Lebensdauervorhersage; (a) Iterationsablauf des ersten Lastzyklus mit Spannungsniveau $\sigma_{ij}(n = i)$; (b) Iterationsablauf im darauf folgenden Lastzyklus mit dem Spannungsniveau $\sigma_{ij}(n = i+1) > \sigma_{ij}(n = i)$

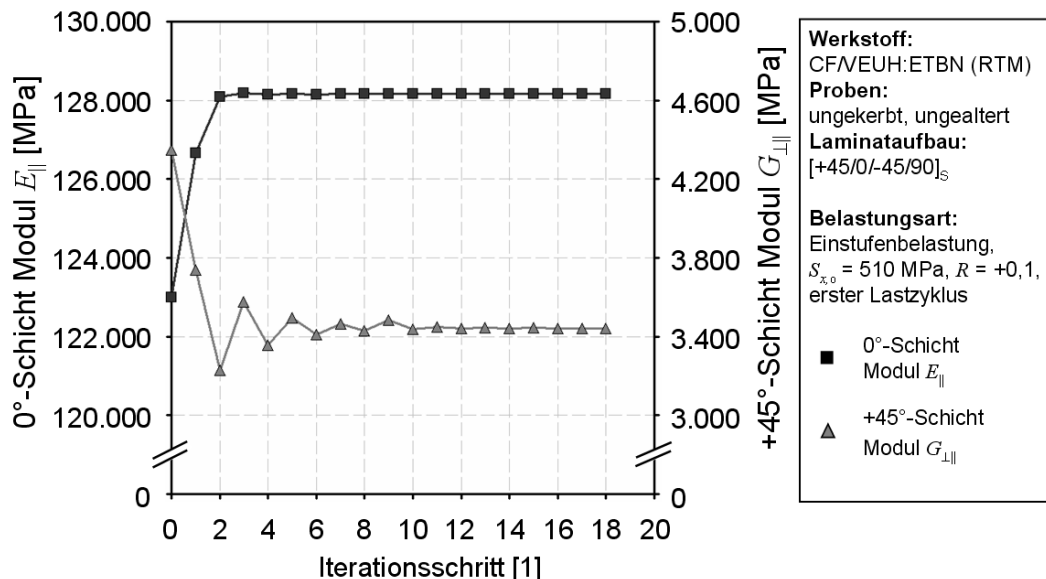


Abb. 4.14: Iteration der Moduln E_{\parallel} und $G_{\perp\parallel}$ innerhalb der nichtlinearen Spannungsanalyse bei der rechnerischen Lebensdauervorhersage des quasiisotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter Einstufenbelastung ($S_{x,0} = 510$ MPa, $R = +0,1$) am Beispiel des ersten Lastzyklus

4.7.4 Anstrengungsanalyse und Steifigkeitsdegradation

Die schichtenweise Anstrengungsanalyse erfolgt nach dem Zfb-Kriterium nach Puck [15]. Hierbei werden die aus der Spannungsanalyse übergebenen Spannungszustände der Einzelschichten hinsichtlich des Eintretens von Zfb bewertet. Dafür wurden die in Anhang A 3, Gl. (A.26) – (A.28), angegebenen Versagensbedingungen in das Lebensdaueranalyseprogramm implementiert und die in Tabelle 4.1 angegebenen Festigkeitskennwerte für die unidirektionale Einzelschicht zugrunde gelegt. Aufgrund nicht zur Verfügung stehender experimenteller Daten zur Ermittlung der Neigungsparameter Versagenskurve für den betrachteten CF/VEUH:ETBN-Werkstoff wurden diese zu $p_{\perp\parallel}^t = 0,35$ und $p_{\perp\parallel}^c = 0,30$ festgelegt [6] und die Parameter $p_{\perp\perp}^t$ bzw. $p_{\perp\perp}^c$ nach Gl. (A.31), Anhang A 3, berechnet.

Die Abschätzung von Fb-Versagen erfolgt im Rahmen der rechnerischen Lebensdaueranalyse mit Hilfe des Maximal-Spannungs-Kriteriums unter Berücksichtigung der momentanen Restfestigkeit des CE. Bei Vorhersage eines kritischen Zfb-Modus-C wird Totalversagen des Laminats angenommen und die Lebensdauer ist für den betrachteten Lastzyklus erreicht. Im Falle der unkritischen Zfb-Moden A und B folgt die versagensabhängige Degradation der Steifigkeitskenngrößen E_{\perp} und $G_{\perp\parallel}$ nach

dem an das Puck'sche Zfb-Kriterium angepasste Modell nach Chiu. In der Modellvorstellung wird angenommen, dass bei Eintritt eines Modus-A-Zfb infolge von Querkzugspannungen sich ein öffnender Riss bildet, so dass weder Schub noch Querkzugspannungen über die Rissufer übertragen werden können. Aus diesen Gründen wird der Elastizitätsmodul E_{\perp} und der Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ jeweils durch einen konstanten Faktor $d_{\text{deg},E_{\perp}}$ bzw. $d_{\text{deg},G_{\perp\parallel}}$ abgemindert.

Bei Eintritt eines Modus-B-Zfb, der durch hohe Schub- und relativ niedrige Querdruckspannungen ausgelöst wird, bildet sich aufgrund der Druckspannungskomponente ein „überdrückter“ Riss parallel zur Faser aus, wodurch die Übertragung von Querdruckspannungen weiterhin möglich ist, die Schubspannungsübertragung jedoch unterbunden wird. Aus diesem Grund wird in diesem Fall nur der Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ degradiert. Die Steifigkeitsmatrix $[Q]$ der UD-Einzelschicht wurde in der allgemeinen Form nach Gl. (4.10) ins Programm implementiert. Darin entsprechen die Steifigkeitskenngrößen $E_{ij}(\sigma_{ij},n)$ den aus der Spannungsanalyse hervorgegangenen Sekanten-Moduln. Die Abminderung der Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}^*$ erfolgt anhand Gl. (4.11). Da hinsichtlich des Nachbruchverhaltens des CF/VEUH:ETBN keine Versuchsdaten vorliegen, wurden in Anlehnung an [6] und [49] bzw. [105] für die nachfolgenden strukturmechanischen Berechnungen und Lebensdaueranalysen zwei Varianten von Degradationsfaktoren berücksichtigt, Gl. (4.12) und (4.13).

$$[Q] = \begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}(\sigma_1, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & d_{\text{deg},E_{\perp}} \cdot \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}(\sigma_2, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & 0 \\ \frac{\nu_{\parallel\perp}^* \cdot E_{\parallel}(\sigma_1, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & d_{\text{deg},E_{\perp}} \cdot \frac{E_{\perp}(\sigma_2, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & 0 \\ 0 & 0 & d_{\text{deg},G_{\perp\parallel}} \cdot G_{\perp\parallel}(\tau_{21}, n) \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

$$\nu_{\parallel\perp}^* = d_{\text{deg},E_{\perp}} \cdot \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}(\sigma_2, n)}{E_{\parallel}(\sigma_1, n)} \quad (4.11)$$

Degradationsfaktoren nach [6] und [49]:

$$d_{\text{deg}} = \begin{cases} \begin{pmatrix} d_{\text{deg}, E_{\perp}} \\ d_{\text{deg}, G_{\perp\parallel}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0,03 \\ 0,03 \end{pmatrix} & \text{für } f_{E, \text{ModeA}} \geq 1,0 \\ \begin{pmatrix} d_{\text{deg}, E_{\perp}} \\ d_{\text{deg}, G_{\perp\parallel}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1,0 \\ 0,03 \end{pmatrix} & \text{für } f_{E, \text{ModeB}} \geq 1,0 \end{cases} \quad (4.12)$$

Degradationsfaktoren nach [105]:

$$d_{\text{deg}} = \begin{cases} \begin{pmatrix} d_{\text{deg}, E_{\perp}} \\ d_{\text{deg}, G_{\perp\parallel}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0,03 \\ 0,67 \end{pmatrix} & \text{für } f_{E, \text{ModeA}} \geq 1,0 \\ \begin{pmatrix} d_{\text{deg}, E_{\perp}} \\ d_{\text{deg}, G_{\perp\parallel}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1,0 \\ 0,67 \end{pmatrix} & \text{für } f_{E, \text{ModeB}} \geq 1,0 \end{cases} \quad (4.13)$$

Bei der Durchführung der Versagensanalyse wurden folgende Effekte nicht betrachtet, da entweder noch grundlegender Forschungsbedarf besteht oder deren Einfluss auf die Vorhersage von Zfb vernachlässigbar ist:

- Einfluss der Faserumorientierung
- In-situ Effekt
- Berücksichtigung von Eigenspannungen im Laminat durch Temperatur- und Feuchteinflüsse
- Abhängigkeit des nichtlinearen Werkstoffverhaltens vom Schichtspannungsverhältnis, z.B. $\frac{\tau_{21}}{\sigma_2}$ -Verhältnis, bei mehrachsigem Spannungszustand

Zur Beurteilung der gewählten Degradationsmodelle wurden die quasi-statischen Zugversuche am quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminat mit dem Programm zur schichtenweise Versagensanalyse [196] nachgerechnet, wobei jeweils die bereits vorgestellten linearen und nichtlinearen SVB mit den beiden Varianten an Degradationsfaktoren kombiniert wurden. Darüber hinaus wurden auch die 95 %-Quantile der Zugfestigkeit parallel zur Faser $R_{\parallel, 95\%}^t$ berücksichtigt.

Bis zum Eintreten des ersten Zfb-Versagens konnte eine gute Übereinstimmung im Verlauf der experimentell und rechnerisch ermittelten $(\sigma_x - \varepsilon_x)$ -Kurve sowohl bei linearer als auch für die nichtlinearer SVB erzielt werden. Bei Berücksichtigung einer linearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehung der Spannungszustand in den +45°- und -45°-Schichten überschätzt, woraus vorzeitig Modus-A-Zfb resultieren. Die Degradation der entsprechenden Steifigkeitskomponenten in diesen Schichten führte zu numerisch bedingten Dehnungssprüngen, die in Form von Parallelverschiebungen des

Kurvenverlaufs zu erkennen waren. Die Größe der Verschiebung ist dabei von den jeweils berücksichtigten Degradationsfaktoren abhängig (Abb. 4.15).

Die Berechnungsergebnisse für nichtlineare SVB zeigten mit zunehmender äußerer Spannung σ_x eine leichte Annäherung der rechnerischen $(\sigma_x - \varepsilon_x)$ -Kurve an den experimentell bestimmten Verlauf, was durch den progressiven Charakter der verwendeten $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ -Beziehung hervorgerufen wurde. Darüber hinaus waren keine größeren Dehnungssprünge infolge von Modus-A-Zfb in den $+45^\circ$ - und -45° -Schichten festzustellen. Aufgrund der ausgeprägten Nichtlinearität des $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Verlaufs treten diese im Vergleich zu den linearen Modellen erst bei höheren Spannungsniveaus auf oder lösen, wie für die Berechnungsvariante mit $R_{||,95\%}$ eingetreten, mit dem Modus-A-Zfb-Versagen infolge von Spannungsumlagerungen gleichzeitig Fb in der 0° -Lage aus (Abb. 4.16). Für diesen speziellen Fall hatte die Wahl der Degradationsfaktoren keinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis.

Die Laminatfestigkeit wurde für alle betrachteten Kombinationen von SVB und Degradationsfaktoren mit dem Mittelwert Zugfestigkeit parallel zur Faser von $R_{||}^t = 1.540 \text{ MPa}$ im Vergleich zum Experiment um etwa 15 % überschätzt. Demgegenüber konnte unter Berücksichtigung des 95 %-Quantils der Zugfestigkeit $R_{||,95\%}^t = 1.330 \text{ MPa}$ nahezu eine Übereinstimmung zwischen experimentell ermittelter und rechnerischer Laminatfestigkeit erzielt werden, wobei die Berechnungsergebnisse im Bereich der Streuung der Messergebnisse lagen. Hinzu kommt der geringere Faservolumengehalt der untersuchten quasi-isotropen Lamine ($56 \pm 4 \%$) gegenüber den UD-Laminaten ($58 \pm 3 \%$). Insgesamt kann festgestellt werden, dass zwischen der rechnerischen Laminatsteifigkeit und -festigkeit mit dem Experiment eine gute Übereinstimmung erzielt werden konnte.

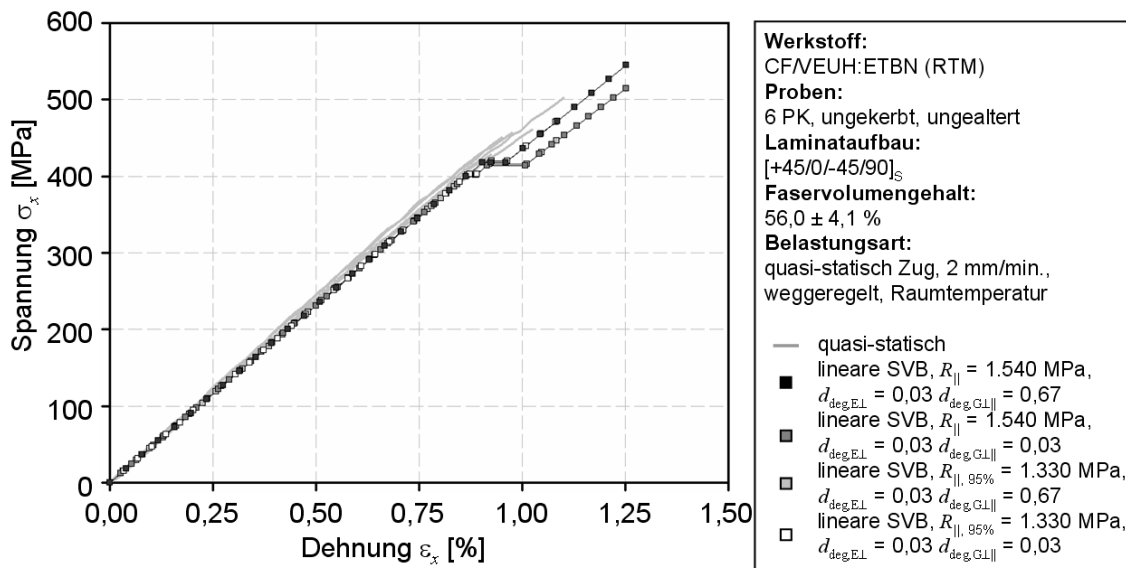


Abb. 4.15: Quasi-statischer Zugversuch am quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminat; Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und analytischer Berechnung für lineare Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen

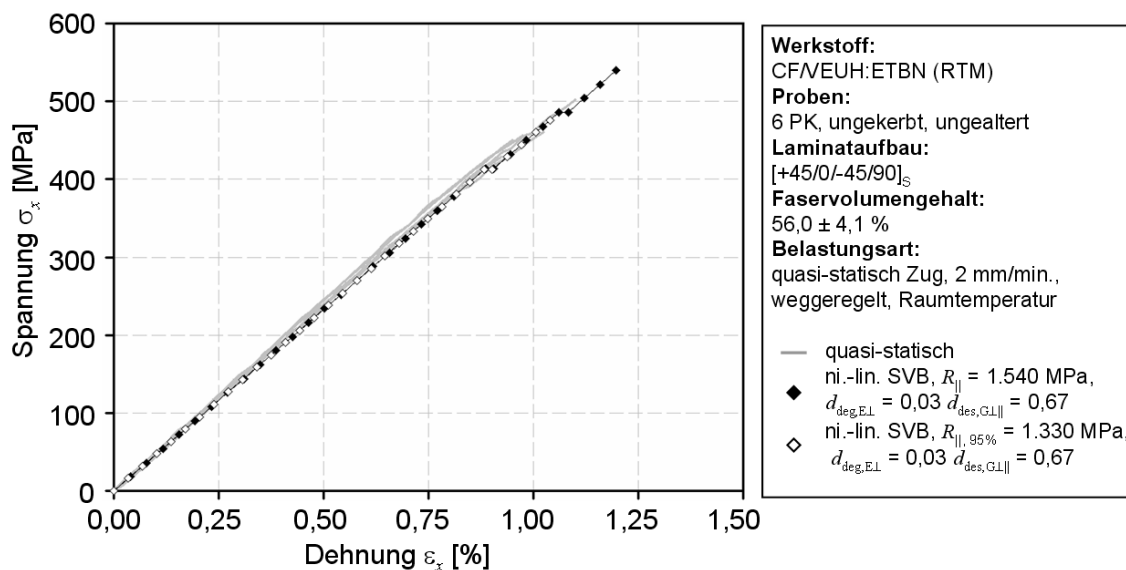


Abb. 4.16: Quasi-statischer Zugversuch am quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminat; Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und analytischer Berechnung für nicht-lineare Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen

Anhand eines einfachen Beispiels konnte der Einfluss der Versagensanalyse auf die Vorhersage der Lebensdauer herausgestellt werden. Hierfür wurde das quasi-isotrope CF/VEUH:ETBN-Laminat unter zyklischer Mehrstufenbelastung mit $R = +0,1$

berechnet und dabei die Degradationsfaktoren nach Gl. (4.13) verwendet. Die zyklische Mehrstufenblocklastfolge, die aus insgesamt sechs Lastblöcken bestand, war als eine alternierende Low-High-Abfolge konfiguriert. Die ersten beiden Ober Spannungsniveaus der High-Lastblöcke den Spannungsniveaus gleichgesetzt, bei denen rechnerisch Modus-A-Zfb in den 90° - bzw. $+45^\circ$ - und -45° -Schichten eintritt. Die Spannungshöhe im letzten Lastblock wurde einer Fb-Anstrengung $f_{E,Fb} = 0,965$ geringfügig unterhalb eines rechnerischen Fb-Versagens festgelegt. Die dazwischen angeordneten Low-Lastblöcke hatten ein gleichbleibendes niedriges Spannungsniveau, auf dem kein Versagen zu erwarten war. Innerhalb der gesamten Berechnung wurde diese Blocklastfolge so lange wiederholt, bis die rechnerische Lebensdauer des Laminats erreicht war.

Anhand des Berechnungsergebnisses waren infolge der ersten beiden High-Lastblöcke deutliche Sprünge in der Anstrengungskurve des CE zu erkennen, die durch Spannungsumlagerungen infolge von Modus-A-Zfb in den 90° -Schichten (erster High-Lastblock) sowie den $+45^\circ$ - und -45° -Schichten (zweiter High-Lastblock) verursacht wurden. Die Vergrößerung der Anstrengungen $(\Delta\sigma_1)_1$ und $(\Delta\sigma_1)_2$ des CE infolge der durch Zfb-Versagen umgelagerten Spannungsanteile betrug etwa 2,2 % und 3,9 %. Für die nachfolgenden Lastblöcke entstanden keine weiteren Zfb und die rechnerische Lebensdauer betrug $N = 20.800$ Schwingspiele (vgl. Abb. 4.17).

Vergleichend dazu wurden Lebensdauerberechnungen für die in Gl. (4.12) aufgeführten Degradationsfaktoren durchgeführt, wofür eine Vergrößerung der Anstrengung des CE um etwa 12,5 % nach Eintritt aller Zfb-Versagen resultierte und die Lebensdauer aufgrund der höheren Beanspruchung des CE mit $N = 6.600$ Schwingspielen abgeschätzt wurde. Der zugehörige Verlust der Längssteifigkeit infolge der Degradation hatte eine Größe von etwa 8 %. Bei vollständiger Vernachlässigung von Degradationen nach Zfb-Ereignissen ($d_{deg,i} = 1,0$) wurde das rechnerische Versagen nach $N = 71.700$ ermittelt. Anhand dieser Gegenüberstellung wird deutlich, dass das Degradationsmodell und die Wahl der Degradationsfaktoren einen wesentlichen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer des untersuchten Laminats haben. Im vorgestellten Beispiel entspricht der maximale Unterschied der Lebensdauern etwa einem Faktor von 12.

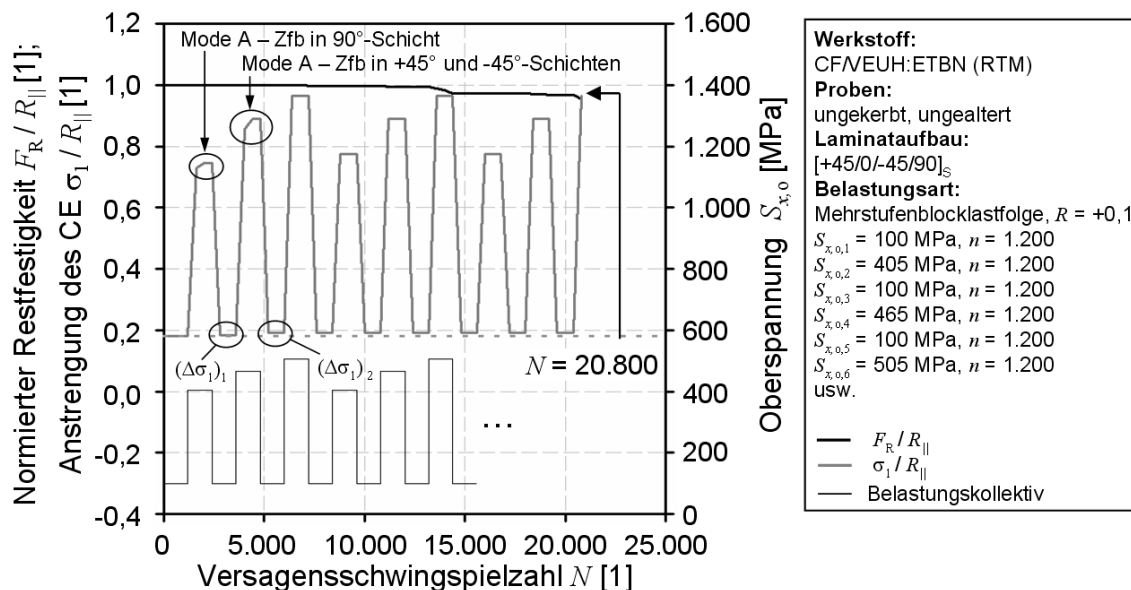


Abb. 4.17: Rechnerische Lebensdauervorhersage des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter Mehrstufenbelastung ($R = +0,1$) mit Zfb-Degradationsfaktoren $d_{\text{deg},E\perp} = 0,03$, $d_{\text{deg},G\perp} = 0,67$

4.7.5 Berücksichtigung von Delaminationsschädigungen

In Kapitel 4.3.3 wurden die Ergebnisse von Einstufenversuchen an quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Probekörpern dargestellt, bei denen im Verlauf der Schwingermüdungsprüfung Delaminationsschädigungen auftraten. Auf Basis der dabei gemessenen Steifigkeitsverläufe wurde in Kapitel 4.5 ein Modell zur Beschreibung des Steifigkeitsabfalls des untersuchten Laminats vorgestellt. Da anhand der Messkurven Steifigkeitsverluste von bis zu 80 % gegenüber der Anfangssteifigkeit festzustellen waren (vgl. Abb. 4.9), dies nicht allein auf Steifigkeitsverlusten aus Zfb-Versagen (vgl. Kapitel 4.7.4) zurückgeführt werden kann, wurde untersucht, inwieweit sich ein Zusammenhang des Steifigkeitsabfalls zu den beobachteten Delaminationen herstellen lässt.

Eine der grundlegenden Annahmen der CLT ist die ideale feste Verbindung der Einzelschichten untereinander innerhalb des Laminats [6], [7], die auch in der mathematischen Formulierung der Gesamtsteifigkeitsmatrix (ABD -Matrix) des Laminats berücksichtigt ist. Beispielsweise werden darin die Komponenten der Scheiben-Steifigkeitsmatrix (A -Matrix) durch Summation der Komponenten \bar{Q}_{ij} , der in das globale (x,y) -Koordinatensystem transformierten Steifigkeitsmatrizen der Einzelschichten berechnet. Diese Summation hat nur Gültigkeit, wenn Spannungen

zwischen den einzelnen Schichten interlaminar übertragbar sind und Dehnungskompatibilität an den Lagengrenzen vorliegt. Im Falle von Delaminationen sind diese Voraussetzungen nicht mehr gegeben. Stellt man sich den Zustand maximaler Delaminationsschädigung derart vor, dass alle Laminatschichten vollständig voneinander getrennt sind, ist eine Verteilung der äußeren Beanspruchung auf die einzelnen Schichten des Laminats nicht mehr möglich, woraus folgt, dass dann die in Belastungsrichtung orientierten Schichten die Gesamtbelastung alleine tragen.

Anhand einer vergleichenden Betrachtung wurde die Laminatsteifigkeit des quasi-isotropen Laminats nach der Netztheorie [6], [7] ermittelt, wobei ausschließlich die Steifigkeitskomponenten Q_{11} parallel zur Faser berücksichtigt wurden. Dabei konnte eine Differenz der Laminatsteifigkeit von 12 % gegenüber der nach CLT bestimmten Steifigkeit eines intakten Laminats ermittelt werden. Mit dieser Überlegung konnte gezeigt werden, dass die vollständige Degradation der Steifigkeiten quer zur Faser sowie der Querkontraktionszahl ($d_{\text{deg},i} = 0$) kein ausreichender Ansatz zur Berücksichtigung der Delaminationen darstellt. Auf Basis der CLT ist eine über den Ansatz der Netztheorie hinausgehenden Reduzierung der Laminatsteifigkeit nur realisierbar, wenn in der Steifigkeitsmatrix der Einzelschichten, die nicht in Belastungsrichtung orientiert sind (sub-kritischer Elemente), die Komponente Q_{11} durch einen Delaminationsfaktor $d_{\text{del}}(\sigma_x, n)$ reduziert wird. Dieser Faktor wurde in der gegenüber Gl. (4.10) erweiterten Formulierung der Steifigkeitsmatrix entsprechend

$$[Q] = \begin{bmatrix} \frac{d_{\text{del}}(\sigma_x, n) \cdot E_{\parallel}(\sigma_1, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & d_{\text{deg}, E_{\perp}} \cdot \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}(\sigma_2, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & 0 \\ \frac{\nu_{\parallel\perp}^* \cdot d_{\text{del}}(\sigma_x, n) \cdot E_{\parallel}(\sigma_1, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & d_{\text{deg}, E_{\perp}} \cdot \frac{E_{\perp}(\sigma_2, n)}{1 - \nu_{\parallel\perp}^* \cdot \nu_{\perp\parallel}} & 0 \\ 0 & 0 & d_{\text{deg}, G_{\perp\parallel}} \cdot G_{\perp\parallel}(\tau_{21}, n) \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

$$\nu_{\parallel\perp}^* = d_{\text{deg}, E_{\perp}} \cdot \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}(\sigma_2, n)}{d_{\text{del}}(\sigma_x, n) \cdot E_{\parallel}(\sigma_1, n)} \quad (4.15)$$

berücksichtigt.

Für den Zustand der vollständigen Delamination muss der Delaminationsfaktor minimal werden, wodurch die sub-kritischen Schichten keinen Anteil zur Laminatsteifigkeit liefern. Unter dieser Voraussetzung tragen die in Belastungsrichtung orientier-

ten Schichten (0° -Schichten) die äußere Beanspruchung alleine und bestimmen die Reststeifigkeit des Laminats. Für das untersuchte CF/VEUH:ETBN-Laminat führte diese Betrachtungsweise zu einer rechnerischen Steifigkeitsreduzierung von etwa 34 % gegenüber der Ursprungssteifigkeit. Diese Größenordnung konnte anhand der Messwerte des untersuchten Laminats für eine Einstufenbelastung mit $S_{x,0} = 300$ MPa und $S_{x,0} = 350$ MPa bestätigt werden (vgl. Abb. 4.3). Ein darüber hinausgehender Steifigkeitsverlust, wie er für eine Einstufenbelastung mit $S_{x,0} = 250$ MPa gemessen wurde, könnte im Rahmen der CLT nur noch durch die Reduktion der Q_{11} -Koeffizienten der 0° -Schichten bewirkt werden. Da dieser hohe Steifigkeitsverlust von etwa 80 % jedoch nur an einer Probe festgestellt wurde und keine weiteren experimentellen Daten hinsichtlich der komplexen Versagensmechanismen nach vollständiger Delamination bis zum Totalversagen der Proben vorlagen, wurden in den nachfolgenden Lebensdauerberechnungen eine Abminderung der Komponenten Q_{11} der 0° -Schichten nicht berücksichtigt.

Weiterhin ist anzumerken, dass aus der Reduktion der Steifigkeitskomponenten der sub-kritischen Schichten erhebliche Spannungsumlagerungen resultieren, die ein deutliches Ansteigen der Fb-Anstrengung in den 0° -Schichten bewirken. Anhand des untersuchten Laminats wurde für einen minimalen Delaminationsfaktor eine Vergrößerung der Fb-Anstrengung in den 0° -Schichten in Höhe von etwa 50 % gegenüber der Anstrengung eines vollständig intakten Laminats berechnet. Dies entspricht der maximal möglichen Umlagerung von Spannungen aus den delaminierten Schichten und hat hinsichtlich der rechnerischen Lebensdauervorhersage einen entscheidenden Einfluss auf das Berechnungsergebnis. Durch den delaminationsbedingten Anstieg der Fb-Anstrengung des CE muss in Verbindung mit dem Restfestigkeits-Konzept davon ausgegangen werden, dass die rechnerische Lebensdauer im Vergleich zu einem nicht delaminierten Laminat früher erreicht wird.

Die Herleitung des Delaminationsfaktors erfolgte auf Basis der Versuchsdaten der Einstufenversuche am quasi-isotropen Laminat durch Verwendung der auf diese Weise erweiterten Steifigkeitsabfallfunktion nach Gl. (4.3). Entlang der Funktionsverläufe für die Oberspannungsniveaus $S_{x,0} = 200 - 350$ MPa wurden Stützstellen für $E_x(n)$ definiert, für der zugehörige Delaminationsfaktor rechnerisch bestimmt wurde. Hierfür wurden die in den Gln. (4.14) und (4.15) aufgeführten Ansätze der Einzelschichtsteifigkeitsmatrix in das Analyseprogramm [196] implementiert. Unter Berücksichtigung

der nichtlinearen SVB und der Degradationsansätze nach Gl. (4.12) wurden für das Spannungsniveau $S_{x,0}$ die jeweiligen Delaminationsfaktoren derart bestimmt, dass für die betrachtete Stützstelle die errechnete Laminatsteifigkeit mit der Steifigkeit nach der Funktion $E_x(n)$ übereinstimmte. Anhand dieser Berechnungen konnte eine Abhängigkeit des Delaminationsfaktors von der Belastung $\sigma_x = S_{x,0}$ und der Schwingspielzahl n herausgestellt werden, die in Form einer Sinus-Hyperbolikus-Funktion mathematisch beschrieben werden kann:

$$d_{\text{del}}(\sigma_x, n) = 1 - |\beta| \cdot \frac{1}{2} \cdot (e^{\gamma \cdot \log(n+0,65)} - e^{-\gamma \cdot \log(n+0,65)})$$

$$= 1 - |\beta| \cdot \sinh(\gamma \cdot \log(n + 0,65))$$
(4.16)

$$\beta(S_{x,0}) = a - b \cdot \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \right)$$
(4.17)

$$\gamma(S_{x,0}) = a \cdot \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \cdot 100 \right)^3 + b \cdot \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \cdot 100 \right)^2 + c \cdot \left(\frac{S_{x,0}}{E_{x,0}} \cdot 100 \right) + d$$
(4.18)

Die freien Parameter β und γ der Funktion wurden mittels der diskreten Berechnungsergebnisse für die jeweils betrachtete Oberspannung $S_{x,0}$ nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. In Abb. 4.18 sind rechnerisch ermittelten Laminatsteifigkeiten sowie die zugehörigen Delaminationsfaktoren und deren Modellierung über der Schwingspielzahl n dargestellt.

Weiterhin wurden die beiden Funktionsparameter mit der jeweils zugehörigen Oberspannung korreliert. Hieraus konnte eine lineare Abhängigkeit für Parameter β (Gl. (4.17)) sowie ein Polynomansatz 3. Grades für Parameter γ (Gl. (4.18)) abgeleitet werden (Abb. 4.19). Die freien Parameter der jeweiligen Funktionen wurden ebenfalls nach der Quadratminimum-Methode bestimmt (vgl. Tabelle 4.5).

Tabelle 4.5: Parameter der Funktionen $\beta(S_{x,0})$ und $\gamma(S_{x,0})$ nach Gl. (4.17) und (4.18)

Funktionsparameter		$\beta(S_{x,0})$	$\gamma(S_{x,0})$
a	[1]	0,086	7,468
b	[1]	9,25	-7,419
c	[1]	-	3,231
d	[1]	-	$-4,55 \cdot 10^{-5}$
Bestimmtheitsmaß R^2	[1]	0,998	0,999

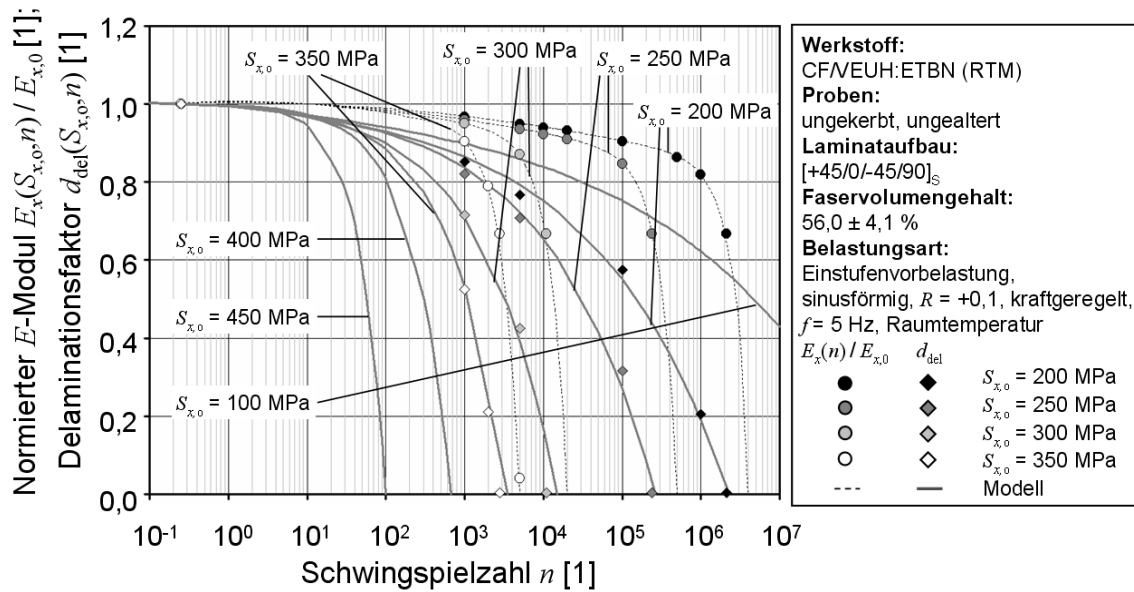


Abb. 4.18: Rechnerisch ermittelter Modul $E_x(n)$ (normiert dargestellt) mit jeweils zugehörigem Delaminationsfaktor $d_{del}(\sigma_{x,n})$ sowie Modellierung des Delaminationsfaktors in Abhängigkeit von der Oberspannung $S_{x,0}$

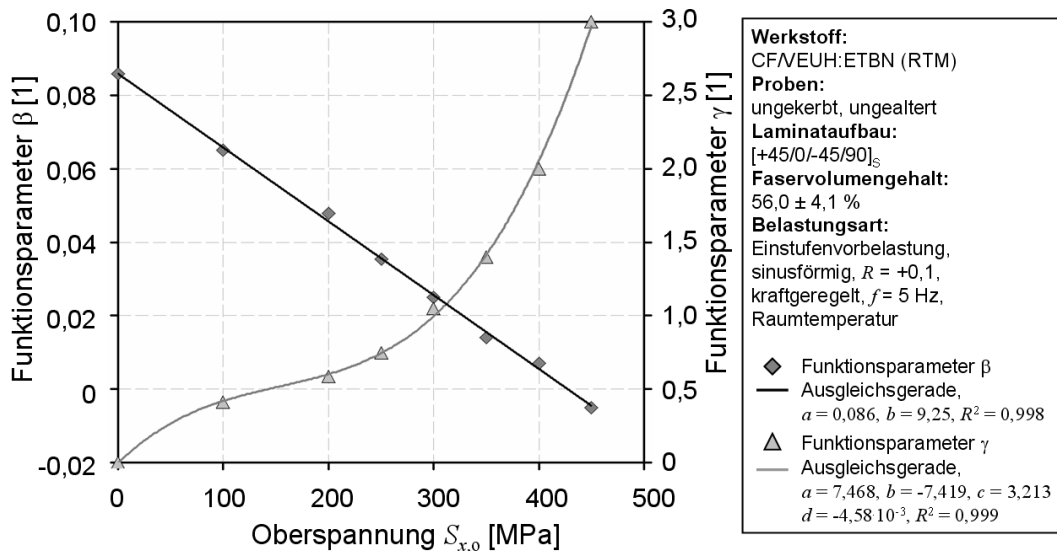


Abb. 4.19: Funktionsparameter β und γ in Abhängigkeit der Oberspannung $S_{x,0}$

4.7.6 Validierung der Degradations- und Delaminationsmodelle

Die entwickelten Degradation- und Delaminationsmodelle wurden in das Lebensdaueranalyseprogramm implementiert. Zur Validierung der gewählten Modelle wurde die Wöhlerlinie (linear, $P_{\dot{U}} = 50\%$) aus den ($R = +0,1$)-Einstufenversuchen am [+45/0/-45/90]_S-CF/VEUH:ETBN-Laminat [114] nachgerechnet. Hierbei wurden vier

Kombinationen aus linearen und nichtlinearen SVB ohne und mit Berücksichtigung von Delaminationen untersucht. Bei allen Kombinationen wurden in der Versagensanalyse die Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) verwendet, ebenso wurden die in den Kapiteln 4.6.2 und 4.6.3 vorgestellten Modellierungen der Zeitfestigkeit und des Restfestigkeitsabfalls für das CE berücksichtigt. Die Berechnung der Lebensdauer erfolgt für diskrete Oberspannungsniveaus zwischen $S_{x,0} = 250 - 450$ MPa.

In Abb. 4.20 ist zu erkennen, dass die rechnerische Lebensdauer für die zugrunde gelegten linearen und nichtlinearen SVB ohne Berücksichtigung von Delaminationen gegenüber dem Experiment um etwa eine Größenordnung deutlich überschätzt wurde. Demgegenüber lässt sich mit Berücksichtigung des vorgeschlagenen Delaminationsmodells sowohl für die verwendeten linearen als auch nichtlinearen SVB eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Versuchsdaten erzielen.

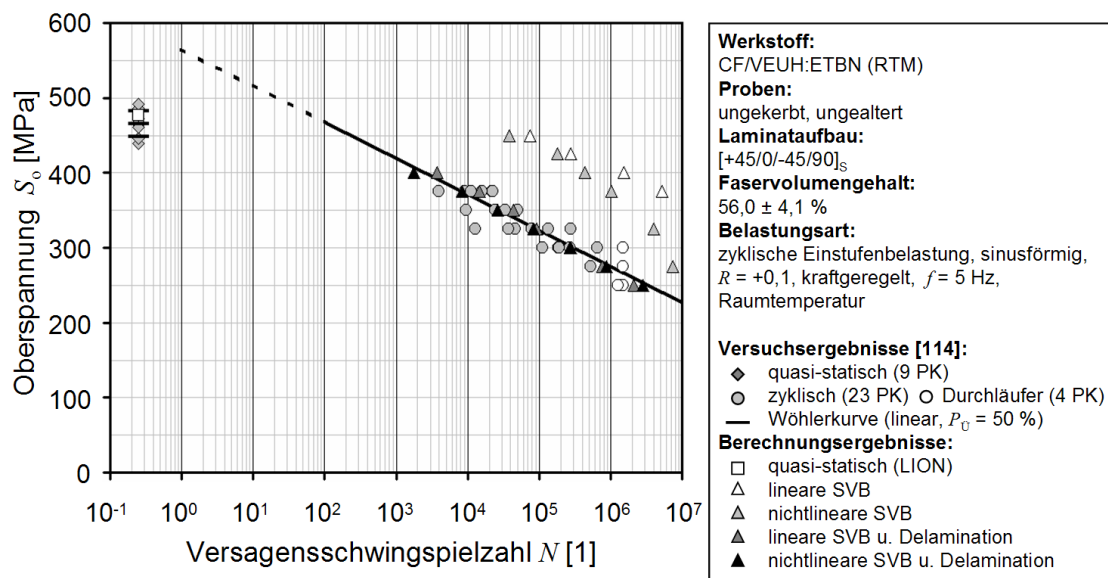


Abb. 4.20: Rechnerische Lebensdauer vorhersage des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter ($R = +0,1$)-Einstufenbelastung mit Zfb-Degradation ($d_{deg,E\perp} = d_{deg,G\perp||} = 0,03$) und mit Berücksichtigung linearer und nichtlinearer SVB sowie Delamination

Weiterhin wurden der Verlauf der Restfestigkeit und der Anstrengung des CE über der Schwingspielzahl bis zum rechnerischen Versagen für das Oberspannungsniveau $S_{x,0} = 250$ MPa gegenübergestellt (Abb. 4.21). Dabei wurden die im Rahmen dieser Arbeit vorgenommenen Erweiterungen des Lebensdaueranalyseprogramms

(nichtlineare SVB, Versagensanalyse nach Puck, Delaminationsmodell) anhand von sechs Berechnungskonfigurationen einzeln und in Kombination betrachtet. In der Versagensanalyse wurden die Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) verwendet. Kombinationen der SVB-Ansätze mit der Versagensanalyse nach Puck wurden nicht untersucht, da für das betrachtete Spannungsniveau keine direkten Zfb-Ereignisse zu erwarten waren.

Im Vergleich der Berechnungsergebnisse bei alleiniger Betrachtung der gewählten SVB konnte ein Anstieg der Zfb-Anstrengung des CE von etwa 2 % für die nichtlineare SVB gegenüber der rein linear elastischen Berechnung festgestellt werden. Die Ursache hierfür waren Spannungsumlagerungen durch die Verringerung des Schubmoduls $G_{\perp\parallel}$ bei gleichzeitiger Erhöhung des Moduls in Faserrichtung E_{\parallel} infolge der nichtlinearen $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ - und $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ -Beziehungen. Die Differenz der berechneten Lebensdauer betrug etwa 25 %. Bei zusätzlicher Berücksichtigung des Delaminationsmodells konnten in etwa die gleichen Unterschiede zwischen den gewählten SVB-Ansätzen festgestellt werden, wobei dessen Einfluss insbesondere im Schwingspielbereich oberhalb von 10^5 erkennbar war.

Darüber hinaus wurde die Versagensanalyse in der Lebensdauerberechnung hinzugezogen, mit der die Zfb-Anstrengung bewertet und bei Eintreten von Zfb-Versagen die entsprechenden Steifigkeitskomponenten reduziert wurden. Das führte dazu, dass die Verläufe der CE-Fb-Anstrengung nach einer gewissen Belastungsdauer sprunghaft um etwa 4 – 5 % anstiegen. Ursache hierfür waren ermittelte Zfb in den sub-kritischen Schichten und der damit verbundene Anstieg der Spannung in den kritischen Schichten. Im Vergleich der untersuchten SVB war ein deutlicher Unterschied in Zeitpunkt und Anstrengungsniveau beim Eintreten des Sprungs zu erkennen. Dieser Unterschied wurde durch die Verteilung der Spannungen innerhalb des Laminats infolge der nichtlinearen SVB einerseits und deren Wechselwirkung aus Steifigkeitsreduktionen durch Delaminationen andererseits bedingt. Wie bereits bei der Nachrechnung der quasi-statischen Versuche zu erkennen war, treten Zfb bei Berücksichtigung nichtlinearer SVB tendenziell erst bei höheren Spannungsniveaus ein (vgl. Abb. 4.15 und Abb. 4.16). Dagegen bewirkt die Reduktion der faserparallelen Steifigkeit in den sub-kritischen Schichten eine Erhöhung der Spannungskomponenten senkrecht zur Faser, was für sich alleine gesehen zu einem früheren Eintreten von Zfb führt. Die gegenseitige Beeinflussung dieser beiden Effekte ist stark vom

Orthotropieverhältnis des betrachteten Verbundes und der Ausprägung der werkstofflichen Nichtlinearität abhängig. Im Vergleich der Berechnungsergebnisse für ausschließlich lineare SVB mit den Ergebnissen für nichtlineare SVB einschließlich Versagensanalyse und Delaminationsmodell entsprach der Unterschied der berechneten Lebensdauer etwa dem Faktor 4.

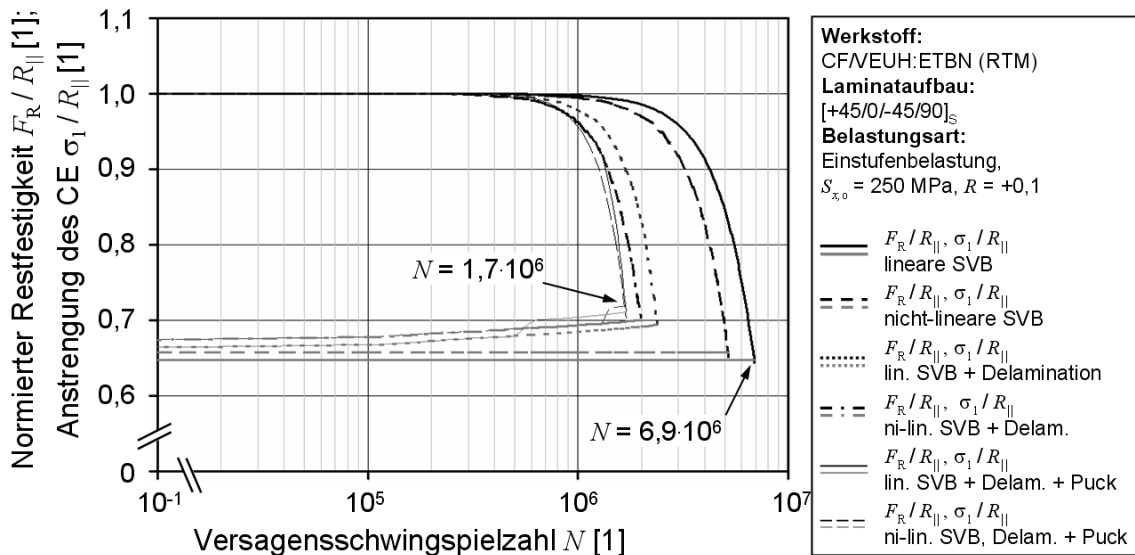


Abb. 4.21: Rechnerische Lebensdauervorhersage des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter Einstufenbelastung ($S_{x,0} = 250$ MPa, $R = +0,1$) mit Berücksichtigung linearer und nichtlinearer SVB, Delamination und Zfb-Versagen ($d_{deg,E\perp} = d_{deg,G\perp||} = 0,03$)

4.8 Rechnerische Lebensdauervorhersage bei miniTWIST-Belastung

4.8.1 miniTWIST - Belastungskollektiv

Die miniTWIST-Lastfolge repräsentiert ein für die Auslegung von luftfahrttechnischen Anwendungen standardisiertes Belastungskollektiv. Die Lastfolge setzt sich aus insgesamt 62.442 Einzelzyklen zusammen, die einer Belastung aus 4.000 Flügen entsprechen. Als Belastungshorizont wird der Höchstwert $\bar{S}_{o,max}$ der Oberspannung im Lastkollektiv definiert.

In der ursprünglichen Lastfolge variieren für die einzelnen Schwingspiele sowohl die Amplitude als auch das Spannungsverhältnis nahezu stochastisch (Abb. 4.22a).

Da die wesentlichen Eingangsgrößen für die rechnerische Lebensdaueranalyse (Zeitfestigkeits-, Restfestigkeitsabfall- und Delaminationsmodell) nur für das Spannungsverhältnis $R = +0,1$ vorlagen, war eine Transformation der originalen

miniTWIST-Lastfolge auf dieses R -Verhältnis erforderlich. Die lebensdaueräquivalente Umrechnung des Kollektivs erfolgte nach der in [151] und [152] eingeführten Methode anhand des Lebensdauerdiagramms für das quasi-isotrope CF/VEUH:ETBN-Laminat nach dem Ansatz von Adam und Harris [160], [175]. Hierfür wurde auf die experimentellen Daten sowie die daraus bestimmte Harris-Funktion aus [114] zurückgegriffen, die Umrechnung erfolgte mit dem darin entwickelten Programm. Als Ergebnis resultierte eine auf das konstante Verhältnis $R = +0,1$ umgerechnete Umkehrpunktfolge (Abb. 4.22b) welche in das Lebensdaueranalyseprogramm eingelesen werden konnte. Eine derartige Aufbereitung der miniTWIST-Lastfolge wurde für diskrete Belastungshorizonte $\bar{S}_{x,\max} = 425 - 625$ MPa durchgeführt. Im Vergleich der Originallastfolge mit der transformierten Folge sind zwei wesentliche Punkte festzustellen. Zum einen bleiben die möglicherweise Versagen verursachenden Belastungsspitzen bei den Schwingspiele 1.907, 7.691 und 24.652 (Maximalwert des Kollektivs) erhalten. Ferner werden alle Lastzyklen der Originalfolge mit Exkursionen in den Druckbereich durch die Umrechnung in äquivalente Zyklen mit ausschließlicher Zugbeanspruchung umgewandelt. In der Lebensdaueranalyse kann dadurch ein unter realen Betriebsbedingungen möglicherweise eintretendes Druckversagen nicht berechnet werden.

4.8.2 Durchgeführte Lebensdaueranalysen

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Lebensdauer des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminat unter miniTWIST-Belastung mit dem weiterentwickelten Analyseprogramm rechnerisch ermittelt. Das Laminat wurde dabei durch acht Einzelschichten in der Konfiguration $[+45/0/-45/90]_8$ mit einer Einzelschichtdicke von $t = 0,125$ mm abgebildet. Weiterhin wurden die Modelle zur Beschreibung der linearen und nichtlinearen SVB, der Degradation, der Zeit- und Restfestigkeit sowie der Delaminationsschädigung in das Programm implementiert. Die Berechnungen erfolgten für ingenieurmäßig sinnvolle Kombinationen aus linearen und nichtlinearen SVB ohne und mit Berücksichtigung des Delaminationsmodells. Ferner wurde in den Untersuchungen auch die 95 %-Quantile der Zugfestigkeit parallel zur Faser berücksichtigt. Innerhalb der jeweiligen Berechnungskonfiguration wurde die Lebensdauer für die umgerechneten miniTWIST-Kollektive auf diskreten Spannungshorizonten

zwischen $\bar{S}_{x,\max} = 425 - 625$ MPa ermittelt und in Form von Lebensdauerlinien dargestellt. Die Berechnungsergebnisse wurden mit Versuchsergebnissen aus [114] verglichen.

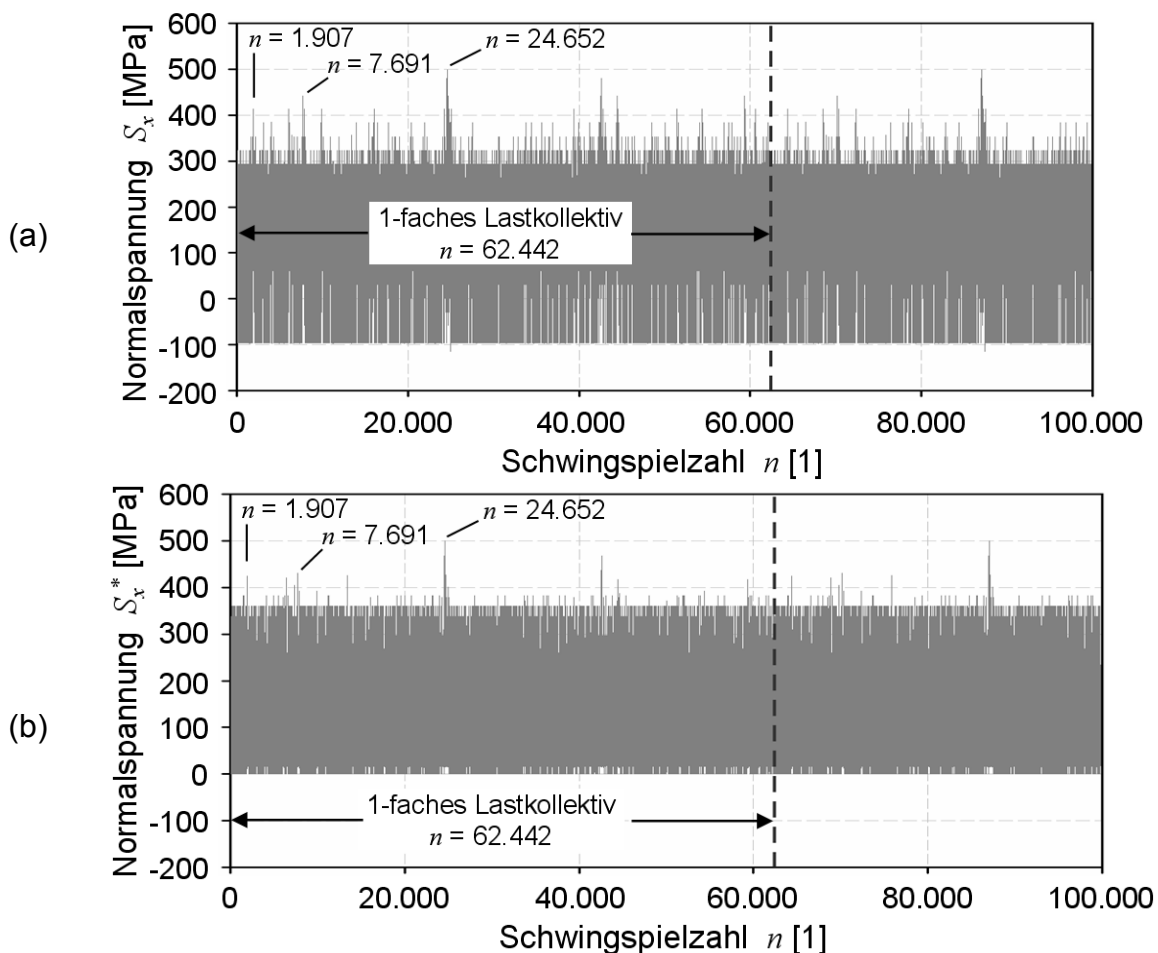


Abb. 4.22: Darstellung der miniTWIST Betriebslastfolge für $\bar{S}_{i,\max} = 500$ MPa ;
 (a) originäre Umkehrpunktfolge; (b) Umkehrpunktfolge nach lebensdaueräquivalenter Umrechnung auf $R = +0,1 = \text{konst.}$

4.8.3 Lebensdaueranalyse mit Vorgabe von linearen SVB

In Abb. 4.23 sind die Ergebnisse der Lebensdaueranalyse des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter miniTWIST-Belastung mit Berücksichtigung linearer SVB, der Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) und (4.13) sowie der 95 %-Quantile der Festigkeit $R_{||,95\%}^t$ dargestellt. Im Vergleich mit den Versuchsdaten wird die Lebensdauer bei Berechnung mit dem Mittelwert der Zugfestigkeit $R_{||}^t$ parallel zur Faser unabhängig von verwendeten Degradationsfaktoren insgesamt überschätzt. Bei der

Berechnung mit dem 95 %-Quantilwert der Zugfestigkeit kann bis zu einem Spannungshorizont von 500 MPa eine sehr gute Übereinstimmung zum Experiment festgestellt werden. Die Zeitpunkte der Versagensereignisse für darunter liegende Belastungsspitzen des Kollektivs wurden weitestgehend überschätzt, jedoch durchläuft die Lebensdauerlinie für diese Konfiguration die Versuchsdaten. Eine singuläre Übereinstimmung konnte für die Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) auf dem Spannungshorizont $\bar{s}_{x,\max} = 440$ MPa mit einer Versagensschwingspielzahl von $N = 711.514$ erzielt werden. Tendenziell verlief die zugehörige Lebensdauerlinie jedoch unterhalb der Versuchsergebnisse.

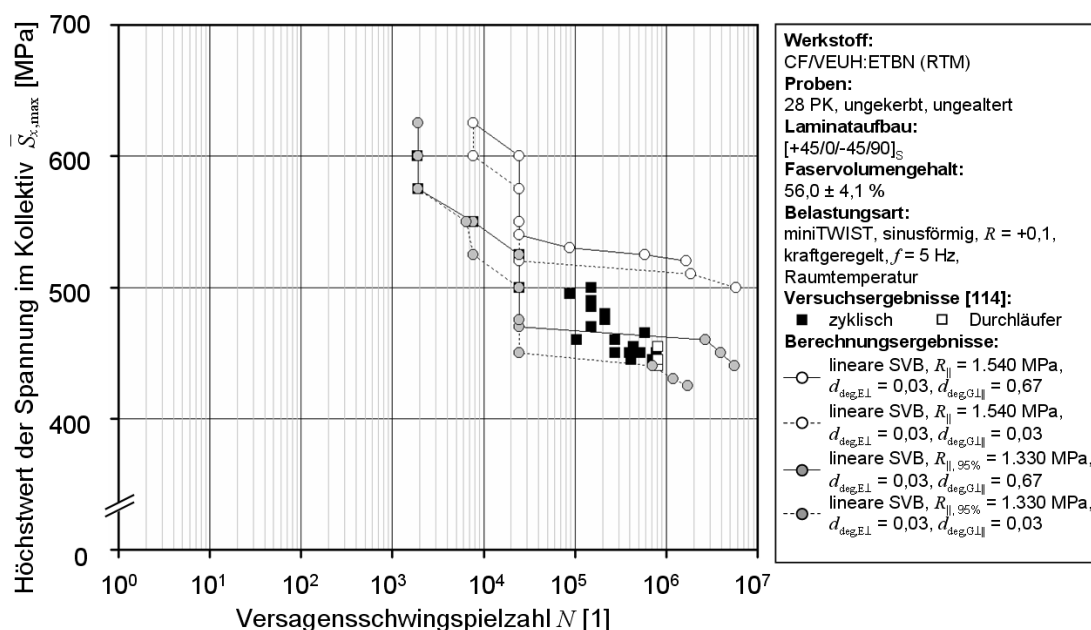


Abb. 4.23: Vergleich rechnerische Lebensdaueranalyse mit Experiment: quasi-isotropes CF/VEUH:ETBN-Laminat, Belastungsprofil miniTWIST, lineare SVB, Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) und (4.13), $R_{||}$ entsprechend Mittelwert und 95 %-Quantile

4.8.4 Lebensdaueranalyse mit Vorgabe von nichtlinearer SVB

In Abb. 4.24 sind die Ergebnisse der Lebensdaueranalyse des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter miniTWIST-Belastung mit Berücksichtigung nichtlinearer SVB, der Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) und (4.13) sowie der 95 %-Quantile der Festigkeit $R_{||,95\%}^t$ dargestellt.

Im Vergleich mit den Versuchsergebnissen wird die Lebensdauer für den Mittelwert der Zugfestigkeit $R_{||}^t$ wie auch bereits für die linearen SVB überschätzt. Demgegenüber wird für den 95 %-Quantilwert der Zugfestigkeit die Lebensdauer insgesamt mit einer guten Übereinstimmung zum Experiment ermittelt. Vor allem bei den Ergebnissen unterhalb des Spannungshorizonts von 500 MPa kann zufriedenstellende Berechnungsergebnisse im Bereich der Versuchsdaten erzielt werden.

Die Berechnung der Lebensdauerlinie für $R_{||,95\%}^t$ mit Degradation nach Gl. (4.12) wurde nicht durchgeführt, da aus der Versagensanalyse hervorging, dass für diesen speziellen Fall die Wahl der Degradationsfaktoren keinen Einfluss auf das Eintreten von Modus-A-Zfb in den subkritischen Schichten und das rechnerische Totalversagen des Laminats hat.

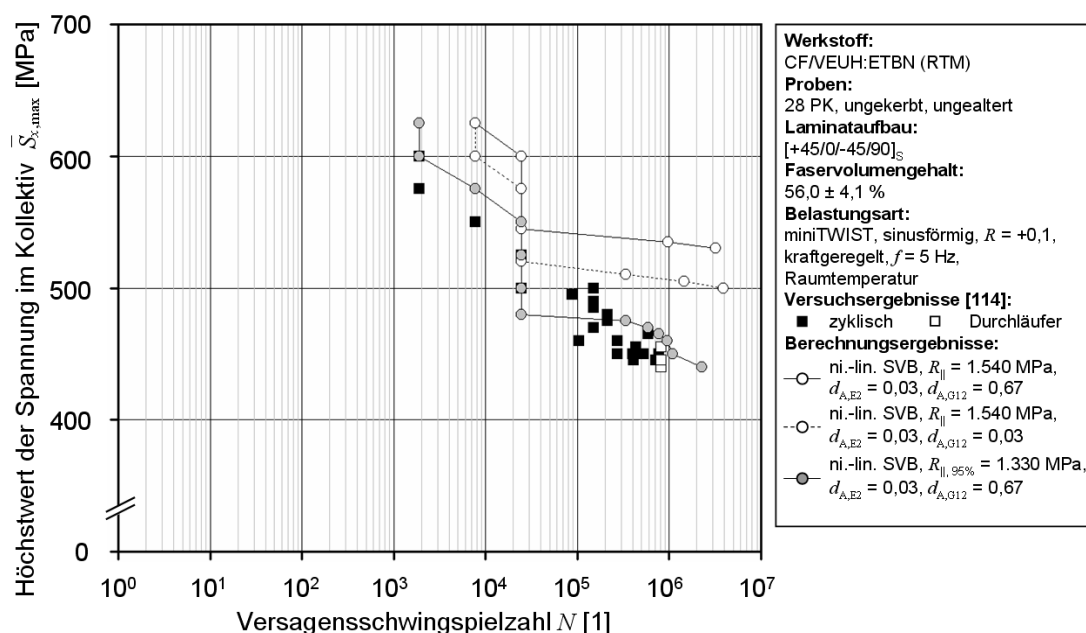


Abb. 4.24: Vergleich rechnerische Lebensdaueranalyse mit Experiment: quasi-isotropes CF/VEUH:ETBN-Laminat, Belastungsprofil miniTWIST, nicht-lineare SVB, Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) und (4.13), $R_{||}$ entsprechend Mittelwert und 95 %-Quantile

4.8.5 Lebensdaueranalyse mit Vorgabe von linearer und nicht-linearer SVB sowie Delamination

In Abb. 4.25 sind die Ergebnisse der Lebensdaueranalyse des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter miniTWIST-Belastung mit Berücksichtigung linearer und nichtlinearer SVB sowie Delamination dargestellt. In der Berechnung wurden vor

allein die Kombinationen aus Mittelwert der Zugfestigkeit $R_{||}^t$ und den Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) sowie aus der 95 %-Quantile der Festigkeit $R_{||,95\%}^t$ und der Degradation entsprechend Gl. (4.13) untersucht. Für diese Kombinationen wurde bereits in den vorangegangenen Berechnung zufriedenstellende Ergebnisse im Bezug auf das Experiment erzielt (vgl. Abb. 4.23 und Abb. 4.24).

Für beide Kombinationen ist festzustellen, dass die Lebensdauerlinien bei nichtlinearer SVB oberhalb der Lebensdauerlinien bei linearer SVB verlaufen. Ursächlich hierfür war, dass für nichtlineare SVB ein Zfb-Versagen in den +45°- und -45°-Schichten erst bei höheren Spannungsniveaus oder erst mit dem Totalversagen eintraten. Die Fb-Anstrengung des CE war dadurch im Vergleich zur linearen Rechnung über den Großteil des Beanspruchungsbereichs geringer, da die 45°-Schichten einen gewissen Teil der äußeren Beanspruchung mittragen. Eine geringere Anstrengung des CE unmittelbar bedeutet eine Vergrößerung der rechnerischen Lebensdauer.

Dieser grundsätzliche Einfluss der werkstofflichen Nichtlinearität konnte auch beim Vergleich der Berechnungsergebnisse ohne Berücksichtigung von Delaminationen beobachtet werden. Weiterhin konnte in dieser Gegenüberstellung herausgestellt werden, dass mit Delamination eine geringere Lebensdauer für alle betrachteten Kombinationen berechnet wurde, da die Reduktion der entsprechenden Steifigkeitskomponente in den sub-kritischen Schichten zu Spannungsumlagerungen und zur Erhöhung der Fb-Anstrengung im CE und damit zur Verringerung der rechnerischen Lebensdauer beitragen. Im Vergleich mit den Versuchsergebnissen wird die Lebensdauer für den Mittelwert der Zugfestigkeit und die nichtlinearen SVB überschätzt.

Die ermittelten Lebensdauerlinien aus den linearen Berechnungen für $R_{||}^t$ und den 95 %-Quantilwert der Zugfestigkeit verlaufen jeweils im oberen und unteren Bereich der Versuchsergebnisse, wobei für $R_{||,95\%}^t$ auf nahezu allen untersuchten Spannungsniveaus eine Vielzahl an direkten Übereinstimmungen mit einzelnen Versuchspunkten erzielt werden kann. Unter Berücksichtigung nichtlinearer SVB und $R_{||,95\%}^t$ verläuft die dazugehörige Lebensdauerlinie leicht oberhalb der Ergebnisse aus linearer Berechnung und durchkreuzt dabei den Bereich der Messpunkte. Auch

hierfür fallen einzelne Berechnungsergebnisse für Spannungshorizonte unter 500 MPa mit den Versuchsergebnissen zusammen.

Insgesamt betrachtet konnte mit Berücksichtigung der Delamination sowohl für lineare als auch für nichtlineare SVB eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt werden. Durch die Variation des Festigkeitskennwerts parallel zur Faserrichtung kann der wesentliche Einfluss dieser Größe auf das Berechnungsergebnis aufgezeigt werden. Ferner ist anzunehmen, dass der wahrscheinliche Wert der Zugfestigkeit des CE für das untersuchte quasi-isotrope Laminat im Bereich des 95 %-Quantilwerts der an unidirektionalen Proben bestimmten Festigkeit lag.

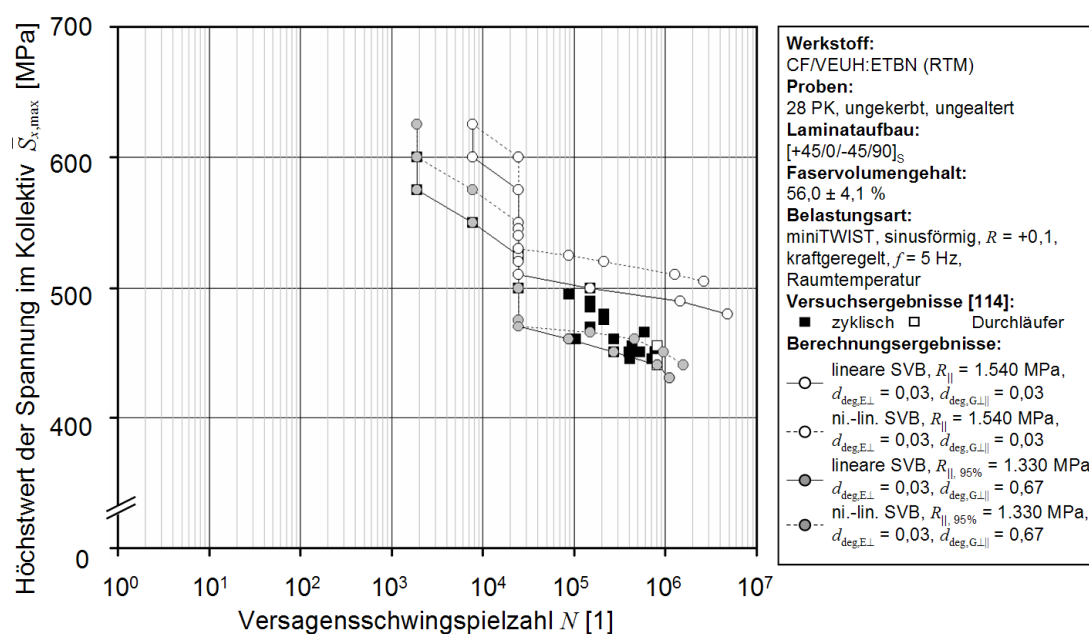


Abb. 4.25: Vergleich rechnerische Lebensdaueranalyse mit Experiment: quasi-isotropes CF/VEUH:ETBN-Laminat, Belastungsprofil miniTWIST, lineare und nicht-lineare SVB, Degradationsfaktoren nach Gl. (4.12) und (4.13), Delamination, $R_{||}$ entsprechend Mittelwert und 95 %-Quantile

5 Diskussion

Im Zuge der Entwicklung neuartiger CFK-Bauweisen für schnell laufender Getriebe-
komponenten wurden zwei Lasteinleitungskonzepte entwickelt und hinsichtlich
Realisierbarkeit und Tragverhalten unter hoher zyklischer Belastung untersucht.
Aufgrund der Vorgabe einer sicheren und dauerhaften Einleitung von Betriebslasten
und gleichzeitiger Bereitstellung einfacher Montage- und Demontagemöglichkeiten
wurde die Integration konventioneller Zylinderrollenlager in eine dickwandige CFK-
Umgebung durch mechanisches Einpressen betrachtet. Zur Auslegung des dafür
erforderlichen Pressverbandes wurde ein analytisches Berechnungsmodell
(„Ring in Ring“-Modell) entwickelt, das auf den mechanischen Beziehungen für mit
Innendruck beaufschlagte Zylinderschalen basiert. Hierbei wurde angenommen,
dass im Zustand der Fügung ein ebener Membranspannungszustand vorliegt und die
Umfangsspannungen über den Querschnitt der im Modell betrachteten Ringe
konstant verteilt sind. Für die Auslegung der Fügung genügen einfache mathemati-
schen Beziehungen (Gln. (3.8) und (3.9)). Mit diesem Modell können die erforderli-
chen Passungstoleranzen ermittelt und Aussagen hinsichtlich der wirkenden Fugen-
pressung und der resultierenden Spannungen getroffen werden.

Die Gestaltung und Auslegung von zylindrischen Pressverbänden im Maschinenbau
kann alternativ nach DIN 7190 [69] erfolgen. Die Berechnungen beruhen dabei auf
der Theorie der ebenen, isotropen Kreisscheibe unter konstantem Innen- und
Außendruck, wobei eine nichtlineare Verteilung der Umfangsspannungen über den
Querschnitt der Kreisscheibe zugrunde gelegt wird (vgl. Anhang A 4). Zur Bewertung
der Auslegung nach dem „Ring in Ring“-Modell (s. Tabelle 3.5) wurde die Lagerfü-
gung in einer CFK-Getriebeekomponente am Beispiel eines Zylinderrollenlagers mit
 $d_N = 80$ mm nach DIN 7190 berechnet. Als Eingangswerte für die Berechnung wurden
die gleichen Steifigkeitskennwerte und geometrischen Größen wie für das
„Ring in Ring“-Modell verwendet. Bei einer Auslegung nach DIN 7190 muss der
Durchmesser der Lagerfuge nach Fügung D_F vorgegeben werden, um daraus die
resultierende Fugenpressung sowie die radialen und tangentialen Spannungen in
den Fügepartnern bestimmen zu können. Im vorliegenden Fall wurde der Lagerfu-
gendurchmesser D_F dem nach dem „Ring in Ring“-Modell bestimmten Fugendurch-
messer $d_\infty = 79,988$ mm (vgl. Tabelle 3.5) gleichgesetzt. Nach DIN 7190 resultieren

daraus eine Fugenpressung von $p_F = 4,2$ MPa sowie maximale Umfangsspannungen im CFK-Außenring und Stahl-Innenring von $\sigma_{\varphi A} = 12,4$ MPa bzw. $\sigma_{\varphi I} = -31,0$ MPa. Die entsprechenden Vergleichswerte nach dem „Ring in Ring“-Modell betragen für die Fugenpressung $p_F = 4,95$ MPa und für die Umfangsspannungen $\sigma_{u,CFK} = 12,9$ MPa bzw. $\sigma_{u,St} = -32,6$ MPa. Damit liegen die Berechnungsergebnisse nach dem vorgestellten Modell in der Größenordnung, wie bei einer Auslegung nach DIN 7190. Durch die im Modell getroffene Annahme einer konstanten Spannungsverteilung im Ringquerschnitt über den Umfang werden die Spannungsniveaus gegenüber DIN 7190 im Mittel höher abgeschätzt, so dass die Auslegung nach dem „Ring in Ring“-Modell eine geringfügig konservativere Abschätzung darstellt. Darüber hinaus konnten im Vergleich zur DIN 7190 der Berechnungsablauf vereinfacht, die Anzahl der Berechnungsschritte reduziert und die für die Auslegung relevanten Größen direkt aus den mechanischen und geometrischen Eingangsgrößen bestimmt werden.

Zur Auslegung der Verschraubung in dickwandigen CFK-Strukturen war die Kenntnis der zulässigen Flächenpressungen senkrecht zur Laminebene, die unterhalb von Verbindungselementen, wie beispielsweise Unterlegscheiben, wirkt, erforderlich. Aus den Ergebnissen von Stempelversuchen an dickwandigen CFK-Proben ging hervor, dass Flächenpressungen bis zu einer Höhe von $\sigma_p = 305$ MPa ertragbar waren (Faktor 2 im Vergleich zur empfohlenen Flächenpressung für FKV-Werkstoffe von $\sigma_p = 140$ MPa entsprechend der VDI-Richtlinie VDI 2230 [167]). Für die Dimensionierung von Verbindungselementen, die Ermittlung maximaler Vorspannkraft oder die Einleitung von auf die Laminatoberfläche wirkenden Kräften können daraus wesentliche Vorteile resultieren. Einerseits können höhere Vorspannkraft realisiert, aber auch höhere Kräfte über die Laminatoberfläche eingeleitet und andererseits Lasteinleitungselemente schlanker dimensioniert werden. In der Folge eröffnet dies zusätzliche Potentiale hinsichtlich Gewichtsminimierung. Allerdings sollte beachtet werden, dass der angegebene Wert der zulässigen Flächenpressung an dickwandigen Probekörpern ermittelt wurde. Eine allgemeingültige Übertragbarkeit auf beliebig gestaltete, auch dünnwandige Lamine wurde im Rahmen der Arbeit nicht überprüft. Für den allgemeinen Fall wird als konservativer Wert der zulässigen Flächenpressung an Laminatoberflächen die Druckfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung vorgeschlagen.

Aus den Untersuchungen zum quasi-statischen und zyklischen Tragverhalten von direkt in die CFK-Struktur eingeschraubten Gewindeeinsätzen ENSAT-S 302 (M12/M16) ging hervor, dass statische Lasten von etwa 43 kN in die CFK-Struktur eingeleitet werden können. Ferner wurde die Restzugbruchkraft der Verbindung nach zyklischer Vorbelastung ($R = -1$ -Einstufenbelastung, $F_A = \pm 20$ kN, bis $n = 10^6$) bestimmt, woraus für eine zu erwartende Einsatzdauer von zehn Jahren ($n = 1,3 \cdot 10^{10}$) eine Restzugbruchkraft der Verbindung in Höhe von 35 kN abgeschätzt werden konnte. Diese Kraft ist um den Faktor 1,8 größer als die für die Auslegung zu berücksichtigende Anbindungskraft (± 20 kN). Bezogen auf den Außendurchmesser des Gewindeeinsatzes und die Einschraubtiefe des Einsatzes lässt sich daraus eine nominelle Scherfestigkeit des Gewindes von etwa 46 MPa für quasi-statische und 37 MPa für zyklische Belastungen abschätzen.

Zur Einordnung der Leistungsfähigkeit der gewählten Verschraubungslösung können die Arbeiten von Trinter, Tome und Ehrenstein [57] - [64] herangezogen werden, in denen das Tragverhalten von Direktverschraubungen in SMC- und GMT-Fließpresswerkstoffe unter Verwendung von gewindeerzeugenden Schrauben (Gewinde M 6, Einschraubtiefe 10 mm) und umpressten Gewindeeinsätzen (Außendurchmesser 7 mm, Einbindetiefe 10 mm) charakterisiert wurde. Bei Verbindungen mit gewindeerzeugenden Schrauben wurden quasi-statische Auszugskräfte von etwa 4 – 6 kN erreicht, die Bruchkraft betrug nach zyklischer Vorbelastung etwa 2 – 2,5 kN. Mit den umpressten Gewindeeinsätzen wurden quasi-statische Auszugskräfte in Höhe von 8 – 9 kN erzielt. Demnach betrugen die zugehörigen Scherfestigkeiten der Schraubenverbindung und der Gewindeeinsätze etwa 27 MPa (statisch) und 12 MPa (zyklisch) bzw. 39 MPa. Anhand dieser Werte ist zu erkennen, dass über direkt in die CFK-Umgebung eingeschraubte Gewindeeinsätze nicht nur nominell höhere Lasten eingeleitet werden, sondern insbesondere auch höhere Scherfestigkeiten erzielt werden können. Während die Höhe der Auszugskraft im Wesentlichen durch den Schraubendurchmesser und die Einschraubtiefe bestimmt werden, können als Einflussfaktoren der Scherfestigkeit die mechanischen Kenngrößen des Werkstoffs und die geometrische Ausbildung des Formschlusses zwischen Verbindungselement und Fügepartner genannt werden. Da die Formschlusswirkung und Konturierung des verwendeten Gewindeeinsatzes mit den in [57] – [64] verwendeten Verbindungselementen vergleichbar sind, kann die höhere Scherfestigkeit werkstoff-

seitig begründet werden. Bezogen auf den im Rahmen der Untersuchungen verwendeten CFK-Werkstoff sind dafür die Festigkeitskennwerte des EP-Harzes, der Füllgrad der Matrix (Faservolumengehalt) und die gerichtete, quasi endlose Faserverstärkung, ausschlaggebend. Trotz der wenig faserverbundgerechten Ausführung der Lasteinleitung mittels direktverschraubter Gewindeeinsätze konnte die zuverlässige und dauerhafte Einleitung hoher, punktuell wirkender, zyklischer Lasten nachgewiesen werden. Darüber hinaus verfügt die gewählte Lösung über entscheidende Vorteile hinsichtlich Einfachheit der Herstellung, Flexibilität der Positionierung, schädigungsfreies Montieren und Demontieren sowie minimales Gewicht und Kosten.

Im zweiten Teil der Arbeit wurde die Methodik der rechnerischen Lebensdaueranalyse zur Verbesserung der Lebensdauervorhersage von FKV unter Ermüdungsbeanspruchung durch die Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearitäten erweitert. Die Erweiterung basierte auf umfangreichen experimentellen Charakterisierung eines Vinylester-Urethan-Hybrid-Harzsystems mit Kohlenstofffaserverstärkung. Dabei wurden zum Einen die nichtlinearen $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Beziehungen des betrachteten Werkstoffs bei quasi-statischer Beanspruchungen und nach zyklischer Ermüdung beschrieben. Die SVB der faserverparallelen Kenngröße zeigte einen leicht progressiven Verlauf aufgrund der innerhalb der Kohlenstofffaser erfolgenden Ausrichtung der Graphitkristallebenen unter Zugbeanspruchung.

Weiter wurde die Steifigkeitsdegradation des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter Einstufenbelastung für verschiedene Oberspannungsniveaus experimentell bestimmt, wobei Abfälle der Laminatsteifigkeit von etwa 40 % gegenüber der Ursprungssteifigkeit beobachtet wurden. Aufgrund von großflächigen Delaminationen nach der Ermüdungsprüfung und teilweise vollständigen Schichttrennungen an den Probekörpern wurde auf Basis der CLT ein kontinuumsmechanisches Modell zur Beschreibung der Wirkung von Delaminationen auf die Steifigkeit des betroffenen Laminats in Abhängigkeit der Schwingermüdungsbeanspruchung entwickelt. Das sukzessive Ablösen der Laminatschichten wurde darin durch eine Reduzierung der Traganteile der nicht in Belastungsrichtung orientierten sub-kritischen Schichten an der äußeren Belastung beschrieben. Hierfür wurde ein Delaminationsfaktor d_{del} eingeführt, der die Steifigkeitskomponente Q_{11} der sub-kritischen Schichten in Faserrichtung in Abhängigkeit von Belastungsdauer und -niveau abmindert.

Auf Grundlage der CLT entwickelte Talreja [145] ein Modell zur Abschätzung der Steifigkeit von durch Matrixrisse und Delaminationen infolge von Schwingermü- dungsbeanspruchung geschädigten Laminaten und stellte dabei eine Korrelation zwischen Schädigungsgrad und matrixdominierten Elastizitätsgrößen her. In dieser Arbeit konnte jedoch gezeigt werden, dass, bezogen auf das untersuchte quasi- isotrope Laminat, bei alleiniger und vollständiger Degradation der matrixdominierten Elastizitätsgrößen der sub-kritischen Schichten die Laminatsteifigkeit von lediglich 8 % abfällt. Dagegen ist eine über diese Ergebnisse hinaus gehende Reduzierung der Laminatsteifigkeit nur realisierbar, wenn in der Steifigkeitsmatrix der sub- kritischen Schichten die Komponente Q_{11} reduziert wird. Für den Zustand der vollständigen Delamination muss Q_{11} minimal werden, damit die sub-kritischen Schichten keinen Beitrag mehr zur Laminatsteifigkeit liefern können, sodass die in Belastungsrichtung orientierten 0° -Schichten die äußere Beanspruchung alleine tragen. Mit dieser Betrachtungsweise wurde eine maximale Steifigkeitsreduzierung des betrachteten Laminats in Höhe von etwa 34 % gegenüber der Ursprungssteifig- keit errechnet, die gut mit den Messergebnissen übereinstimmte. Anzumerken ist, dass das vorgestellte Delaminationsmodell einen rein empirischen Ansatz darstellt, der nicht auf statistisch abgesicherten Versuchsergebnissen beruht. Allerdings konnte, im Vergleich zu den aus der Literatur bekannten Betrachtungen, mit der Einführung des Delaminationsfaktors in die Formulierung der Einzelschichtsteifig- keitsmatrix eine geeignete Verknüpfung zwischen dem Delaminationsgrad und daraus resultierenden, strukturmechanischen Veränderungen des MSV, wie Steifig- keitsverlust und Spannungsumlagerung, hergestellt werden.

Im Zuge der Erweiterung eines bestehenden Lebensdaueranalyseprogramms auf dem Prinzip des CE-Konzepts [13], [14] wurden die entwickelten Modelle zur Be- schreibung der angeführten werkstofflichen Nichtlinearitäten des untersuchten CFK- Werkstoffs in die Programmumgebung implementiert. Darüber hinaus erfolgte eine wesentliche Veränderung der Programmstruktur durch die Integration eines Berech- nungskerns zur schichtenweisen Versagensanalyse von MSV. Dieser Teil des Programms beinhaltet Module zur iterativen Spannungsanalyse auf Basis der Sekanten-Modul-Iterationstechnik, zur Vorhersage von Zfb-Versagen nach dem Wirkebenenkriterium von Puck [15] sowie zur selektiven Degradation von Steifig- keitskomponenten nach Zfb-Ereignissen.

Anhand einfacher Beispiele wurde der Einfluss der nichtlinearen Werkstoffmodelle auf die Struktur- und Lebensdauerberechnung dargestellt. Dabei konnten insbesondere deutliche Unterschiede in den Ergebnissen gegenüber einer rein linearen Berechnung festgestellt und mitunter sehr gute Überstimmungen mit den Versuchsdaten bei Berücksichtigung nichtlinearer SVB und Delaminationen erzielt werden. Allerdings kann eine allgemeingültige Aussage hinsichtlich des Einflusses werkstofflicher Nichtlinearitäten auf die Lebensdauervorhersage nicht getroffen werden, da die Auswirkungen vom Grad der Nichtlinearität der SVB sowie der Abbildung der Steifigkeitsdegradation infolge von Riss- und Delaminationsvorgängen abhängen und für jeden Werkstoff individuell zu betrachten sind. Tendenziell kann für den betrachteten CFK-Werkstoff festgestellt werden, dass sowohl die verwendeten SVB als auch die Berücksichtigung von Delaminationen zu einer Erhöhung der Beanspruchung des CE und in der Folge zu einer niedrigeren rechnerisch Lebensdauer führen [198].

Abschließend erfolgte mit dem weiterentwickelten Programm die Nachrechnung der Versuchsergebnisse von quasi-isotropen CFK-Laminaten unter der zyklischen Betriebslastfolge miniTWIST. Dabei wurden Lebensdauerlinien über diskrete Spannungshorizonte des Kollektivs rechnerisch ermittelt und mit den Versuchsergebnissen verglichen. Die Berechnungen erfolgten für ingenieurmäßig sinnvolle Kombinationen aus linearen und nichtlinearen SVB ohne und mit Berücksichtigung des Delaminationsmodells. Ferner wurde in den Untersuchungen auch das 95 %-Quantil der Zugfestigkeit parallel zur Faser berücksichtigt. Die beste Übereinstimmung mit dem Experiment wurde dabei unabhängig von den verwendeten SVB für die Berücksichtigung der Delamination und der 95 %-Quantile der Zugfestigkeit erzielt. Zur Beurteilung dieser Resultate wurden die Ergebnisse mit einer auf Grundlage der Palmgren-Miner-Hypothese ermittelten Lebensdauerlinie [114] verglichen und darüber hinaus zwei Grenzbetrachtungen hinsichtlich der verwendeten Modellansätze gegenübergestellt. Den einen Grenzfall stellen Lebensdauerlinien mit linearen SVB ohne Berücksichtigung von Degradationen und Delaminationen dar. Diese Betrachtung entspricht den Berechnungsansätzen, wie sie in [151] und [152] eingeführt in [115] weiter verwendet wurden. Im zweiten Grenzfall wurden die Berechnung der Lebensdauerlinie des quasi-isotropen Laminats auf die darin enthaltenen 0° -Schichten reduziert. Diese Betrachtungsweise entspricht der konservativen Annahme, dass die 0° -Schichten über die Dauer der Ermüdungsbeanspruchung die äußeren Lasten

vollkommen allein tragen. Darüber hinaus blieben in diesen Berechnungen, mit Ausnahme der Zeit- und Restfestigkeitsmodellierung der 0° -Schichten, die vorgestellten Modelle unberücksichtigt, sodass diese Ergebnisse isoliert von den beobachteten werkstofflichen Nichtlinearitäten betrachten werden (Abb. 5.1).

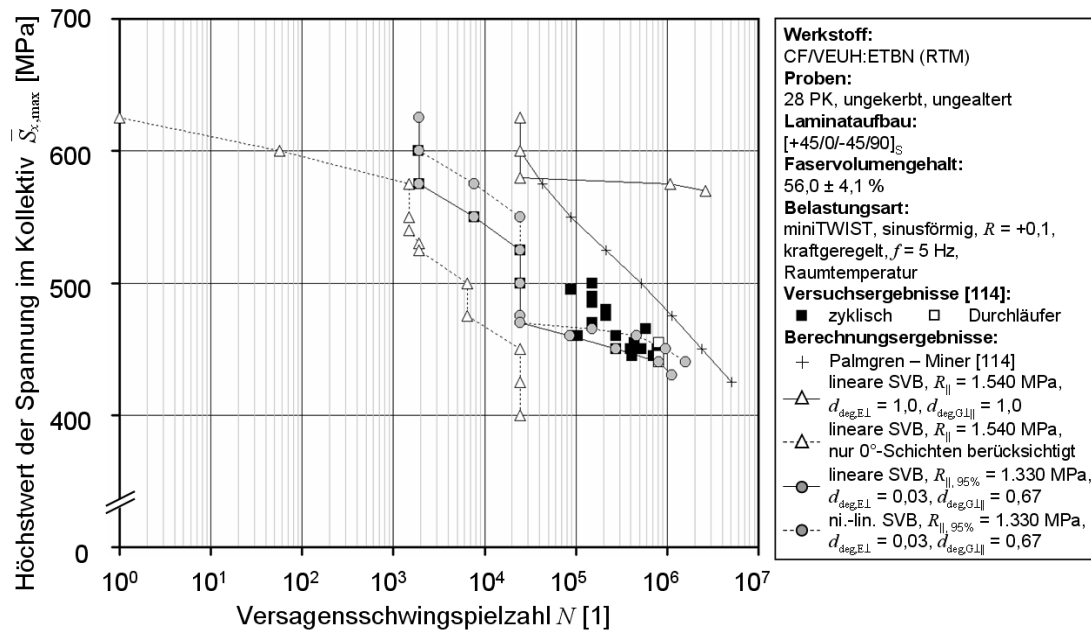


Abb. 5.1: Lebensdaueranalyse des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter miniTWIST-Belastung; Berechnungsergebnisse für linearer und nichtlinearer SVB, Degradationsfaktoren nach Gl. (4.13), Delamination sowie der 95 %-Quantile der Festigkeit $R_{||,95\%}$, verglichen mit Berechnungsergebnissen für lineare SVB ohne Degradation und Delamination, ausschließliche Berücksichtigung der 0° -Schichten im Verbund und lineare Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner

Im Vergleich der Berechnungsergebnisse (Abb. 5.1) konnte gezeigt werden, dass sowohl bei Verwendung der Palmgren-Miner-Hypothese als auch für die beiden betrachteten Grenzfälle die rechnerisch ermittelten Lebensdauern mitunter erheblich von den Versuchsdaten abweichen. Insbesondere für den ersten Grenzfall wurde die Lebensdauer teilweise um mehrere Größenordnungen überschätzt. Die Ursache hierfür ist das wesentlich geringere Beanspruchungsniveau des CE. Durch die Vernachlässigung der rissversagens- bzw. delaminationsbedingten Steifigkeitsab-

minderungen in den sub-kritischen Schichten tragen diese auch bei rechnerischen Zfb-Anstrengungen $f_E > 1,0$ mit voller Steifigkeit die äußere Belastung anteilig bis zum Erreichen des Lebensdauerendes mit, so dass eine Spannungsumlagerung hin zum CE ausbleibt.

Im zweiten Grenzfall unterschätzt die Rechnung die experimentell bestimmte Lebensdauer deutlich. Auch wenn der dabei zugrunde gelegte Ansatz lediglich einen theoretischen Betrachtungsfall darstellt, kann diese Vorgehensweise prinzipiell für eine grobe und konservative Lebensdauerabschätzung herangezogen werden, insbesondere dann, wenn die wesentlichen Informationen zum nichtlinearen Werkstoffverhalten fehlen und der experimentelle Prüfaufwand aus Zeit- und Kostengründen auf die Bestimmung des Zeit- und Restfestigkeitsmodells des CE beschränkt werden muss.

Insgesamt stellen die innerhalb des Programms LION4fatigue zusammengeführten Entwicklungen gegenüber dem Programm LEBEN von Kienert und Carmine [151], [152] als auch dem Programm MRlifeTM von Reifsnider und Case [159] einen weiteren Schritt in der rechnerischen Lebensdaueranalyse von FKV nach dem CE-Konzept dar. Darüber hinaus existiert derzeit kein weiteres Programmsystem, welches auf der Methodik des CE-Konzepts beruht und über derartige Optionen zur schichtenweisen Lebensdaueranalyse verfügt.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Am Beispiel von CFK-Getriebekomponenten wurden zwei für metallische Bauweisen typische Lasteinleitungskonzepte hinsichtlich der Anwendbarkeit auf monolithische CFK-Bauweisen und deren Tragverhalten unter Berücksichtigung hoher, zyklischer Lasten untersucht. Die vorliegende Arbeit fokussierte dabei die Integration von Zylinderrollenlagern mittels Pressverband und die Realisierung von Verschraubungspunkten unter Verwendung metallischer Gewindeeinsätze.

Zur Auslegung eines Pressverbandes wurde ein einfaches analytisches Modell entwickelt anhand dessen die für die Fügung erforderlichen Passungstoleranzen und die daraus resultierende Fugenpressung ermittelt wurden. Zur Integration der Lager wurden das thermische Fügen mit flüssigem Stickstoff und das mechanische Einpressen gegenübergestellt, wovon das zuletzt genannte Fügeverfahren für die Anwendung unter Betriebsbedingungen als besser geeignet eingestuft wurde. Ferner konnte anhand von Lichtmikroskopuntersuchungen ein schädigungsfreies Fügen des Lagers durch mechanisches Einpressen nachgewiesen werden. Für die Auslegung von Verbindungselementen (z.B. Unterlegscheiben) ist die Kenntnis der zulässigen Pressung an der Laminatoberfläche erforderlich. Hierfür wurde ein Prüfprogramm entwickelt, anhand dessen die ertragbare Flächenpressung charakterisiert werden konnte. Für den untersuchten CFK-Werkstoff konnte daraus eine maximale Flächenpressung von etwa $\sigma_p = 305 \text{ MPa}$ ermittelt werden. Des Weiteren wurde das quasi-statische und zyklische Tragverhalten von direkt in die CFK-Struktur eingeschraubten Gewindeeinsätzen ENSAT-S 302 charakterisiert. Aus den Untersuchungen ging hervor, dass durch derartige Verschraubungen statische Lasten von etwa 43 kN in die CFK-Struktur eingeleitet werden können. Ferner wurde die Restzugbruchkraft der Verbindung nach zyklischer Vorbelastung bestimmt und daraus eine Resttragfähigkeit der Verbindung für eine zu erwartende Einsatzdauer von zehn Jahren ($n = 1,3 \cdot 10^{10}$) zu etwa 35 kN prognostiziert.

In einem Technikumsprüfstand erfolgte der Tragfähigkeitsnachweis der untersuchten Lasteinleitungen unter betriebsnahen Bedingungen. CFK-Getriebekomponenten mit mechanisch eingepressten Lagern und direkt verschraubten Gewindeeinsätzen ertrugen dabei insgesamt etwa $2,3 \cdot 10^8$ Schwingspiele ohne Ausfälle und erkennbare Beschädigungen der Lager- und Verschraubungspunkte.

Mit dieser Arbeit konnte die grundsätzliche Anwendbarkeit der mechanischen Lagerfügung und der Direktverschraubung auf endlosfaserverstärkte Kunststoff-Verbund-Strukturen sowie die zuverlässige Einleitung hoher zyklischer Lasten in dickwandige CFK-Umgebungen nachgewiesen werden. Darauf aufbauende Arbeiten sollten sich in einem ersten Schritt mit den Anwendungsgrenzen dieser Lasteinleitungskonzepte befassen. Hierzu stellt sich insbesondere die Frage, bis zu welchen Laminatdicken und Lagersitzdurchmessern das mechanische Fügen schädigungsfrei erfolgen kann. Ebenso sollte das direkte Verschrauben auf einen vergleichbaren GFK-Werkstoff angewendet und der Einfluss des Schraubendurchmessers sowie gegebenenfalls der Schraubengeometrie auf das statische und zyklische Tragverhalten untersucht werden. Weiterhin sind zur Etablierung derartiger Verbindungen aussagefähige Gestaltungs- und Auslegungsrichtlinien erforderlich.

Den zweiten thematischen Schwerpunkt dieser Arbeit stellte die Erweiterung der Berechnungsmethodik zur Lebensdauervorhersage von FKV unter Ermüdungsbeanspruchung durch die Berücksichtigung werkstofflicher Nichtlinearitäten dar.

Die Modellierung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens erfolgte auf Basis der experimentellen Charakterisierung eines zähmodifizierten Vinylester-Urethan-Hybrid-Harzsystems (CF/VEUH:ETBN) mit Kohlenstofffaserverstärkung. Hierfür wurde zum Einen an $[0]_8$ - und $[+45/-45]_{3S}$ -Laminaten das Spannungs-Verzerrungs-Verhalten des betrachteten Werkstoffs für quasi-statische und zyklische Beanspruchungen untersucht und anhand der modifizierten Ramberg-Osgood-Gleichung durch nichtlineare $(\sigma_1 - \varepsilon_1)$ - und $(\tau_{21} - \gamma_{21})$ -Modellen beschrieben. Zum Anderen wurde die Steifigkeitsdegradation des quasi-isotropen Laminats unter Einstufenbelastung für verschiedene Oberspannungsniveaus experimentell bestimmt. Aus diesen Ergebnissen wurde die Beschreibung des Steifigkeitsabfalls durch eine sinnvolle Erweiterung des Funktionsansatzes nach Ogin abgeleitet. Aufgrund von nach der Ermüdungsprüfung an diesen Probekörpern festgestellten großflächigen Delaminationen und vollständigen Schichttrennungen wurde auf Basis der CLT ein Ansatz zur mechanischen Beschreibung von Delaminationen unter Schwingerermüdungsbeanspruchungen entwickelt. Delaminationseffekte werden darin ausschließlich in den nicht in Belastungsrichtung orientierten Laminatschichten betrachtet und in der Steifigkeitsmatrix dieser Schichten durch Abminderung der Steifigkeitskomponente in Faserrichtung anhand eines eingeführten Delaminationsfaktors abgebildet.

Ferner wurden in ein bestehendes Lebensdaueranalyseprogramm, welches auf dem Prinzip des „critical element“-Konzepts basiert, die für eine nichtlineare Analyse erforderlichen Berechnungsabläufe integriert. Im Zuge dessen wurde die Programmstruktur durch die Integration eines Berechnungskerns zur schichtenweisen Versagensanalyse von FKV wesentlich verändert und durch Module zur iterativen Spannungsanalyse auf Basis der Sekanten-Modul-Iterationstechnik, zur Vorhersage von Zwischenfaserbruch-Versagen nach dem Wirkebenenkriterium von Puck sowie zur versagensabhängigen Degradation von Steifigkeitskomponenten erweitert.

Anhand einfacher Berechnungsbeispiele wurde der Einfluss werkstofflicher Nichtlinearitäten auf die rechnerische Lebensdauervorhersage untersucht. Tendenziell konnte für den betrachteten CFK-Werkstoff festgestellt werden, dass sowohl die zugrunde gelegten Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen als auch die Berücksichtigung von Delaminationen zu einer Vergrößerung der Beanspruchung der kritischen Schicht (0° -Schicht) durch Spannungsumlagerungen führen und in der Folge daraus eine geringere rechnerische Lebensdauer des Laminats ermittelt werden.

Mit dem weiterentwickelten Lebensdaueranalyseprogramm erfolgte abschließend die Nachrechnung von Versuchsergebnissen des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats unter zyklischer miniTWIST-Belastung. Dabei konnte unter Berücksichtigung der nichtlinearen SVB in Verbindung mit dem vorgestellten Delaminationsansatz eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment erzielt werden.

Insgesamt stellen die innerhalb des Programms LION4fatigue zusammengeführten Entwicklungen einen weiteren Schritt in der rechnerischen Lebensdaueranalyse von FKV nach dem CE-Konzept dar. Darüber hinaus existieren derzeit keine weiteren Programmsysteme, welche auf der Methodik des CE-Konzepts beruhen und über derartige Optionen zur schichtenweisen Lebensdaueranalyse verfügen.

Trotz der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Erweiterungen besteht weiteres Verbesserungspotential der hier aufgezeigten Methodik. Beispielsweise können derzeit zwar beliebige Belastungskollektive mit variablen Spannungsamplituden und -verhältnissen in der Lebensdaueranalyse berücksichtigt werden, jedoch müssen diese zuvor durch eine lebensdaueräquivalente Umrechnung in adäquate Belastungsfolgen mit konstantem R -Verhältnis umgewandelt werden. Hierfür ist das Lebensdauerdiagramm des Laminats erforderlich, für das die Lebensdauer im Nachgang berechnet werden soll. Durch diese Notwendigkeit wird im Entwicklungs-

prozess einer FKV-Struktur, die für ein zyklisches Belastungsszenario ausgelegt werden soll, der für eine optimale Strukturauslegung erforderliche Freiheitsgrad der Laminatgestaltung deutlich eingeschränkt. Darüber hinaus bleiben Einzelzyklen der Ursprungslastfolge mit Exkursionen in den Druckbereich, die aus strukturmechanischer Sicht möglicherweise als kritisch angesehen werden, durch die lebensdaueräquivalente Umrechnung praktisch unberücksichtigt und wirken nur in geringerem Maße versagensauslösend. Zur Abbildung einer realen Belastungssituation muss daher von dieser Aufbereitung der Lastkollektive abgesehen werden. Um in Zukunft Betriebslastkollektive in ihrer ursprünglichen Form berücksichtigen zu können, ist im Wesentlichen die Kenntnis des Restfestigkeitsabfalls des kritischen Elements (0° -Schicht) in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnisses sowie dem zugehörigen Lebensdauerdiagramm erforderlich. Weiterer Forschungsbedarf wird in der Validierung des im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Delaminationsansatzes gesehen. Dabei sollte versucht werden eine rein auf physikalischen Grundlagen basierende Beschreibung der mechanischen Zusammenhänge zu entwickeln. Ferner ist nachzuweisen, inwieweit dieser Ansatz auf andere FKV-Werkstoffe übertragen werden kann.

Anhang A

A.1 Öffnungen, Kerben und Spannungskonzentrationen in FKV

Das Auftreten von Spannungskonzentrationen infolge von konstruktions- oder schädigungsbedingten Öffnungen und Kerben ist eine der meist untersuchten Problemstellungen der Struktur- und Bruchmechanik [41]. In metallischen Strukturen können auftretende Spannungskonzentrationen bzw. lokale Spannungsspitzen durch plastisches Verformen des Werkstoffs abgebaut werden. Demgegenüber sind bei FKV-Strukturen aufgrund der werkstoffspezifischen Orthotropie und des spröden Materialverhaltens Spannungskonzentrationen in ihrer Größe deutlich ausgeprägter. Anhand des bekanntesten Beispiels für strukturelle Spannungskonzentration, der ebenen, unendlich ausgedehnten Scheibe mit unbelasteter kreisförmiger Bohrung unter einachsiger Zugbeanspruchung, kann diese Charakteristik verdeutlicht werden. Für diese Belastungssituation ist in [176] die Spannungsverteilung in der Umgebung der Bohrung für einen isotropen Werkstoff beschrieben und in Abb. A.0.1 dargestellt. Hierbei greifen die Zugkräfte p am Rand $x = \pm\infty$ der unendlich ausgedehnten Scheibe gleichmäßig verteilt über der Dicke h der Scheibe an. Durch die Bohrung erfährt der vormals einachsige Spannungszustand eine Störung, die infolge der lokalen Umorientierung der Spannungstrajektorien mit einer erheblichen Erhöhung der Beträge der Spannungskomponenten entlang der Bohrung verknüpft ist. Der allgemeine Spannungszustand der Scheibe mit Bohrung kann durch die Airy'sche Spannungsfunktion Gl. (A.1) beschrieben werden, wobei unter Berücksichtigung des Hook'schen Gesetzes sowie der mechanischen Verträglichkeits- und Kompatibilitätsbedingung die sogenannte Scheibengleichung in Form einer linearen Differentialgleichung vierter Ordnung erfüllt sein muss Gl. (A.2), [176].

$$F = \frac{p}{4h} \left[r^2 - 2R^2 \ln(r) - \frac{(r^2 - R^2)^2}{r^2} \cos(2 \cdot \theta) \right] \quad (\text{A.1})$$

$$\frac{\delta^4 F}{\delta x^4} + 2 \frac{\delta^4 F}{\delta x^2 \delta x^2} + \frac{\delta^4 F}{\delta y^4} = 0 \quad \text{bzw.} \quad \Delta \Delta F = 0 \quad (\text{A.2})$$

Die Verläufe der Spannungskomponenten, bezogen auf das kartesische KS, entlang der Koordinatenachsen können entsprechend Gl. (A.3) – (A.6) dargestellt werden [176] – [179].

$$\sigma_x(x) = \sigma_r(r, \theta = 0^\circ) = \frac{p}{h} \left[1 - \frac{5}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^2 + \frac{3}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^4 \right] \quad (\text{A.3})$$

$$\sigma_y(x) = \sigma_\theta(r, \theta = 0^\circ) = \frac{p}{h} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^2 - \frac{3}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^4 \right] \quad (\text{A.4})$$

$$\sigma_x(y) = \sigma_\theta(r, \theta = 90^\circ) = \frac{p}{h} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{R}{y} \right)^2 + \frac{3}{2} \left(\frac{R}{y} \right)^4 \right] \quad (\text{A.5})$$

$$\sigma_y(y) = \sigma_r(r, \theta = 90^\circ) = \frac{p}{h} \left[\frac{3}{2} \left(\frac{R}{y} \right)^2 - \frac{3}{2} \left(\frac{R}{y} \right)^4 \right] \quad (\text{A.6})$$

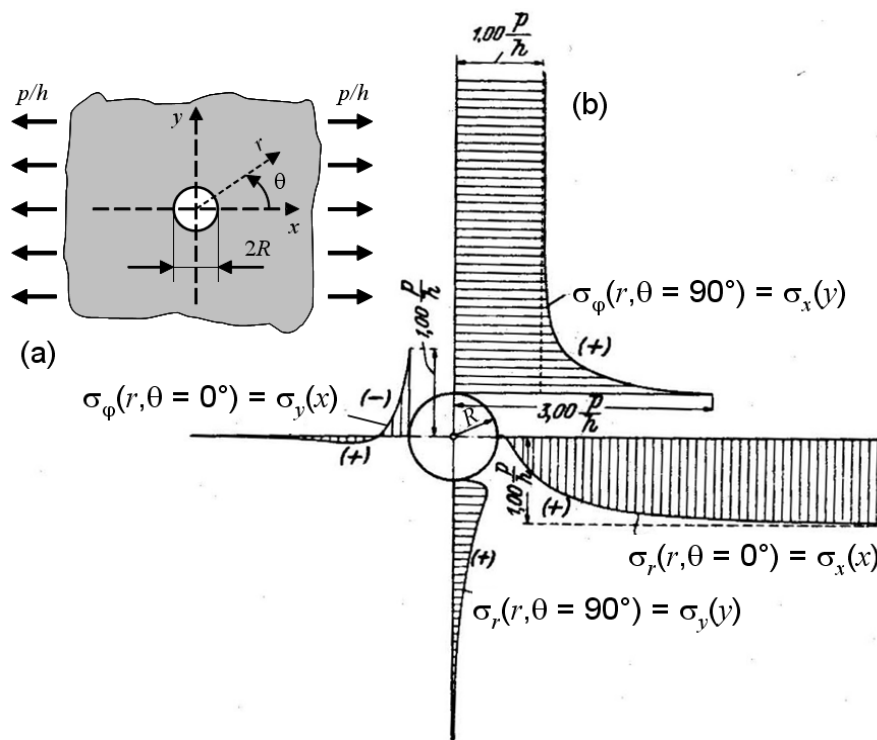


Abb. A.0.1: Spannungsverteilung in einer isotropen, unendlich ausgedehnten Scheibe mit kreisförmiger Bohrung unter gleichmäßig verteilter, einachsiger Zugbelastung nach [176]; (a) idealisiertes Modell mit Angabe des polaren und kartesischen Koordinatensystems; (b) Spannungen $\sigma_r(r, \theta = 0^\circ)$ und $\sigma_\theta(r, \theta = 0^\circ)$, $\sigma_r(r, \theta = 90^\circ)$ und $\sigma_\theta(r, \theta = 90^\circ)$,

Für orthotropes Werkstoffverhalten, wie es bei FKV-Laminaten vorliegen kann, sind in der Literatur unterschiedliche Ansätze zur Beschreibung der Spannungsverteilung in der Umgebung der Bohrung zu finden. Lekhnitskii [70] gibt den Verlauf der tangentialen Spannungskomponente σ_θ entlang des Bohrungsrandes mit

$$\sigma_{\theta}(r=0, \theta) = \frac{p}{h} \frac{E_{\theta}}{E_x} \left[-k \cos^2(\theta) + (1+n) \sin^2(\theta) \right] \quad (\text{A.7})$$

$$\frac{1}{E_{\theta}} = \frac{\sin^4(\theta)}{E_x} + \left(\frac{1}{G_{yx}} - \frac{2\nu_{yx}}{E_x} \right) \sin^2(\theta) \cos^2(\theta) + \frac{\cos^4(\theta)}{E_y} \quad (\text{A.8})$$

$$k = \sqrt{\frac{E_x}{E_y}} \quad \text{und} \quad n = \sqrt{2 \left(\frac{E_x}{E_y} - \nu_{yx} \right) + \frac{E_x}{G_{yx}}} \quad (\text{A.9})$$

an.

Dabei ist E_{θ} der auf die Richtung der Tangente am Bohrungsrand bezogene Modul der orthotropen Scheiben E_x und E_y sind die Elastizitätsmoduln bezogen auf die Hauptrichtungen des globalen Koordinatensystems, die Faktoren k und n beschreiben die Orthotropie der Scheibe. Am Bohrungsrand gilt für $\theta = 0^\circ$ bzw. 90°

$$\sigma_y(x=R) = \sigma_{\theta}(r=R, \theta=0^\circ) = -\frac{p}{h} \sqrt{\frac{E_y}{E_x}} \quad (\text{A.10})$$

$$\sigma_x(y=R) = \sigma_{\theta}(r=R, \theta=90^\circ) = \frac{p}{h} \left[1 + \sqrt{2 \left(\frac{E_x}{E_y} - \nu_{yx} \right) + \frac{E_x}{G_{yx}}} \right] \quad (\text{A.11})$$

Gl. (A.11) kann auch in der Form

$$\sigma_x(y=R) = \sigma_{\theta}(r=R, \theta=90^\circ) = \frac{p}{h} K_t^{\infty} \quad (\text{A.12})$$

$$K_t^{\infty} = 1 + \sqrt{2 \left(\frac{E_x}{E_y} - \nu_{yx} \right) + \frac{E_x}{G_{yx}}} \quad (\text{A.13})$$

dargestellt werden, wobei K_t^{∞} als Kerbspannungs- oder theoretischer Spannungskonzentrationsfaktor bezeichnet wird.

Von Konish und Whitney [41], [180] wurde darüber hinaus die Verteilung der Spannungskomponente $\sigma_x(y, \theta=90^\circ)$ entlang der globalen y -Achse formuliert:

$$\sigma_x(y) = \sigma_{\theta}(r, \theta=90^\circ) = \frac{p}{h} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^2 + \frac{3}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^4 - (K_t^{\infty} - 3) \left[\frac{5}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^6 - \frac{7}{2} \left(\frac{R}{x} \right)^8 \right] \right]; x \geq R \quad (\text{A.14})$$

Kremer und Schürmann beschreiben in [181] und [182] den Spannungszustand am Bohrungsrand mit Hilfe von so genannten Übertragungsfunktionen. Diese Methode

enthält eine implizite Berechnung der Einzelschichtspannungen nach der klassischen Laminattheorie ([6] – [8]). Die Einzelschichtspannungen können nach dem folgenden Schema berechnet werden, wobei E_x , E_y , G_{yx} und ν_{yx} die Elastizitätsgrößen des Verbundes und E_{\parallel} , E_{\perp} , $G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ die Elastizitätsgrößen der entsprechenden Einzelschicht mit dem Faserwinkel α darstellen, ψ den Tangentenwinkel der Bohrung an der Stelle θ bezeichnet und die Größen k und n den Formulierungen von Lekhnitskii (Gl. (A.9)) entsprechen:

$$\sigma_1 = \begin{bmatrix} \cos^2(\alpha) \\ \sin^2(\alpha) \\ \sin(2\alpha) \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} \frac{\nu_{\perp\parallel} - \nu_{yx}}{E_y} & \frac{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{xy}}{E_x} & 0 \\ \frac{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{yx}}{E_x} & \frac{\nu_{\perp\parallel} - \nu_{xy}}{E_x} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1 - \nu_{\perp\parallel}}{4G_{yx}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos^2(\psi) \\ \sin^2(\psi) \\ \sin(2\psi) \end{bmatrix} \frac{E_{\parallel} \cdot \ddot{U} \cdot P/h}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{12}} \quad (\text{A.15})$$

$$\ddot{U} = \frac{-k \cos^2(\theta) - (1+n) \sin^2(\theta)}{\sin^4(\theta) + (n^2 - 2k) \sin^2(\theta) \cos^2(\theta) + k^2 \cos^4(\theta)} \quad (\text{A.16})$$

$$\psi(\theta) = \arctan \left[-\frac{\cos(\theta)}{\sin(\theta)} \right] \quad (\text{A.17})$$

Beispielhaft sind in Gl. (A.15) und (A.16) die Formulierungen der Spannungskomponente parallel zur Faser σ_1 dargestellt. Die Beschreibungen der weiteren Spannungskomponenten σ_2 und τ_{21} können [182] entnommen werden. In [182] wird weiter darauf hingewiesen, dass für ausgeprägt bzw. stark orthotrope Laminare sorgfältig auf die Verteilung der Spannungen geachtet werden muss und der Spannungskonzentrationsfaktor K_t^{∞} nicht allgemein gültig verwendet werden kann, da dieser nur in den Fällen gilt, in denen der Ort der maximalen Spannung und der Ort des Versagens identisch sind. Dies ist in der Regel bei $[0/90]_{ns}$ -Kreuz- und quasi-isotropen Laminaten der Fall, da sich jeweils die 90° -Schicht Versagen in Form von Zwischenfaserbrüchen auslöst. Betrachtet man die Verteilung der Spannungen und Anstrengungen in UD-Laminaten oder in Laminaten der Kategorie $[0/\pm\varphi]_{ns}$, so kann in Abhängigkeit vom Grad der Orthotropie Zwischenfaserbruchversagen am Bohrungsrand unter $\theta = 60^\circ - 75^\circ$, aber auch unter $\theta = 0^\circ$, vorhergesagt werden (Abb. A.0.2).

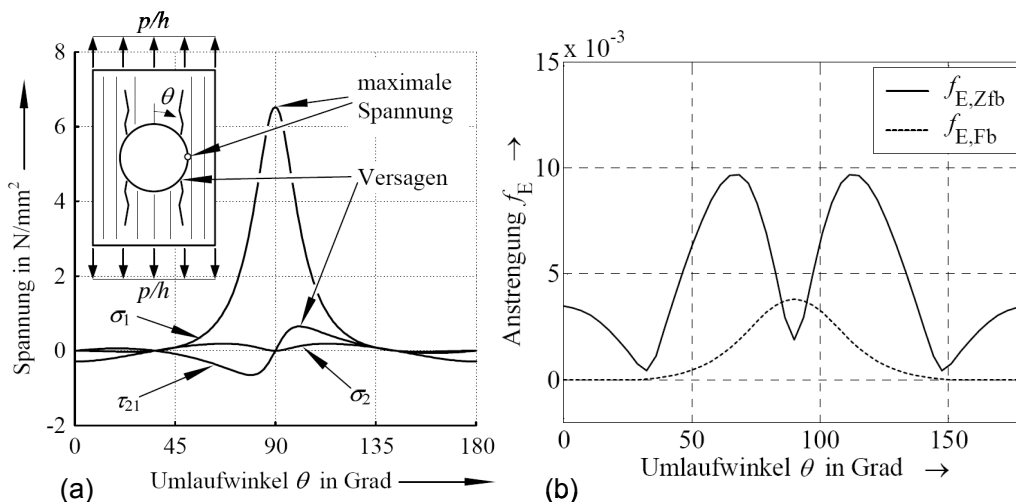


Abb. A.0.2: Stark orthotroper UD-Verbund unter einachsiger Zugbeanspruchung parallel zur Faserrichtung ($p/h = 1 N/mm^2$). (a) Verteilung der Spannungen und (b) Werkstoffanstrengungen in der UD-Einzelschicht entlang des Bohrungsrandes [181], [182]

In realen Strukturen muss darüber hinaus die endliche Dimension, z.B. die Breite eines Zuggurts mit Öffnung oder einer Laschenverbindung, berücksichtigt werden. Im Vergleich zur Lösung der gelochten Scheibe mit unendlicher Breite erhöhen sich bei einer Scheibe mit endlicher Breite die Beträge der Spannungskomponenten. Im Allgemeinen werden die bekannten Spannungsbeziehungen für die unendliche Scheibe durch den Faktor Y korrigiert, in den der Bohrungsdurchmesser d und die endliche Breite der Scheibe w eingehen. Girkmann [176] und Tan [41] beschreiben für einen isotropen Werkstoff unterschiedliche Ansätze des Korrekturfaktors (Gl. (A.18) und (A.19)) und Tan erweitert diese für anisotrope und orthotrope Werkstoffe, Gl. (A.20).

$$Y = \frac{K_T}{K_T^\infty} = \frac{1}{3} \left[2 + \frac{2}{3}(1-d/w) + \frac{28}{45}(1-d/w)^2 + \frac{536}{945}(1-d/w)^3 + \dots \right] \quad (\text{A.18})$$

$$Y = \frac{K_T}{K_T^\infty} = \frac{2 + (1-d/w)^3}{3(1-d/w)} \quad (\text{A.19})$$

$$\frac{1}{Y} = \frac{K_T^\infty}{K_T} = \frac{3(1-d/w)}{2+(1-d/w)^3} + \frac{1}{2}(d/w \cdot M)^6 (K_T^\infty - 3) [1 - (d/w \cdot M)^2];$$

$$M^2 = \frac{\sqrt{1 - 8 \left(\frac{3(1-d/w)}{2+(1-d/w)^3} - 1 \right)} - 1}{2(d/w)^2} \quad (\text{A.20})$$

Weiterführende Beschreibungen zur Struktur- und Bruchmechanik von isotropen und orthotropen Scheiben mit kreisförmigen, elliptischen, polygonalen sowie kerben- oder rissartigen Öffnungen unter verschiedenen axialen, mehraxialen, Biege- und Torsionsbeanspruchung sind unter anderem in [8], [41], [70], [176] und [183] zu finden. Als analytische Modelle zur Abschätzung der Kerbfestigkeit von Scheiben mit offener Bohrung sollen hier das von Whitney und Nuismer [184], [185] entwickelten „Point-Stress“- und „Average-Stress“-Kriterium genannt werden, die auf Kerben beliebiger Geometrie anwendbar sind.

A.2 Bolzenverbindungen

Bei der Festlegung der Laminatkonfiguration beeinflussen der Anteil an $\pm 45^\circ$ -Lagen und die Schichtenfolge die Versagensart und Festigkeit der Verbindung. Für die Auslegung auf Lochleibungsversagen ist dabei ein Anteil der $\pm 45^\circ$ -Lagen von etwa 40 – 60 % anzustreben und gleichzeitig ein Gruppieren von gleich orientierten Einzellagen soweit wie möglich zu vermeiden [50]. Die Tragfähigkeit der Verbindung kann darüber hinaus durch das gezielte Einbringen von Querdruckspannungen in Laminatdickenrichtung, beispielsweise durch Vorspannen der Verbindungsmittel, nahezu verdoppelt werden ([39], [50] und [186]). Hinsichtlich der durch das Vorspannen auf die Laminatoberfläche wirkenden Flächenpressung sind in der Literatur nur wenige Angaben zu Verteilung und maximalem Betrag zu finden. Die VDI-Richtlinie VDI 2230 [167] gibt als Anhaltswert für die Flächenpressung unter metallischen Verbindungselementen für GFK- und CFK-Werkstoffe einen Wert von 140 MPa an. Nachteilig bei der Auslegung einer vorgespannten Verbindung ist jedoch, dass die Vorspannkraft nicht exakt bestimmt werden kann, da diese durch die Gewindereibung zwischen Schraube und Mutter, die Gewindeart und den Nenndurchmesser der Schraube, die Reibung zwischen Unterlegscheibe und Fügeteil sowie die Nachgiebigkeiten der Verbindungselemente und der Fügepartner direkt beeinflusst wird [167]. Hinzu kommen Vorspannkraftverluste infolge der Kriech- und Relaxationsneigung der Fügeteile, die bei FKV im Gegensatz zu Metallen deutlich stärker ausgeprägt sind. Daher kann nicht davon ausgegangen werden, dass die aufgebrachte Vorspannung dauerhaft erhalten bleibt [6].

Bei der Auslegung mehrreihiger Bolzenverbindungen ist einer besonderen Belastungssituation des Laminats in der Umgebung der Bolzen Rechnung zu tragen ([187], [188]), da sich hierbei zwei Beanspruchungsarten überlagern. Zum Einen wird nur ein gewisser Teil der äußeren Last F über den jeweiligen Bolzen i vom einen zum anderen Fügepartner übertragen. Dieser Anteil $F_{LT,i}$ der Lastübertragung (load transfer) wird durch Beanspruchung der Lochleibung in das Laminat eingeleitet, was im Wesentlichen der Beanspruchungssituation einer einreihigen Verbindung entspricht. Der restliche Anteil der äußeren Last wird über das Laminat an die nachfolgenden Bolzen weitergeleitet (bypass). Der Betrag der bypass-Last nimmt mit dem durch den jeweiligen Bolzen übertragenen Lastanteil bis zum letzten Bolzen hin ab,

weshalb die Beanspruchungscharakteristik im Laminat durch Lastweiterleitung mit der einer endlichen Scheibe mit Bohrung unter Zugbelastung verglichen werden kann. Der Anteil der bypass-Last ist am ersten Bolzen der Reihe in Lastrichtung am größten, woraus innerhalb des Laminats Spannungskonzentrationen am Rand der Bohrung entstehen.

Der am höchsten beanspruchte Bereich der Verbindung ist im Bereich des ersten Bolzens lokalisiert, da sich dort die größten Spannungskonzentrationen aus Lastweiterleitung und Lastübertragung überlagern (Abb. A.0.3, [187]).

Die Höhe der Spannungskonzentrationen ist vom Anteil β_{LT} der am ersten Bolzen übertragenen Last bezogen auf die Gesamtlast abhängig. Allgemein kann für die durch den Bolzen übertragene Last F_{LT} und die an den nachfolgenden Bolzen weitergeleitete Last F_{BY} formuliert werden:

$$F_{LT} = \beta_{LT} \cdot F_{ges} ; F_{BY} = (1 - \beta_{LT}) \cdot F_{ges} \quad (\text{A.21})$$

Die daraus resultierende maximale Tangentialspannung σ_{\max} setzt sich aus Spannungsanteilen infolge Lochleibungsbeanspruchung und bypass-Last zusammen.

$$\sigma_{\max} = K_{t,B} \cdot \sigma_B + K_t \cdot \sigma_t \quad \text{mit} \quad (\text{A.22})$$

$$\sigma_B = \frac{F_{LT}}{t d} ; \sigma_t = \frac{F_{BY}}{t w} \quad \text{und} \quad (\text{A.23})$$

$$K_{t,B} = \frac{1}{(w/d - 1)} \left[1 + \frac{w}{d} - 1,5 \frac{(w/d - 1)}{(w/d + 1)} \theta \right], \quad \theta = \begin{cases} 1,5 - 0,5 \cdot (e/w) & \text{für } e/w \leq 1 \\ 1 & \text{für } e/w > 1 \end{cases} \quad (\text{A.24})$$

Der Spannungskonzentrationsfaktor $K_{t,B}$ beschreibt die Überhöhung der Tangentialspannung σ_B am Bohrungsrand infolge der Bolzenbelastung, der Überhöhungsfaktor K_t für die offene Bohrung kann entsprechend Gl.(A.13) und (A.20) ermittelt werden ([52], [189]).

Der Lastübertragungsanteil β_{LT} wird durch die Nachgiebigkeiten der Füge­teile und der Bolzen bestimmt. In der Regel übertragen bei mehrreihigen Verbindungen die jeweils äußeren Bolzen größere Lastanteile als die inneren, sodass bei zunehmender Bolzenanzahl es möglich ist, dass die innersten Bolzen geringe oder gar keine Lasten übertragen. Dieses Tragverhalten kann prinzipiell mit dem von Klebeverbindungen verglichen werden, bei denen sich eine konkave Schubspannungsverteilung

mit Spannungsmaxima an den Rändern der Fügung einstellt. Einflussparameter auf die Verteilung der Lastübertragungsanteile sind die Steifigkeiten der Fügeteile und des Bolzens, die Bolzenanzahl und der Bolzenabstand in Belastungsrichtung [187]. Halb-empirische Ansätze zur Beschreibung der Nachgiebigkeiten in Bolzenverbindungen werden von Tate und Rosenfeld [190], Huth [191], Manükow und Krupp [189] vorgeschlagen. Die Tragfähigkeit und die Versagensart mehrreihiger ein- und zweischnittiger Verbindungen ist in Abb. A.0.3b dargestellt. Zu erkennen ist, dass sich die Festigkeit der Verbindung bis auf etwa ein Drittel der Festigkeit des ungestörten Laminats reduzieren kann. Darüber hinaus steigt die Verbindungsfestigkeit mit der Anzahl der Bolzen in der Fügung, was einerseits mit der Reduzierung des pro Bolzen übertragenen Lastanteils [187], im Wesentlichen aber mit der Steifigkeitserhöhung der Fügung und der Reduzierung von Biegeeffekten mit zunehmender Fügelänge verbunden ist [52]. Die Festigkeit zweischnittiger Verbindungen ist im Vergleich zur einschnittigen Verbindung höher, da aufgrund der Symmetrie der Fügung Biegeeffekte minimal sind [187].

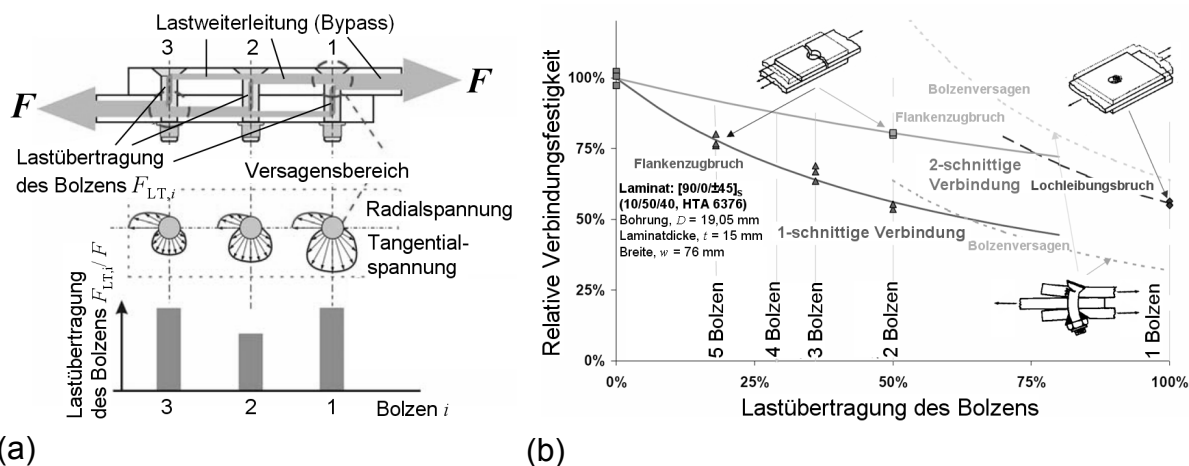


Abb. A.0.3: Schematische Darstellung der Lastabtragung in einer mehrreihigen Bolzenverbindung (a) und qualitative Tragfähigkeit ein- und zweischnittiger Verbindungen in ein- und mehrreihiger Ausführung (b) [187]

A.3 Wirkebenenkriterium nach Puck

Die wesentlichen Vorteile des Wirkebenenkriteriums [15] bestehen in der Möglichkeit der differenzierenden Bewertung zwischen dem sich unter Querkzugbeanspruchung öffnenden Modus-A-Zfb, dem überwiegend durch Schubbeanspruchung hervorgerufenen Modus-B-Zfb und dem durch hohe Drucknormalspannung ausgelösten Modus-C-Zfb (Abb. A.0.4). Die Versagensmoden A und B können als unkritisch angesehen werden, wohingegen Modus-C-Zfb unter bestimmten Voraussetzungen zum Totalversagen des Laminats führen kann und somit als kritisch eingestuft wird. Das Kriterium beinhaltet, dass ein Bruch nur durch Kombination aller auf einer entstehenden Bruchebene wirkenden Spannungskomponenten σ_n , τ_{nt} und τ_{nl} ausgelöst werden kann. Da die Bruchebene im räumlichen Spannungszustand zunächst unbekannt ist, werden, wie in Abb. A.0.4 dargestellt, die Zfb auslösenden Spannungen σ_n , τ_{nt} und τ_{nl} für alle theoretisch möglichen Bruchwinkel θ zwischen -90° und $+90^\circ$ durch eine Koordinatentransformation der Einzelschichtspannungen σ_2 , σ_3 , τ_{32} , τ_{31} und τ_{21} berechnet. Durch die Ermittlung des Bruchwinkels θ_{fp} stellt dieses Zfb-Kriterium auch Informationen über die Lage der Bruchebene (fracture plane) bereit. Die Ebene, auf der zuerst die Beanspruchbarkeit (Anstrengung $f_E \geq 1,0$) erreicht wird, entspricht der rechnerischen Bruchebene. Im Sonderfall des ebenen Spannungszustands kann der Bruchwinkel θ_{fp} mit Hilfe der Gleichung

$$\theta_{fp} = \arccos \sqrt{\frac{R_{\perp\perp}^A}{-\sigma_2^*}} \quad (\text{A.25})$$

ohne iteratives Vorgehen berechnet ermittelt werden, wobei $-\sigma_2^*$ die Querdruckspannung, welche bei Eintritt von Modus-C-Zfb vorliegt.

Die Werkstoffanstrengung im ebenen Spannungszustand für die verschiedenen Bruchmoden kann mit über die Beziehungen

Modus A

$$\sigma_2 \geq 0: \quad \sqrt{\left(1 - p_{\perp\parallel}^t \frac{R_{\perp}^t}{R_{\perp\parallel}}\right)^2 \left(\frac{\sigma_2}{R_{\perp}^t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{21}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2} + p_{\perp\parallel}^t \frac{\sigma_2}{R_{\perp\parallel}} = f_E \quad (\text{A.26})$$

Modus B

$$\sigma_2 < 0 \quad \text{und} \quad 0 \leq \left| \frac{\sigma_2}{\tau_{21}} \right| \leq \left| \frac{R_{\perp\parallel}^A}{\tau_{21}^c} \right| : \quad \sqrt{\left(\frac{\tau_{21}}{R_{\perp\parallel}} \right)^2 + \left(\frac{p_{\perp\parallel}^c}{R_{\perp\parallel}} \sigma_2 \right)^2} + \frac{p_{\perp\parallel}^c}{R_{\perp\parallel}} \sigma_2 = f_E \quad (\text{A.27})$$

Modus C

$$\sigma_2 < 0 \quad \text{und} \quad 0 \leq \left| \frac{\tau_{21}}{\sigma_2} \right| \leq \left| \frac{\tau_{21}^c}{R_{\perp\parallel}^A} \right| : \quad \left[\left(\frac{\tau_{21}}{2(1+p_{\perp\parallel}^c)R_{\perp\parallel}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{R_{\perp\parallel}^c} \right)^2 \right] \frac{R_{\perp\parallel}^c}{(-\sigma_2)} = f_E \quad (\text{A.28})$$

ermittelt werden.

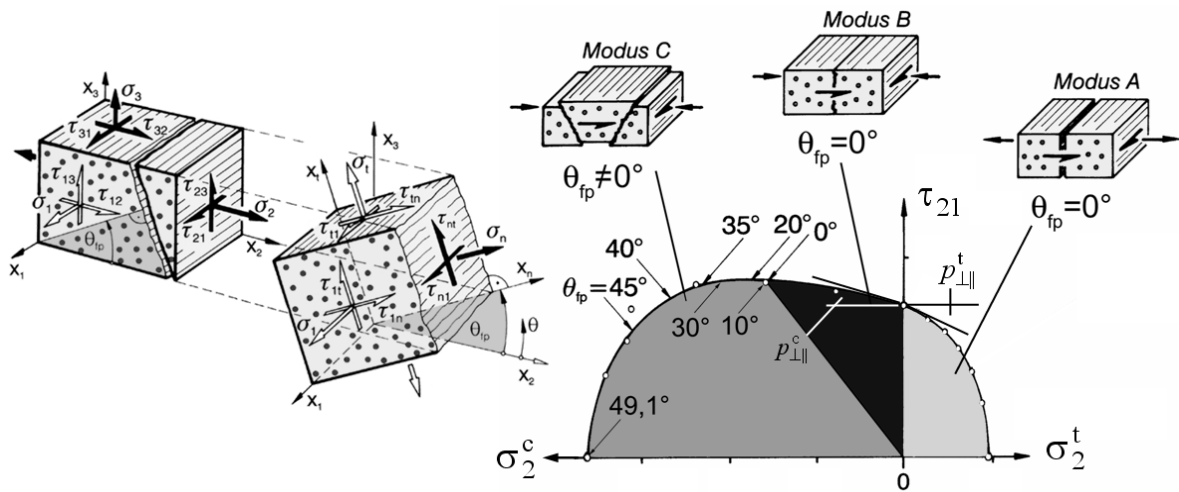


Abb. A.0.4: Auf der Zwischenfaserbruche ebene wirkende Spannungskomponenten σ_n , τ_{nt} und τ_{nl} unter dem Bruchwinkel θ_{fp} und Darstellung der Zfb-Moden A, B und C sowie deren Bereiche im σ_2 - τ_{21} -Interaktionsschaubild [15]

Neben den Bruchwiderständen R_{ij} sind in den Gln. (A.26) – (A.28) werkstoffspezifische Neigungsparameter $p_{\perp\parallel}^t$ und $p_{\perp\parallel}^c$ enthalten, die entsprechend

$$\sigma_2 \geq 0 \quad p_{\perp\parallel}^t = \left(\frac{d\tau_{12}}{d\sigma_2} \right)_{\sigma_2=0} \quad (\text{A.29})$$

$$\sigma_2 \leq 0 \quad p_{\perp\parallel}^c = - \left(\frac{d\tau_{12}}{d\sigma_2} \right)_{\sigma_2=0} \quad (\text{A.30})$$

definiert sind. Diese beschreiben die Steigung der Bruchkurven beim Übergang von Quer-Zug- auf Quer-Druckspannungen. Die Neigungsparameter können in Versuchen unter biaxialer Belastung ermittelt werden.

Im ebenen Fall können die Parameter $p'_{\perp\perp}$ und $p^c_{\perp\perp}$ gleichgesetzt und entsprechend

$$p^c_{\perp\perp} = \frac{1}{2} \cdot \left(\sqrt{1 + 2 \cdot p^c_{\perp\parallel} \cdot \frac{R^c_{\perp}}{R_{\perp\parallel}}} - 1 \right) \quad (\text{A.31})$$

bestimmt werden [94].

Da eine experimentelle Bestimmung der Neigungsparameter aufwendig und nicht immer möglich ist, können näherungsweise die in [6], [94] und [49] für GFK und CFK-Werkstoffe empfohlenen Anhaltswerte verwendet werden. Weiterhin sind der Wirkebenen-Bruchwiderstand und die Schubfestigkeit am Übergangspunkt von Modus B nach C durch

$$R^A_{\perp\perp} = \frac{R^c_{\perp}}{2 \cdot (1 + p^c_{\perp\perp})} \quad (\text{A.32})$$

$$\tau^c_{21} = R_{\perp\parallel} \sqrt{1 + 2 \cdot p^c_{\perp\perp}} \quad (\text{A.33})$$

gegeben.

A.4 Auslegung einer Presspassung nach DIN 7190

Für die Auslegung der Presspassung nach DIN 7190 [69] wurden die nachfolgend aufgeführten Gln. (A.34) – (A.41) verwendet. Die dafür erforderlichen geometrischen Größen sowie die daraus resultierende Verteilung der radialen und tangentialen Spannungen sind in Abb. A.0.5 qualitativ dargestellt.

$$\sigma_r = -p_F \quad (\text{A.34})$$

$$\sigma_{\varphi A} = p_F \frac{1+Q_A^2}{1-Q_A^2}; \quad \sigma_{\varphi I} = \frac{-2p_F}{1-Q_I^2} \quad (\text{A.35}), (\text{A.36})$$

$$p_F = \frac{\xi_W \cdot E_A}{K}; \quad \xi_W = \frac{P_W}{D_F} \quad (\text{A.37}), (\text{A.38})$$

$$K = \frac{E_A}{E_I} \left(\frac{1+Q_I^2}{1-Q_I^2} - \nu_I \right) + \frac{1+Q_A^2}{1-Q_A^2} + \nu_A \quad (\text{A.39})$$

$$Q_A = \frac{D_F}{D_{aA}}; \quad Q_I = \frac{D_{iI}}{D_F} \quad (\text{A.40}) \quad (\text{A.41})$$

In den angeführten Gleichungen beschreiben ξ_W das auf den Fugendurchmesser bezogene maximale Wellenüber- bzw. Nabenuntermaß und K die Verteilung der Steifigkeiten von Welle (I) und Nabe (A) innerhalb der Fügung. In Gl. (A.39) bezeichnen ν_I und ν_A die Querdehnungszahlen der Werkstoffe von Welle und Nabe.

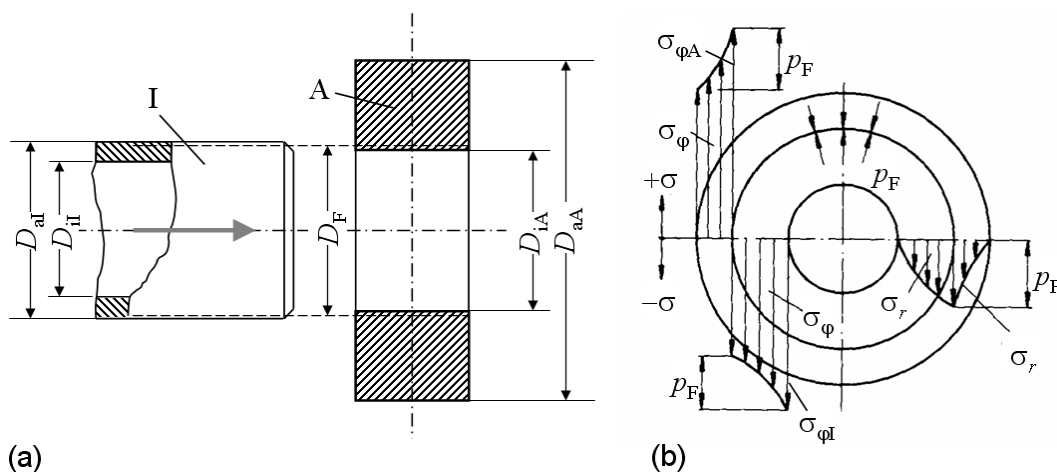


Abb. A.0.5: Auslegung von Presspassungen nach DIN 7190 [69]; (a) Geometrische Eingangsgrößen; (b) Verteilung der Fugenpressung p_F sowie der radialen und tangentialen Spannungen σ_r , $\sigma_{\varphi A}$ und $\sigma_{\varphi I}$ nach dem Fügen

Literaturverzeichnis

- [1] Roth, Y.: Composites in High Lift Applications for Civil Aircrafts – Highlights in LUFO III. 7. IVW-Kolloquium 2006, Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, ISBN-3-934930-64-6, Kaiserslautern, 14. – 15. November 2006, S. 71 – 85.
- [2] Haldenwanger, H.-G.: Hochleistungs-Faserverbundwerkstoffe im Automobilbau – Entwicklung, Berechnung, Prüfung, Einsatz von Bauteilen. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1993.
- [3] Stauber, R.: Vorwort. Kunststoffe im Automobilbau. VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1999, S. 1 – 2.
- [4] Michaeli, W., Krusche, T., Pohl, C., Fischer, O.: Entwicklung einer faserverbundkunststoffgerechten Konstruktion am Beispiel eines Hochleistungs-Roboterarms aus CFK. Konstruktion. Band 49 (1997), Heft 1/2, S. 9 – 16.
- [5] Schwarz, M., Schürmann, H., Fickel, M., et al.: Zur Gestaltung von punktuellen Kraffteinleitungen in Faserverbund-Strukturen. Fachaufsatz Leichtbau. KONSTRUKTION, Ausgabe 6-2007. Düsseldorf: Springer VDI-Verlag, 2007, S. 90 – 96.
- [6] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin: Springer-Verlag, 2005.
- [7] Moser, K.: Faser-Kunststoff-Verbund. Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1992.
- [8] Himmel, N.: Verbundwerkstoffbauweisen. Vorlesungsmanuskript, Technische Universität Kaiserslautern, 2005.
- [9] Hahn, H.T.: Nonlinear Behaviour of Laminated Composites. Journal of Composite Materials, Vol. 7, 1973, pp. 257 – 271.
- [10] Hahn, H.T., Tsai, S.W.: Nonlinear Elastic Behaviour of Unidirectional Composite Laminate. Journal of Composite Materials, Vol. 7, 1973, pp. 102 – 118.
- [11] Nahas, M. N.: Analysis of Non-Linear Stress-Strain Response of Laminated Fibre-Reinforced Composites. Fibre Science and Technology, Vol. 20, 1984, pp. 297 – 313.
- [12] Heß, H., Noll, T., Magin, M.: Zum Stand der Technik der Berechnung und strukturmechanischen Auslegung von Faser-Kunststoff-Verbunden unter qua-

- si-statischer und zyklischer Belastung. IVW-Bericht 07-021, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2007.
- [13] Reifsnider, K. L.: The Critical Element Model: A modeling philosophy. *Engineering Fracture Mechanics*; Vol. 25 (1986), No 5/6, pp. 739 – 749.
- [14] Reifsnider, K. L.; Stinchcomb, W. W.: A critical-elemental model for the residual strength and life of fatigue-loaded composite coupons. In: H. T. Hahn (ed.), *Composite Materials: Fatigue and Fracture*, ASTM STP 907, 1986, pp. 298 – 313.
- [15] Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten – Modelle für die Praxis*. ISBN 3-44618194-6. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1996.
- [16] Himmel, N.: *Faserkunststoffverbund-Bauweisen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Kaiserslautern, 2003 (IVW-Schriftenreihe Bd. 39, Hrsg. Prof. Dr.-Ing. A. Schlarb).
- [17] Flemming, M., Roth, S.: *Faserverbundbauweisen. Eigenschaften*. ISBN 3-540-00636-2. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag, 2003.
- [18] Jones, R. M.: *Mechanics of composite materials*. ISBN 1-56032712-X. New York: Hemisphere Publishing Corporation, 1975.
- [19] Michaeli, W., Huybrechts, D., Wegener, M.: *Dimensionieren mit Faserverbundkunststoffen. Einführung und praktische Hilfen*. ISBN 3-44617659-4, München, Wien: Hanser, 1994.
- [20] Reifsnider, K. L.: *Fatigue of Composite Materials*. Composite Materials Series, Volume 4. Reifsnider, K. L. (Ed). Elsevier, Amsterdam, 1991.
- [21] Schulte, K.: *Faserverbundwerkstoffe mit Polymermatrix. Aufbau und mechanische Eigenschaften*. DLR Institut für Werkstoff-Forschung. Köln, 1992.
- [22] Neitzel, M., Mitschang, P.: *Handbuch Verbundwerkstoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. München, Wien: Hanser, 2004.
- [23] Hahn, O.: *Mechanisches Fügen und Kleben*. Tagungsband, 10. Paderborner Symposium Fügetechnik, 11. – 12. September 2003. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. O. Hahn, ISBN 3-9805447-9-6, Laboratorium für Werkstoff und Fügetechnik, Universität Paderborn, 2003.
- [24] Brockmann, W., Geiss, P. L., Klingen, J.: *Klebtechnik. Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren: Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren*. 1. Auflage. ISBN 3-5273109-1-6, Wiley-VCH Verlag, Weinheim, 2005.

- [25] Habenicht, G.: Kleben. Grundlagen, Technologien, Anwendungen. 5., erweiterte und aktualisierte Auflage. ISBN 3-5402627-3-3, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2005.
- [26] Parmley, R.: Standard Handbook of Fastening and Joining. 3rd Edition. ISBN 0-0704858-9-5, McGraw-Hill Professional, New York, 1996.
- [27] Pizzi, A., Mittal, K.: Handbook of Adhesive Technology. 2nd Edition. ISBN 0-8247098-6-1, CRC, Marcel Decker, New York, 2003.
- [28] Giese, M.: Fertigungs- und werkstofftechnische Betrachtung zum Vibrations-schweißen von Polymerwerkstoffen. ISBN 3-9802740-7-1, Dissertation, Universität Erlangen, 1995.
- [29] Rudolf, R.: Entwicklung einer neuartigen Prozess- und Anlagentechnik zum wirtschaftlichen fügen von thermoplastischen Faser-Kunststoff-Verbunden. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. M. Neitzel, IVW-Schriftenreihe, Bd. 10, ISBN 3-934930-06-9, Institut für Verbundwerkstoffe, 2000.
- [30] Schlarb, A. K. H.: Zum Vibrationsschweißen von Polymerwerkstoffen. ISBN 3-88122-512-9, Dissertation, Universität-Gh Kassel, 1989.
- [31] Ehrenstein, G. W.: Mit Kunststoffen konstruieren. Eine Einführung. 2. Auflage. ISBN 3-4462129-5-7, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2001.
- [32] Michaeli, W., Brinkmann, T., Lessenich-Henkeys, V.: Kunststoff-Bauteile werkstoffgerecht konstruieren. ISBN 3-4461753-5-0, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1995.
- [33] Erhard, G.: Konstruieren mit Kunststoffen. 2. Auflage. ISBN 3-4462101-6-4, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2004.
- [34] Bonten, Ch.: Kunststofftechnik für Designer. 1. Auflage, ISBN 3-4462215-8-1, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2002.
- [35] Weimer, C.: Zur nähtechnische Konfektion von textilen Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. M. Neitzel, IVW-Schriftenreihe, Bd. 31, ISBN 3-934930-27-1, Institut für Verbundwerkstoffe, 2002.
- [36] Molnár, P., Ogale, A., Mitschang, P.: Incorporation of Functional Elements into the Fibre Reinforced Polymer Structure by Means of Tailoring Technology.

- Reinforced Plastics 2004 - International Balaton Conference, May 25 – 27, Balatonvilágos, Hungary, 2004.
- [37] Roth, A.: Strukturelles Nähen: Ein Verfahren zur Armierung von Kraffteinleitungen für Sandwichstrukturen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb, IVW-Schriftenreihe, Bd. 61, ISBN 3-934930-57-3, Institut für Verbundwerkstoffe, 2006.
- [38] Scharr, G., Ebert, J., Uhlenbrock, S.: Einfluss von Z-Verstärkungen auf die Eigenschaften von CFK-Laminaten. 3. Workshop Konstruktionstechnik, Shaker Verlag, Aachen, 2001.
- [39] Kelly, G.: Joining of Carbon Fiber Reinforced Plastics for Automotive Applications. Doctoral Thesis. Department of Aeronautical and Vehicle Engineering, ISBN 91-7283-824-8, KTH Stockholm, Sweden: 2004.
- [40] Structural Materials Handbook. ESA PSS-03-203, Iss. 1, Vol. 1. European Space Agency, Paris, 1994.
- [41] Tan, S. C.: Stress Concentrations in Laminated Composites. Technomic Publishing Company Inc., Lancaster, Pennsylvania, U.S.A., ISBN 1-56676-077-1, 1994.
- [42] De Jong, Th.: Stresses around pin-loaded holes in elastically orthotropic and isotropic plates. *Journal of Composite Materials*, Vol. 11, 1977. pp 313 – 331.
- [43] De Jong, Th.: On the calculation of stresses in pin-loaded anisotropic plates. Dissertation, Technische Universität Delft. 1987.
- [44] McCarthy, M.A., McCarthy, C.T.: Finite Element Analysis of the effects of Clearance on Single-Shear, Composite Bolted Joints. *Journal of Plastics, Rubber and Composites*. Vol. 32, No. 2. Institute of Materials, London, UK. 2003. pp. 65 – 70.
- [45] Perugini, P., Riccio, A., Scaramuzzino, F.: Three-Dimensional Progressive Damage Analysis of Composite Joints. In: *Proceedings of the 8th International Conference on Civil and Structural Engineering Computing*. Civil-Comp Press, 18 – 21 September 2001.
- [46] Riccio, A., Scaramuzzino, F.: Influence of damage onset and propagation on the tensile structural behaviour of protruding composite joints. 4th GRACM Congress on Computational Mechanics, Patras, Greece, 27 – 29 June 2002.

- [47] DIN 65562 – Faserverstärkte Kunststoffe. Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit, 1991.
- [48] ASTM D 5961/ D 5961 M – Standard Test Method for Bearing Strength of Polymer Matrix Laminates. American Society for Testing and Materials, 1996.
- [49] VDI 2014, Blatt 3: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Berechnungen. Verein Deutscher Ingenieure, September 2006.
- [50] Collings, T.A.: Experimentally Determinated Strength of Mechanically Fastened Joints. In: Joining Fibre-Reinforced Plastics. ISBN 1-85166-019-4. Ed.: F.L. Matthews. Elsevier Applied Science, London, New York. 1987.
- [51] Composite Materials Handbook MIL-HDBK-1F. Vol. 3: Polymer Matrix Composites – Material Usage, Design and Analysis. Department of Defence, Lancaster, U.S.A.. 2002.
- [52] Hart-Smith, L. J.: Design and Empirical analysis of Bolted or Riveted Joints. In: Joining Fibre-Reinforced Plastics. ISBN 1-85166-019-4. Ed.: F.L. Matthews. Elsevier Applied Science, London, New York. 1987.
- [53] Budde, L.: Neue Füge- und Befestigungstechniken. Fachhochschule Osnabrück, Fakultät GuT. Informationsveranstaltung Firma Kampmann GmbH. 28. April 2005. Lingen. 2005.
- [54] Gewinde für Kunststoffe. Produktdatenblatt Nr. 30. Kerb-Konus-Vertriebs-GmbH. www.kerbkonus.de. Stand: 31.05.2007.
- [55] Technische Daten. Drahtgewindeeinsatz FILTEC. König Verbindungstechnik GmbH. www.kvt-koenig.de. Stand: 31.05.2007.
- [56] Ehrenstein, G.W.: Verbindungstechnik. KUNSTSTOFFE, 07/2004, Carl Hanser Verlag, München: 2004, S. 28 – 34.
- [57] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Schraubverbindungen an Kunststoffbauteilen. VDI Berichte Nr. 770, VDI-Verlag, Düsseldorf: 1989, S. 193 – 207.
- [58] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Mechanisches Verbinden von Bauteilen aus SMC mit umpressten Gewindeeinsätzen. 21. AVK-Tagung, Mainz: 1987, S. 19-1 – 19-7.
- [59] Ehrenstein, G.W., Mohr, H.: Gewindeformende Schrauben für Kunststoffbauteile. VERBINDUNGSTECHNIK, 10. Jahrgang, Heft 11, 1978.

- [60] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Festigkeiten von Direktverschraubungen mit gewindeerzeugenden Metallschrauben an Bauteilen aus SMC und GMT. 23. AVK-Tagung, Mainz: 1990, S. A16-1 – 16-9.
- [61] Tome, A., Ehrenstein, G.W.: Direktverschraubungen in GMT. Tagungsbeitrag. 2. AVK-TV Tagung, Baden-Baden. 1999.
- [62] Tome, A., Ehrenstein, G.W.: Vorspannkraftrelaxation von Kunststoff-Direktverschraubungen – Konstante und zyklische Temperaturen. VDI-Berichte Nr. 1644, VDI-Verlag, Düsseldorf: 2001, S. 147 – 159.
- [63] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Schraubenverbindungen mit Gewindeeinsätzen und gewindeerzeugenden Schrauben an Bauteilen aus faserverstärkten Fließpresswerkstoffen. VDI Berichte Nr. 852, VDI-Verlag, Düsseldorf: 1991, S. 493 – 510.
- [64] Tome, A., Ehrenstein, G.W., Dratschmidt, F.: Günstig auf lange Sicht ?. PLASTVERARBEITER, 49. Jahrgang, Nr. 11, Heidelberg: 1998, S. 124 – 127.
- [65] Pult, M.: Verbesserung der Prozesssicherheit bei der Kunststoffdirektverschraubung. KONSTRUKTION, Heft 4, April, 2005.
- [66] Weinert, K., Kempmann, C.: Gewindefertigung in faserverstärkten Kunststoffen. KUNSTSTOFFE, 07/2004, S. 44 – 48.
- [67] Steffens, M.: Zur Substitution metallischer Fahrzeug-Strukturbauteile durch innovative Faser-Verbund-Bauweisen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. M. Neitzel, IVW-Schriftenreihe, Bd. 14, ISBN 3-934930-10-7, Institut für Verbundwerkstoffe, 2000.
- [68] Beitz, W., Grote, K.-H.: Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau. 21. Auflage, ISBN 3540221425. Berlin: Springer, 2004.
- [69] DIN 7190: Pressverbände – Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln. Deutsche Industrie Norm. 2001.
- [70] Lekhnitskii, S. G.: Anisotropic Plates. Dritte Auflage. Ed.: Tsai, S. W., Cheron, T.. Gordon and Breach: New York, London, Paris, Montreux, Tokyo, Melbourne, 1968. – Übersetzung aus dem Russischen.
- [71] Fischer, T., Schürmann, H.: Der Pressverband als Krafteinleitungs-Element in Faser-Kunststoff-Verbund-Wellen. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V., 3. – 4. März. Darmstadt, 2005.

- [72] Schwarz, M., Schürmann, H.: Die gezielte Ringverstärkung von Bauteilen – ein werkstoffgerechtes Einsatzgebiet für Faser-Kunststoff-Verbunde? Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V.. 3. – 4. März. Darmstadt, 2005.
- [73] Pospischil, L., Scharr, G.: Entwicklung einer Reibungsfeder (Ringfeder) aus CFK/GFK. 3. Workshop Konstruktionstechnik, Warnemünde, Shaker-Verlag: Aachen 2001.
- [74] Kompetenznetzwerke Deutschland: CFK-Höhenleitwerk-Lagerelement für den Airbus A340-500/600. 10. April 2003. <http://www.kompetenznetze.de/navi/de/Innovationsfelder/Produktionstechnologien/02innovationshighlights,did=27702.html>, Stand: 15.05.2007.
- [75] Wielage, B., Thielemann, G.: Dedicated Applications of Carbon Fiber Reinforced Plastics in Machine Engineering. In: Advanced Engineering Materials, Vol. 6, No. 3. Wiley-Vch Verlag, Weinheim, 2004, S. 151 – 153.
- [76] Havar, T., Schouten, M., Roth, Y.C.: Neue innovative Ladeklappen-Verbindungselemente für zukünftige Verkehrsflugzeuge. Tagungsbeitrag, Deutscher Luft- und Raumfahrt-Kongress 2006, ISSN 0700-4083.
- [77] Scheivenbruch, F.: Beitrag zu hochbelasteten Krafteinleitungselementen für Faserverbundbauteile. Dissertation. Technische Universität Chemnitz. 2003.
- [78] Krüdener, R.: Spezialschrauben. Kunststoffe 87, Heft 4. Carl Hansa Verlag: München. 1997. S. 472 – 476.
- [79] Blazewicz, S., Chlopek, J., et al.: Experimental Study of Mechanical Properties of Composite Carbon Screws. Biomaterials, Vol. 18, No. 5. Elsevier. 1997. pp. 437 – 439.
- [80] Tognini, R., Turlach, G.: Höchsthafte Verbindungselemente aus endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen mit thermoplastischer Matrix. DVM-Tag 2004 Schraubenverbindungen. 12. – 14. Mai 2004, Berlin.
- [81] Scharr, G., Fries, H.: Eigenschaften querbeanspruchter Verbindungselemente aus faserverstärkten Kunststoffen (FKV). Konstruktion, Vol. 51, No. 6., VDI-Springer-Verlag: Düsseldorf. 1999. S. 37 – 41.
- [82] Weinert, K.; Kempmann, C.: Wear development and drill hole quality when drilling textile reinforced polymer material. In: Production Engineering. Research and Development, Vol. 10, 2003. pp. 61 – 64.

- [83] Weinert, K.; Kempmann, C.; Mayer, M.: Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Qualitätsmerkmale. Prozesssichere Bearbeitung von Verbundwerkstoffen. In: VDI-Z Integrierte Produktion Special, 2003. pp. 75 – 78.
- [84] Weinert, K.; Kempmann, C.: Bohrbearbeitung von textilverstärkten Polymerwerkstoffen. Konferenz-Einzelbericht: Schriftenreihe Werkstoffe und werkstofftechnische Anwendungen, Vol. 11, 2002. pp. 57 – 64.
- [85] Spur, G.; Klocke, F.; Wunsch, U. E.: Herstellen und Bearbeiten von Bauteilen aus Faserverbund-Werkstoffen mit Kunststoffmatrix. In: ZWF, Vol. 78 (12), 1983. pp. 549 – 556.
- [86] Quan, Y.; Yu, Q.; Xie, L.: Study on the adaptability of thick film diamond tool to cutting composites. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, 2002. pp. 501 – 504.
- [87] Weinert, K.: Prozessgestaltung in der spanenden Fertigung. Konferenz-Einzelbericht: Zerspanen im modernen Produktionsprozess, Begleitband zum Fachgespräch zwischen Industrie und Hochschule, 2001. S. 3 – 16.
- [88] Won, M. S.; Dharan, C. K. H.: Drilling of aramid and carbon fiber polymer composites. In: Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, 2002. pp. 778 – 783.
- [89] Klocke, F.; Würtz, C.: Einsatz von PKD bei der Bearbeitung von Faserverbundwerkstoffen. In: Industrie Diamanten Rundschau, Ausg. 32, 1998. S. 36 – 41.
- [90] Mayer, M.; Kempmann, C.; Weinert, K.: Ein Problemfall für Bohrwerkzeuge – Teil 2. In: Technica, Ruppertsuil, Vol. 52, 2003. S. 10 – 13.
- [91] Lin, S. C., Shen, J. M.: Drilling Unidirectional Glass Fiber-Reinforced Composite Materials at High-Speed. Journal of Composite Materials, Vol. 33, 1999. pp. 827 – 851.
- [92] Caprino, G.; Tagliaferri, V.: Damage development in drilling glass fibre reinforced plastics. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35, 1995. pp. 817 – 829.
- [93] Vijayaraghavan, A., Dornfeld, D., Dharan, C. F. H.: Quantifying Edge Defects in Drilled FRP Composites. Laboratory for Manufacturing and Sustainability. Consortium on Deburring and Edge Finishing, University of California, Berkley, CA, USA, 2006.

- [94] Kopp, W. J.: Zur Spannungs- und Festigkeitsanalyse von unidirektionalen Faserverbundwerkstoffen. Dissertation, RWTH Aachen, Verlag Mainz: 2000.
- [95] Ramberg, W., Osgood, W. R.: Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Note No. 902, National Advisory Committee For Aeronautics, Washington DC, 1943.
- [96] Weber, T., Schürmann, H.: Verbesserung der nichtlinearen Versagensanalyse von Laminaten. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2005, Friedrichshafen, 26. – 29. September 2005.
- [97] Azzi, V. D., Tsai, S. W.: Anisotropic Strength of Composites. *Journal of Experimental Mechanics*, 1965. pp. 283 – 288.
- [98] Tsai, S. W., Wu, E. M.: A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *Journal of Composite Materials*, Vol. 5. 1971. pp. 58 – 80.
- [99] Hashin, Z.: Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 47, 1980. pp. 329 – 334.
- [100] Yamada, S. E., Sun, C. T.: Analysis of Laminate Strength and its Distribution. *Journal of Composite Materials*, Vol. 12, 1978. pp. 275 – 284.
- [101] Puck, A., Schürmann, H.: Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. Special issue, *Composites Science and Technology*, Vol. 62. 2002. pp. 1633 – 1662.
- [102] Hinton, M. J., Soden, P.D.: Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites, Part A. Special issue, *Composites Science and Technology*, Vol. 58. 1998.
- [103] Hinton, M. J., Kaddour, A. S., Soden, P.D.: Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites, Part C. Special issue, *Composites Science and Technology*, Vol. 64, 2004.
- [104] Kuhn, M.: Zur strukturmechanischen Auslegung unidirektional- und gewebeverstärkter Faserkunststoffverbund-Strukturen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb, IVW-Schriftenreihe, Bd. 38, ISBN 3-934930-34-4, Institut für Verbundwerkstoffe, 2003.
- [105] Knops, M.: Sukzessives Bruchgeschehen in Faserverbundlaminaten. D82, Dissertationsschrift, RWTH Aachen, Aachen, Verlag Mainz: 2003.

- [106] Friedrich, K., Schulte, K., Horstenkamp, G., Chou, T. W., Fatigue behaviour of aligned short carbon-fibre reinforced polyimide and polyethersulfone composites. *J. Material Science* 20 (1985), pp. 3.353 – 3.364.
- [107] Schürmann, H., Knickrehm, A., Zur Verbesserung der Biegeschwefestigkeit hochbeanspruchter unidirektional endlosfaserverstärkter Faser-Kunststoff-Verbunde. AVK-Tagung, Baden-Baden, Okt. 1997.
- [108] Himmel, N., Kienert, M.: Fatigue behaviour and life simulation of torsion loaded glass fiber/vinylester tubes. Proceedings ‚Recent Advances in Mechanics of Aerospace Structures and Materials‘, Sankar, B. V. (ed.), International Mechanical Engineers Congress and Exhibition, Anaheim, Ca., USA, Nov. 15 – 20, 1998, AD-Vol. 56, pp. 75 – 84.
- [109] Bach, C., Himmel, N., Experimental Investigation of Cyclic Fatigue Behaviour of Carbon Fibre Reinforced Vinylester-Urethane Resin Composites Manufactured by RTM and VARI. Recent Developments in Durability Analysis of Composite Systems (Duracosys 2004), Riga, Latvia, May 12 – 15, 2004.
- [110] Reifsnider, K.L.: Engineering life prediction of composite materials - Elements of a mechanistic model. *Composites Technology Review*, Vol. 6. 1984.
- [111] Ehrenstein, G.W.: Hysteresis-Meßverfahren. Lehrstuhl für Kunststofftechnik. Universität Erlangen-Nürnberg. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. G.W. Ehrenstein. ISBN 3-9802740-4-7. 1993.
- [112] DIN 50 100: Dauerschwingversuch. Beuth Verlag: Berlin, 1978.
- [113] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. ISBN 3-18400828-2. VDI-Verlag: Düsseldorf. 1989.
- [114] Himmel, N., Bach, C., Experimental Investigation of Cyclic Fatigue Behaviour of Carbon Fibre Reinforced Vinylester-Urethane Resin Composites Manufactured by RTM and VARI. 3rd Conf. on Fatigue of Composites (ICFC 3), Kyoto, Japan, Sept. 13 – 15, 2004.
- [115] Bach, C.: Beitrag zur Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von endlos kohlenstofffaserverstärkten Vinylester-Matrixsystemen. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern. 2007 (im Druck).

- [116] Ten Have, A.A.V.: WISPER: A Standardized Fatigue Load Sequence for HAWT-Blades. Proceedings EWEC. Ed. W. Palz, Publ. Stephens & Ass, Bedford, England. 1988. pp. 448.
- [117] Kensche, C., Söker, H.: Lifetime Prediction for GFRP Fabrics Comparing the WISPERX. DEWI Magazin Nr. 16, Februar, 2000.
- [118] Lowak, H., De Jonge, J. B., Franz, J., Schütz, D.: miniTWIST, a Shortened Version of Twist. LBF-Bericht TB-146, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1979.
- [119] Schütz, D., Lowak, H., De Jonge, J. B., Schijve, J.: Standardisierter Einzelflug-Belastungsablauf für Schwingfestigkeitsversuche an Tragflächenbauteilen von Transportflugzeugen. LBF-Bericht FB-106, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1973.
- [120] Fong, J. T.: What is fatigue damage? In: Damage in Composite Materials. ASTM STP 775, Washington: National Bureau of Standards 1982. pp. 40 – 62.
- [121] Hwang, W., Han, K. S.: Cumulative damage models and multi-stress fatigue life prediction. J. Composite Materials 20 (1986), pp.125 – 153.
- [122] Liu, B., Lessard, L. B.: Fatigue and damage tolerance analysis of composite laminates: stiffness loss, damage modeling, and life prediction. Composites Science and Technology 51 (1994), pp. 43 – 51.
- [123] Hahn, H., Kim, R. Y.: Proof testing of composite materials. J. Composite Materials 9 (1975), pp. 297 – 311.
- [124] Broutman, L. H., Sahu, S.: A new theory to predict cumulative fatigue damage in fibre-glass reinforced plastics. In Composite Materials: Testing and Design (2nd Conference), ASTM STP 497 (1972), pp. 170 – 188.
- [125] Hwang, W., Han, K. S.: Fatigue of composites - Fatigue modulus concept and life prediction. J. Composite Materials 20 (1986), pp. 154 – 165.
- [126] Lee, L. J., Fu, K. E., Yang, J. N.: Prediction of fatigue damage and life for composite laminates under service loading spectra. Composites Science and Technology 56 (1996), pp. 635 – 648.
- [127] Wu, W. F., Lee, L. J., Choi, S. T.: A study of fatigue damage and fatigue life of composite laminates. J. Composite Materials 30 (1996), pp. 123 – 138.

- [128] Smith, P. A., Wood, J. R.: Poisson's ratio as a damage parameter in the static tensile loading of simple cross-ply laminates. *Composite Science and Technology* 38 (1990), pp. 85 – 93.
- [129] Herakovich, C. T., Aboudi, J., Lee, S. W., Strauss, E. A.: Damage in composite laminates: effects of transverse cracks. *Mechanics of Materials* 7 (1998), pp. 91 – 107.
- [130] Andersons, J., Korsgaard, J.: Residual strength of GRP at high cycle fatigue. *Proceedings, Internat. Conf. on Composite Materials', Gold Coast, Australian Composites Structures Soc., Inst. of Polymer Mechanics (Ed.), Melbourne, Australia (1997)*, pp. 135 – 144.
- [131] Huston, R. J.: Fatigue life prediction in composites. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 59 (1994), pp. 131 – 140.
- [132] Hahn, H. T.; Kim, R. Y.: Fatigue behaviour of composite laminates; *J. Composite Materials* 10 (1976), pp. 150 – 180.
- [133] Petrossian, Z., Wisnom, M. R.: Prediction of delamination initiation and growth from discontinuous plies using interface elements. *Composites* 29 (1998), pp. 503 – 515.
- [134] Mi, Y., Crisfield, M. A., Davies, G. A. O., Hellweg, H. B.: Progressive delamination using interface elements. *J. Composite Materials* 32 (1998), pp. 1246 – 1272.
- [135] Schaff, J. R., Davidson, B. D.: Life prediction methodology for composites structures. Part I – Constant amplitude and two-stress level fatigue. *J. Composite Materials* 31 (1997), pp. 128 – 152.
- [136] Lee, J. A., Almond, D. P., Harris, B.: The use of neural networks for the prediction of fatigue lives of composite materials. *Composites* 10. 1999. pp. 1159 – 1169.
- [137] El Mahi, A., Berthelot, J.-M., Brilloud, J.: Stiffness reduction and energy release rate of cross-ply laminates during fatigue tests. *Composites Structures* 30 (1993), pp. 123 – 130.
- [138] Spearing, S. M., Beaumont, P. W. R.: Fatigue damage mechanics of composite materials, 1: Experimental measurement of damage and post-fatigue properties. *Composite Science and Technology* 44, 1992. pp. 159 – 168.

- [139] Geier, B.: Composite laminate stiffness and their sensitives. Forschungsbericht, DLR-Braunschweig, 1992.
- [140] Silberschmidt, V. V. 1997. "Model of matrix cracking in carbon fiber reinforced cross-ply laminates," *Mechanics of Composite Materials and Structures*, 3(1): pp. 23 – 28.
- [141] Ogin, S. L.: Matrix cracking and stiffness reduction during the fatigue of a [0/90]_s GFRP laminate. *Composites Science and Technology* 22, 1985. pp. 23 – 31.
- [142] Lee, L. J., Fu, K. E., Yang, J. N.: Prediction of fatigue damage and life for composite laminates under service loading spectra. *Composites Science and Technology* 56 (1996), pp. 635 – 648.
- [143] O'Brien, T. K., Reifsnider, K. L.: Fatigue damage evaluation through stiffness measurements in boron-epoxy laminates. *J. Composite Materials* 15 (1981), pp. 55 – 69.
- [144] Poursartip, A.: The fatigue damage mechanism of a carbon fibre composite laminate: Development of the model. *Composite Science and Technology* (1986), pp. 19 – 25.
- [145] Talreja, R.: *Fatigue of Composite Material*. Lancaster: U.S.A.. Technomic Publishing. 1987.
- [146] Miner, M.: Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 12. 1945. pp. A159 – A164.
- [147] Palmgren, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. *VDI-Zeitschrift*, Vol. 58. 1924. S. 339 – 341.
- [148] Schaff, J. R., Davidson, B. D.: Life Prediction Methodology for Composite Structures, Part I – Constant Amplitude and Two-Stress Level Fatigue. *Journal of Composite Materials*, Vol. 31 (1997), S. 128 – 157.
- [149] Schaff, J. R., Davidson, B. D.: Life Prediction Methodology for Composite Structures, Part II – Spectrum Fatigue. *Journal of Composite Materials*, Vol. 31 (1997), S. 158 – 181.
- [150] Yao, W. X., Himmel, N.: GFRP fatigue life estimation based on dissipational energy as damage metric. *Proceedings, The Seventh International Fatigue Conference*, Beijing, P.R. China, 1999.

- [151] Kienert, M.: Rechnerische Lebensdauervorhersage für mehrschichtige Faser-Kunststoff-Verbunde. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1999.
- [152] Carmine, R.; Himmel, N.: Life prediction for continuous fibre reinforced composites under stochastic loading based on the critical element concept; Proceedings ,Progress in Durability Analysis of Composite Systems', K. L. Reifsnider, D. A. Dillard, A. H. Cardon (eds.), Blacksburg, VA, USA, Sept 14 – 17, 1997, A. A. Balkema, Rotterdam/Brookfield, 1998. pp. 319 – 324.
- [153] Pagano, N.J., Pipes, B.R.: Interlaminar Response of Composite Materials. Composite Materials Series, Vol. 5. Ed.: N.J. Pagano, Series Ed.: R.B. Pipes. Elsevier: Amsterdam, Oxford, New York, ISBN 0-444-87284-X, 1989.
- [154] Newaz, G.M.: Delamination in Advanced Composites. Technomic Publishing: Lancaster, PEN, USA. ISBN 87762-753-3, 1991.
- [155] O'Brien, T. K.: Characterization of Delamination Onset and Growth in a Composite Laminate. In: K. L. Reifsnider (ed.), Damage in Composite Materials. ASTM STP 775, 1982. pp. 40 – 62.
- [156] www.openchannelsoftware.com.
- [157] www.ncode.com.
- [158] www.safetechnology.com.
- [159] Case, S. W., Reifsnider, K. L.: MRLife12™: A strength and life prediction code for laminated composite materials. User manual, VPISU, Blacksburg, VA, U.S.A.. 1999.
- [160] Adam, T.; Gathercole, N.; Reiter, H.; Harris, B.: Life prediction for fatigue of T800/I5245 carbon fibre composites: II: Variable amplitude loading. Fatigue, Vol. 16, 1994. pp. 533 – 532.
- [161] Lenz, C.: Untersuchung des Langzeitverhaltens von kohlenstofffaserverstärkten Faser-Kunststoff-Verbunden unter betriebsnaher Belastung. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern. 2004.
- [162] Moritz, T., Himmel, N.: On coupling FEA and fatigue life simulation to treat fibre reinforced polymer matrix composites. Proceedings ,16th Annual Technical Conference of the American Society for Composites', Hyer, M., Loos, A. (Eds.), Sept. 2001, Blacksburg, VA, USA, CRC Press Publication.

- [163] Moritz, T., Himmel, N.: Lebensdaueranalyse von FKV – Analyse von Schalenstrukturen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente. Materialwissenschaft, März 2002.
- [164] Ensat-S – Werknorm 302. Gewindeeinsatz selbstschneidend, Innengewinde metrisch. Kerb-Konus Vertriebs GmbH.
- [165] DIN EN ISO 527–4, 1997–07: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe. 1997.
- [166] DIN EN ISO 14129, 1998–02: Faserverstärkte Kunststoffe – Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungskurve des Schubmoduls in der Lagenebene. 1998.
- [167] VDI-Richtlinie 2230: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen. Zylindrische Einschraubverbindungen. VDI-Gesellschaft Entwicklung Konstruktion Vertrieb, Fachbereich Konstruktion. VDI-Verlag, Düsseldorf: 1986.
- [168] Collins, T.A.: The strength of bolted joints in multi-directional CFRP laminates. Composites, 8 (1): 1977. pp. 43 – 55,
- [169] Uetz, H., Wiedemeyer, J.: Tribologie der Polymere. Grundlagen und Anwendungen in der Technik. ISBN 3-446-14050-6. Carl Hanser Verlag: München, Wien. 1985.
- [170] Rosso, P.: Erfassung und Bewertung von Grenzschichteffekten in neuartigen kohlenstofffaserverstärkten Polymeren. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb, IVW-Schriftenreihe, Bd. 58, ISBN 3-934930-54-9, Institut für Verbundwerkstoffe, 2005.
- [171] DIN EN 2597, 1998–08: Luft- und Raumfahrt – Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe – Unidirektionale Lamine – Zugversuch senkrecht zur Faserrichtung. Beuth Verlag, Berlin, 1998.
- [172] DIN 65 586: Luft- und Raumfahrt - Faserverstärkte Kunststoffe, Schwingfestigkeitsverhalten von Faserverbundwerkstoffen im Einstufenversuch. Beuth Verlag, Berlin, 1994.
- [173] Ogini, 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, Vol. 22, 1985. pp. 23 – 31.

- [174] Goodman, J.: Mechanics applied to engineering. Longmans, Green and Co. Verlag, London, 1899.
- [175] Harris, B., Reiter, H., Adam, T., et al.: Fatigue behaviour of carbon fibre reinforced plastics. *Composites*, Vol. 21, 1990. pp. 232 – 242.
- [176] Girkmann, K.: Flächentragwerke. 6. Auflage. ISBN 3-2118063-9-3, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1963.
- [177] Kirsch, G.: Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. *Zeitschrift des VDI*, Ausgabe 42, S. 797 – 807, 1898.
- [178] Leon, A.: Über die Spannungsstörungen durch Kerben und Tellen und über die Spannungsverteilung in Verbundkörpern. *Österreichische Wochenschrift für den öffentlichen Baudienst*, Ausgabe 14, S. 770 ff, 1908.
- [179] Meleshko, V. V.: Selected topics in the history of the two-dimensional biharmonic problem. *Applied Mechanical Review*, Vol. 56, No. 1, January 2003. American Society of Mechanical Engineering, 2003, pp. 33 – 85.
- [180] Konish, H. J., Whitney, J. M.: Approximate Stresses in an Orthotropic Plate Containing a Circular Hole. *Journal of Composite Materials*, Vol. 9, No. 2. 1975. pp. 157 – 166.
- [181] Kremer, T., Schürmann, H.: Reduzierung von Kerbspannungen in Faser-Kunststoff-Verbunden mittels Formoptimierung. 11. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e. V., Darmstadt, 3. – 4. März 2005.
- [182] Kremer, T., Schürmann, H.: Berechnung und Optimierung von Ausschnitten in Faserkunststoff-Verbunden. Tagungsbeitrag, Deutscher Luft- und Raumfahrt Kongress 2006, ISSN 0700-4083, DGLR, 2006.
- [183] Awerbuch, J., Madhurkar, M. S.: Notched Strength of Composite Laminates: Prediction and Experiments – A Review. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 4, No. 3, 1985. pp. 3 – 159.
- [184] Whitney, J. M. and Nuismer, R. J.: Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentrations. *Journal of Composite Materials*, Vol. 8, 1974. pp. 253 – 265.
- [185] Whitney, J. M. and Nuismer, R. J.: Uniaxial Failure of Composite Laminates Containing Stress Concentrations. In: *Fracture Mechanics of Composites*, ASTM STP 593, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, U.S.A., 1975. pp. 117 – 142.

- [186] Quinn, W.J., Matthews, F.L.: The Effekt of Stacking Sequence on the Pin Bearing Strength in Glass Fibre Reinforced Plastics. *Journal of Composite Materials*, Vol. 11, 1977. pp. 139 – 145.
- [187] Herbeck, L., Wilmes, H.: Design Rules for a CFRP Outer Wing. 23rd ICAS Congress, 8 – 13 September, Toronto, Canada, 2002.
- [188] Wilmes, H., Herrmann, A.S., Kolesnikov, B., Kröber, I.: Festigkeitsanalysen von Bolzenverbindungen für CFK-Bauteile mit dem Ziel der Erstellung von Dimensionierungsrichtlinien. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongreß 1999 – DGLR Jahrestagung, 27. – 30. September, Berlin, 1999.
- [189] Kühweg, A., Postupka, S.: Festigkeit gebolzter CFK-Fügungen. Zwischenbericht für das Vorhaben FKZ 20W9502D6, Berichtszeitraum 05/97 – 04/98. BMBF-Verbundprojekt: CFK-Flächentragwerke - Teilvorhaben: Festigkeit gebolzter CFK-Fügungen. Institut für Flugzeugbau IFB, Universität Stuttgart. 1998. (http://www.ifb.uni-stuttgart.de/publikationen.dir/49_fes.pdf)
- [190] Tate, M. B., Rosenfeld, S.J.: Preliminary Investigation of the Loads Carried by Individual Bolts in Bolted Joints. National Advisory Committee for Aeronautics, Technical Note 1051. 1946.
- [191] Huth, H.: Zum Einfluss der Nietnachgiebigkeit mehrreihiger Nietverbindungen auf die Lastübertragungs- und Lebensdauervorhersage; Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Bericht Nr. FB-172. 1984.

Eigene Veröffentlichungen

- [192] Noll, T., Himmel, N., Bastian, P., Heine, M.: High load introduction into thick-walled CFRP structures. High Performance Structures and Materials II. Hrsg.: C.A. Brebbia, W.P. de Wilde, Wessex Institute of Technology, WIT-Press, ISBN-1-85312-717-5, Southampton, GB, 2004, pp. 57 – 66.
- [193] Noll, T., Himmel, N.: Einleitung hoher Punktkräfte in dickwandige Kohlenstoff-faser-Kunststoff-Verbund-Strukturen. 6. IVW-Kolloquium 2004, Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, ISBN-3-934-930-44-1, Kaiserslautern, 5. – 6. Oktober 2004, S. 267 – 272.
- [194] Lahr, R., Noll, T., Mitschang, P., Himmel, N.: Auslegung eines Fadenhebels und Entwicklung eines neuen Fertigungskonzepts für Formnestumformung bei thermoplastischen CFK-Bauteilen. 2. Landshuter Leichtbau-Colloquium, Hrsg.: Huber, O., Bicker, M., ISBN 3-00-014861-2, LC-Verlag, Landshut, 24. - 25. Februar 2005, S. 177 – 186.
- [195] Noll, T., Himmel, N.: Einsatzmöglichkeiten von Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbund-Bauweisen in schnell laufenden Getriebekomponenten. 7. IVW-Kolloquium 2006, Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, ISBN-3-934930-64-6, Kaiserslautern, 14. – 15. November 2006, S. 57 – 70.
- [196] Kaiser, M., Noll, T., Heß, H., Himmel, N.: LION – Ein Berechnungswerkzeug zur Analyse von FKV-Strukturen. 7. IVW-Kolloquium 2006, Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, ISBN-3-934930-64-6, Kaiserslautern, 14. – 15. November 2006, S. 146 – 147.
- [197] Noll, T., Magin, M., Himmel, N.: Lebensdaueranalyse dünnwandiger FKV-Strukturen unter Berücksichtigung der werkstofflichen Nichtlinearität. 7. IVW-Kolloquium 2006, Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, ISBN-3-934930-64-6, Kaiserslautern, 14. – 15. November 2006, S. 154 – 155.
- [198] Noll, T., Magin, M., Himmel, N.: Fatigue life simulation of multi-axial CFRP laminates considering non-linearity of material. Forth International Conference on Fatigue of Composites – ICFC4, Kaiserslautern, 26. – 28. September 2007, Abstract und Vortrag angenommen.

Liste betreuter Studien- und Diplomarbeiten

- [199] Barouni, A., Noll, T.: Development of a parametrical finite element model for the structural analysis of high-load introductions into thick-walled carbon fiber reinforced polymer structures - Praktikumsbericht. Institut für Verbundwerkstoffe, Interner Bericht IVW 04-077, 2004.
- [200] Cruz Sanchez, D., Noll, T.: Concept and design of a load introducing construction for thick-walled carbon fiber reinforced polymer structures - Diplomarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe, Interner Bericht IVW 05-046, 2005.
- [201] Kern, S., Noll, T.: Herstellung, Qualitätssicherung und mechanische Charakterisierung eines GFK-Werkstoffs - Praktikumsbericht. Institut für Verbundwerkstoffe, Interner Bericht IVW 06-028, 2006.
- [202] Schmitt, H., Noll, T.: Experimentelle Charakterisierung des quasi-statischen Werkstoffverhaltens von anwendungsrelevanten glasfaser- und kohlenstofffaserverstärkten Kunststoff-Verbunden und Beschreibung der nicht-linearen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen - Diplomarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe, Interner Bericht IVW 06-031, 2006.