

**Beitrag zur Modellierung des Schwingerermüdungsverhaltens
und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von endlos
kohlenstofffaserverstärkten Vinylester-Matrixsystemen**

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Christoph Bach

aus Trier

Tag der mündlichen Prüfung: 25. April 2007

Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb
1. Berichterstatter:	PD Dr.-Ing. habil. N. Himmel
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. K. Schulte

**Es gibt nur eine Landstraße der Wissenschaft, und nur diejenigen haben
Aussicht ihren hellen Gipfel zu erreichen, die die Ermüdung
beim Erklettern ihrer steilen Pfade nicht scheuen.**

*Karl Marx (1818 - 1883),
deutscher Philosoph, Sozialökonom und sozialistischer Theoretiker,
gebürtiger Trierer*

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Zeitraum von Oktober 2002 bis Januar 2006 neben meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW), Kaiserslautern.

Mein besonderer Dank gilt Herrn PD Dr.-Ing. habil. Norbert Himmel für die umfassende Unterstützung, die Ermöglichung dieser Arbeit und der Übernahme des Hauptreferates. Herrn Prof. Dr.-Ing. K. Schulte gilt mein Dank für seine wertvollen Anregungen im Rahmen des Koreferates und für seine konstruktive Kritik an der Arbeit. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, Geschäftsführer der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, bedanke ich mich sehr herzlich für seine freundliche Unterstützung und für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Den Mitarbeitern der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, insbesondere den Kollegen der Abteilung Berechnung und Konstruktion, den studentischen Hilfskräften sowie Diplom-, Studienarbeitern und Praktikanten danke ich herzlich für die gute Zusammenarbeit und tatkräftige Unterstützung. Namentlich möchte ich mich bei den Kollegen H. Heß, M. Kaiser, V. Kessler, T. Noll, T. Pfaff, M. Repsch, S. Schmeer und A. Elbe sowie T. Schütz für die schöne Zeit am Institut bedanken.

Zu Dank verpflichtet bin ich der Deutschen Forschungsgemeinschaft, die diese Arbeit im Rahmen der DFG-Forschergruppe 360 „Innovative Flüssigimprägnierverfahren zum Herstellen duromerer und thermoplastischer CF-Verbundwerkstoffe für Leichtbauanwendungen“ insbesondere in Teilprojekts 5 „Grundlagen und Methoden zur Modellierung des Verhaltens von modifizierten kohlenstofffaserverstärkten Vinylester- und PBT-Matrixsystemen unter Schwingermüdungsbelastung“ (Aktenzeichen DFG HI 700/7-1 und DFG HI 700/7-2) und des Nachfolgeprojekts „Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens von kohlenstofffaserverstärkten Vinylester/Urethan-Hybrid- und Polybutylenterephthalat-Matrixsystemen“ (DFG HI 700/12-1) finanziell unterstützt hat.

Besonders gebührt der Dank meinen lieben Eltern, die mich während meiner gesamten Ausbildung unterstützt und motiviert haben.

Stade, im Februar 2008

Christoph Bach

Abstract

Liquid Composite Molding (LCM) processes, like Resin Transfer Molding (RTM) and Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI), are gaining increasing interest for the cost-efficient production of fiber reinforced polymer matrix composites, e. g. Airbus A380 rear bulkhead. Meanwhile, purpose-built thermoset resin systems with adequately low processing viscosities are available. Although showing a better fatigue resistance composites from epoxy resins (EP) tend to be expensive while vinylester resin (VE) composites are more brittle and, hence, less fatigue resistant but attract due to their lower material costs.

Following research on the toughness improvement of vinylester based resin systems, one subject of this thesis was the broad experimental characterization of the static and cyclic behavior of carbon fiber reinforced composites from resin systems which were toughened by either the generation of interpenetrating networks with aliphatic (Al-EP) and cyclo-aliphatic epoxy resins (Cal-EP) or by addition of a liquid, epoxy-terminated butadiene-nitrile rubber (ETBN).

While quasi-static in-plane tension, compression and shear testing of $[0^\circ]_8$ and $[\pm 45^\circ]_{3S}$ laminates resulted in an unclear picture with regard to the mechanical performance of the investigated resin systems, $R = -1$ cyclic step loading provided a definite indication of the considerably higher cyclic fatigue strength of the modified carbon fiber reinforced vinylester-urethane (CF/VEUH:ETBN) composite which, consequently, was selected for detailed mechanical testing.

To provide experimental input for subsequent fatigue life simulations applying the Critical Element Concept of Reifsnider et al. [76] the study included the determination of ultimate in-plane tension, compression and shear properties as well as the characterization of the cyclic fatigue behavior under constant amplitude loading. Different descriptions of $S-N$ curves of the $[0^\circ]_{8-}$, $[0^\circ/90^\circ]_{2S-}$ and $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -laminates for $R = +0.1$, -1 and $+10$ were determined to derive constant fatigue life diagrams applying methods of Goodman or Harris et al.

Furthermore the residual strength degradation model for the critical element (0° ply) and the residual stiffness degradation models for the sub-critical elements have been derived by experimental determination on $[0^\circ]_{8-}$, $[0^\circ/90^\circ]_{2S-}$ and $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-laminates.

Deficiencies in current fatigue life time prediction modeling for carbon fiber reinforced materials nowadays results in large factors of safety to be adopted. As a consequence composite structures are often overdesigned and expensive prototype testing is required for life time prediction. Therefore, in this thesis standardized random-ordered miniTWIST (minimized transport wing standard) spectrum loading was used to understand improvements in fatigue life modeling so that fatigue life prediction results in a more efficient use of these materials. In particular the influence of constant amplitude cyclic fatigue modeling as well as constant fatigue life modeling itself on the results of the fatigue life analysis of random loading sequences have been investigated.

Finally the bearing of residual strength or residual stiffness degradation modeling and the effect of filtering and counting methods on the fatigue life time prediction was determined in a sensitivity analysis. The fatigue life models were validated by experimental results using the random miniTWIST-loading on $[0^\circ]_8$, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - and $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-laminates.

Inhalt

Vorwort	III
Abstract	V
Abkürzungen und Formelzeichen	X
1 Einleitung	1
1.1 Übersicht	1
1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung der Arbeit	4
2 Stand der Technik	7
2.1 Einführung	7
2.2 Zeit- und Betriebsfestigkeit von Faser-Kunststoff-Verbunden	8
2.2.1 Schwingermüdung mit konstanter Amplitude	8
2.2.2 Schwingermüdung mit variabler Amplitude	9
2.3 Rechnerische Lebensdauervorhersage für FKV	10
2.3.1 Schädigungsmetriken	10
2.3.2 Restfestigkeitsabfallmodelle	10
2.3.3 Schadenakkumulationshypothesen	12
2.3.4 Steifigkeitsdegradationsmodelle	14
2.3.5 Critical-Element-Konzept	15
2.3.6 Erweiterungen des Critical-Element-Konzepts	16
2.3.7 Zeitfestigkeitsmodelle	17
3 Experimentelle Ermüdungscharakterisierung	19
3.1 Methodik	19
3.2 Verwendete Matrix- und Faserhalbzeuge	21
3.3 Untersuchte Lamine, Prüfkörperherstellung	23
3.4 Bestimmung der Laminatqualität	23

3.5 Ermittlung von statischen Werkstoffkennwerten	25
3.5.1 Ermittlung von quasi-statischen Kennwerten im Zugversuch	26
3.5.2 Ermittlung von quasi-statischen Kennwerten im Druckversuch	26
3.6 Experimentelle Klassifizierungsuntersuchungen	28
3.6.1 Versuchsdurchführung	28
3.6.2 Einstufenversuche	28
3.6.3 Laststeigerungsversuche	31
4 Modellierung des Schwingerermüdungsverhaltens	35
4.1 Modelle zur Beschreibung von Einstufenversuchen	35
4.2 Zeitfestigkeitsmodellierungen	44
4.2.1 Zeitfestigkeitsmodelle nach Haigh	44
4.2.2 Vereinfachte Zeitfestigkeitsmodelle nach Goodman	48
4.2.3 Zeitfestigkeitsmodelle mit Ansatzfunktion zweiten Grades	50
4.3 Modellierung des Schädigungs- und Versagensverhaltens	54
4.3.1 Restfestigkeitsabfall der kritischen 0°-Schicht	54
4.3.2 Steifigkeitsdegradation der sub-kritischen 90°-Schicht	55
4.3.3 Steifigkeitsdegradation der sub-kritischen 45°-Schicht	55
5 Ergebnisse rechnerischer Lebensdaueranalysen von FKV	59
5.1 Vorgehensweise	59
5.2 Implementierung der Modellierungen	60
5.3 Reihenfolgeeinfluss bei zyklischer Belastung mit veränderlicher Amplitude	64
5.4 Rechnerische Lebensdauer vorhersage von Versuchen unter betriebsnaher Belastung bei Erhalt der Reihenfolge	67
5.5 Rechnerische Lebensdauer vorhersage von Versuchen unter betriebsnaher Belastung bei Verwendung von Klassierung	72

5.6 Sensitivitätsanalyse	78
5.6.1 Einfluss der Zeitfestigkeitsmodellierung	78
5.6.2 Einfluss der Einstufenmodellierung	79
5.6.3 Einfluss der Restfestigkeitsmodellierung	82
5.6.4 Einfluss der Steifigkeitsmodellierung	85
5.6.5 Einfluss geringer Spannungsamplituden	88
5.6.6 Einfluss der Überlebenswahrscheinlichkeiten	94
6 Zusammenfassung und Ausblick	95
Literaturverzeichnis	101
Anhang	113
Technische Zeichnungen der verwendeten Knickstütze	113
Lebenslauf	117

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

Al	Aluminium
Al-EP	aliphatisches Epoxid(harz)
Cal-EP	cyclo-aliphatisches Epoxid(harz)
CE	critical element
CF	Kohlenstofffaser
CFK	kohlenstofffaserverstärker Kunststoff
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Plastics
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
E-Modul	Elastizitätsmodul
EP	Epoxid(harz)
ETBN	epoxy-terminiertes Butadien/Nitril Copolymer
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GF	Glasfaser
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GFRP	Glass Fiber Reinforced Plastics
IPN	interpenetrierendes Netzwerk
LCM	Liquid Composite Molding
RTM	Resin Transfer Molding
TWIST	Transport Wing Standard
UD	unidirektional
VARI	Vakuum Assisted Resin Infusion
VE	Vinylester
VEUH	Vinylester-Urethan-Hybrid

Lateinische Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A, B, C	[1]	Parameter
$E^{(z)}$	[MPa]	Zug-Elastizitätsmodul
$E_1^{(z)}$	[MPa]	Zug-Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung
$E_2^{(z)}$	[MPa]	Zug-Elastizitätsmodul senkrecht zur Faserrichtung
E_x	[MPa]	Elastizitätsmodul in x-Richtung des Laminats
$E_{x,dyn}$	[MPa]	Dynamischer Elastizitätsmodul in x-Richtung des Laminats
E_y	[MPa]	Elastizitätsmodul in y-Richtung des Laminats
f	[Hz]	Frequenz; Parameter
F_a	[1]	auf die Zugfestigkeit normierte Spannungsamplitude
F_m	[1]	auf die statische Zugfestigkeit normierte Mittelspannung
F_R	[MPa]	Restfestigkeit nach zyklischer Beanspruchung
G	[MPa]	Schubmodul
i	[1]	Einzelsschicht
k	[1]	Exponent
L	[mm]	Gesamtlänge des Flachprüfkörpers
l	[mm]	freie Länge des Flachprüfkörpers
n	[1]	Schwingspielzahl
N	[1]	Versagensschwingspielzahl
p	[bar]	Druck
P	[1]	Zahlenwert für eine Prozentzahl
R	[1]	Spannungsverhältnis (zyklischer Einstufenversuch)
S_o	[MPa]	Oberspannung
S_u	[MPa]	Unterspannung
t	[mm]	Dicke des Flachprüfkörpers
U, V	[1]	Parameter
V_f	[%]	Faservolumengehalt
X_t	[MPa]	Zugfestigkeit
X_c	[MPa]	Druckfestigkeit
x_c	[1]	normierte Druckspannung
x, y, z	[1]	Koordinaten des globalen Achsensystems

Griechische Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
Δp	[bar]	Differenzdruck
ε	[%]	Dehnung
$\varepsilon_B^{(z)}$	[%]	Bruchdehnung der Matrix
ν_{21}	[1]	Querdehnzahl (Faser, Matrix)
σ	[MPa]	Spannung (statisch, zyklisch); Standardabweichung
σ_1	[MPa]	Spannungskomponente innerhalb der Einzelschicht parallel zur Faserrichtung
σ_2	[MPa]	Spannungskomponente innerhalb der Einzelschicht senkrecht zur Faserrichtung
σ_a	[MPa]	Spannungsamplitude
σ_B	[MPa]	statische Festigkeit
$\sigma_{B,D}$	[MPa]	statische Druckfestigkeit
$\sigma_{B,Z}$	[MPa]	statische Zugfestigkeit
σ_m	[MPa]	Mittelspannung
σ_{\max}	[MPa]	Maximalspannung
σ_{\min}	[MPa]	Minimalspannung
σ_o	[MPa]	Oberspannung
σ_R	[MPa]	Restfestigkeit nach zyklischer Beanspruchung
$\sigma_{R,Z}$	[MPa]	Restzugfestigkeit
$\sigma_{R,D}$	[MPa]	Restdruckfestigkeit
σ_u	[MPa]	Unterspannung
σ_x	[MPa]	Spannungskomponente (globales Koordinatensystem)
τ_B	[MPa]	Schubfestigkeit
$\tau_{12,B}$	[MPa]	Quasi-statische Schubfestigkeit

1 Einleitung

1.1 Übersicht

Die zur Klasse der Verbundwerkstoffe gehörenden Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) werden in zunehmenden Maße für Leichtbauanwendungen interessant, da sie die Vorteile hoher Festigkeit und hoher Steifigkeit bei gleichzeitig niedriger Dichte besitzen. Neben dem Vorteil flexibler konstruktiver Gestaltungsmöglichkeiten kann eine Minimierung der Masse von FKV-Strukturbauteilen durch gezielte Ausnutzung der anisotropen Werkstoffeigenschaften bei der strukturmechanischen Auslegung erzielt werden. Daneben kommen durch die Auswahl geeigneter Materialkonfigurationen weitere Vorteile, wie beispielsweise geringe thermische Ausdehnung, hohes Energieabsorptionsvermögen, Korrosionsbeständigkeit, gute Dämpfungseigenschaften und sehr günstiges Ermüdungsverhalten, hinzu, [82].

Aufgrund dieser spezifischen Werkstoffeigenschaften finden FKV heute nicht nur im Transportwesen und Maschinenbau sondern ebenso u. a. in Elektronik-, Freizeit- und Sportgeräteindustrie breite Anwendung. Hierbei stellt insbesondere die Luftfahrtindustrie für den Einsatz kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe (CFK) die treibende Kraft dar. Insbesondere endlosfaserverstärkte duroplastische Polymere, finden in Großserienbauteilen der Luftfahrtindustrie seit Jahren stetig steigende Anwendung. Der Anteil an CFK-Bauteilen am Strukturgewicht nahm beispielsweise mit der Entwicklung der Airbus A380 im Jahr 2005 auf über 20 % zu. Die Entwicklung erfolgte hierbei schrittweise von der Einführung dieser innovativen Werkstoffe in Verkleidungsstrukturen über den Einsatz in sicherheitsrelevanten Bauteilen wie Klappen, Rudern und ganzteiligen Seiten- sowie Höhenleitwerken bis zum Druckspant und Keel Beam im Rumpf der A340-500/600. Aufgrund der positiven Erfahrungen mit dieser Werkstoffgruppe in jüngster Vergangenheit finden heute die drucklose Rumpfhecksektion und der rumpfseitige Flügelmittelkasten Einsatz in der A380. Hält die sinkende Materialpreisentwicklung und die Leistungssteigerung dieser Faserverbundwerkstoffgruppe bei zunehmender Automatisierung der Verarbeitungsverfahren weiter an, kann das Ziel eines ‚All-Composite‘-Verkehrsflugzeugs mit dem Einsatz in sicherheitsrelevanten Primärbauteilen, wie Flügel- und Rumpfstruktur in CFK-Bauweise, in naher Zukunft erreicht werden, [42]–[43].

Der vermehrte Einsatz dieser neuartigen Werkstoffe erfordert dabei insbesondere effektive Verarbeitungsverfahren und prognosefähige Berechnungsmethoden. Flüssigimprägnierverfahren gewinnen zur Verarbeitung von endlosfaserverstärkten Faser-Kunststoff-Verbunden aufgrund geringen Investitionsaufwandes, nahezu unbegrenzter Prozessvariabilität und Reproduzierbarkeit der Prozesse zunehmend an Bedeutung, [96]. Das Vakuuminfusionsverfahren (Vacuum Assisted Resin Infusion VARI) und das Resin Transfer Molding (RTM) bilden zur Zeit die Hauptvertreter der Flüssigimprägnierverfahren. Das VARI-Verfahren ist die einfachste Methode in einem geschlossenen Prozess endlosfaserverstärkte FKV-Bauteile zu fertigen. Bei Verwendung von vorwiegend einseitigen Werkzeugen bildet eine Vakuumfolie das Oberwerkzeug. Da ferner lediglich Vakuumpumpe und Harzvorratsbehälter benötigt werden, können die Investitionskosten sehr niedrig gehalten werden. So bestehen beispielsweise die stark schwingermüdungsbeanspruchten Rotorblätter moderner Windkraftanlagen mit Leistungen größer 5 Megawatt unter Verwendung von Blattlängen bis 61,5 m fast ausnahmslos aus im VARI-Verfahren gefertigten Rotorblatthalbschalen aus glasfaserverstärkten Duroplasten. Nur auf diese Weise können die notwendigen Stückzahlen, die qualitativen Anforderungen und die Einhaltung der gesetzlichen Emissionsgrenzwerte der Harzkomponenten erreicht werden.



Bild 1.1: REPower 5M Windkraftanlage mit Rotorblättern von LM Glassfiber (Rotorblattlänge: 61,5 m; Rotorblattgewicht: ca. 18 t); Einbringen eine Glasfaserfließhilfe in eine Rotorblatthalbschalenform

Während beim VARI-Verfahren das Füllen der Kavität durch das Anlegen eines Vakuums mit einem maximalen Differenzdruck von $\Delta p \leq 1$ bar erfolgt, wird das Matrixmaterial beim RTM-Verfahren mittels Überdruck injiziert. Das RTM-Verfahren bietet die Möglichkeit FKV-Bauteile mit komplexen Geometrien bei geringen Zykluszeiten maßgenau bei guter Oberflächenqualität wirtschaftlich und serientauglich herstellen zu können.



Bild 1.2: Im RTM-Verfahren gefertigter CFK-Fensterrahmen; beabsichtigter Einsatz im künftigen CFK-Rumpf des Airbus A 350

Um das Potenzial tragender Faser-Kunststoff-Verbundstrukturen weitergehend ausschöpfen zu können, müssen neben einer kostengünstigen und qualitativ hochwertigen Verarbeitung insbesondere die werkstoff- und anforderungsgerechte Berechnung und Konstruktion gewährleistet sein, [43]. Die praxisnahe strukturelle Auslegung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden ist im Vergleich zu klassischen Werkstoffgruppen, wie beispielsweise den Metallen, aufgrund der Anisotropie und des schichtweisen Aufbaus dieser Werkstoffe ungleich schwieriger. In der Regel erfolgt daher eine konstruktive Auslegung unter Verwendung von relativ hohen Beanspruchungsgrenzwerten oder Sicherheitsfaktoren.

Um eine größtmögliche Werkstoffausnutzung und damit Wirtschaftlichkeit zu erzielen, wird überdies die anforderungsgerechte Auslegung hinsichtlich Schwingermü- dungsbeanspruchung notwendig. Zur Strukturauslegung muss daher das Ermü- dungsverhalten prognosefähig durch zuverlässige und verifizierte Modelle be- schrieben werden können.

1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung der Arbeit

Die Forderung der Luftfahrtindustrie nach kohlenstofffaserverstärkten Matrixsystemen mit Temperatureinsatzbereichen bis zu 180 °C bei gleichzeitig geringer Feuchtigkeitsaufnahme führte in der Vergangenheit zu hochvernetzten duroplastischen Matrizen, wie z.B. RTM6 der Fa. Hexcel Composites GmbH. Die daraus resultierenden geringen Bruchdehnungen brachten ein geringes Schadenstoleranzvermögen beispielsweise gegen Schlagschäden mit sich. Hieraus formuliert sich mit dem Ziel eines verbreiterten Einsatzes von CFK-Werkstoffen in sicherheitsrelevanten Strukturbauteilen der Bedarf nach duktileren Matrixsystemen. Insbesondere modifizierte Vinylesterharzsysteme bieten dabei eine gleichzeitig kostengünstige Alternative zu herkömmlichen Matrixsystemen.

Gegenwärtig genügen für die statisch mechanische Auslegung von FKV-Strukturbauteilen Werkstoffkennwerte aus quasi-statischen Zug-, Druck- und Schubversuchen. Derzeit ist ungeklärt, ob und inwieweit sich das Schwingermüdungsverhalten endlos kohlenstofffaserverstärkter duktiler Matrizen anhand geeigneter statischer Werkstoffkennwerte widerspiegeln lässt, um beispielsweise ein Matrixsystem mit hohem Potenzial hinsichtlich Schwingermüdungsbeanspruchung durch eine Klassifizierung im quasi-statischen Versuch erfassen zu können. Hierzu werden zunächst quasi-statische Kennwerte mit Ergebnissen einer ausführlichen Schwingermüdungscharakterisierung verglichen und bewertet.

Kann eine Abschätzung mittels statischer Werkstoffkennwerte nicht mit ausreichend hoher Sicherheit gewährleistet werden, so wird eine experimentelle Schwingermüdungscharakterisierung notwendig. Hierzu existieren eine Vielzahl von denkbaren Versuchsreihen und -anordnungen. Aufgrund des großen zeitlichen und versuchstechnischen Aufwands sind bisher nur in wenigen Studien verfügbar, die ein breites Spektrum an Werkstoffkombinationen, Laminataufbauten und Prüfkörpergeometrien, einschließlich der notwendigen statistischen Absicherung in sich vereinigen mit der Folge, dass Methoden zur rechnerischen Lebensdaueranalyse für die Bauteilauslegung von Faser-Kunststoff-Verbunden erst in Ansätzen zur Verfügung stehen, [74]–[75]. Resultierend soll eine geeignete Versuchsreihe bestimmt werden, mit welcher kohlenstofffaserverstärkte Matrizen orientierend in eine Reihenfolge gebracht werden können, so dass der

Konstrukteur in die Lage versetzt werden kann, zwischen konkurrierenden Werkstoffen zeitnah mit geringem experimentellen Aufwand entscheiden zu können.

Das Schwingermüdungsverhalten von CFK-Werkstoffen mit konventionellem luftfahrzeugelassenen Faser- und Matrixmaterial spielt bisher bei der Auslegung von CFK-Strukturbauteilen in der Luftfahrt nur eine untergeordnete Rolle, da bei Verwendung des statischen Auslegungskriteriums bei einer maximal zulässigen Dehnung von 0,45 % ein Schwingermüdungsversagen ausgeschlossen werden kann. Diese Arbeit soll aus dem Blickfeld der Schwingermüdung einen Beitrag dazu liefern, inwieweit eine Verschiebung des Auslegungskriteriums hin zu höheren Dehnwerten bei Verwendung duktiler zähmodifizierter VE-Harzsysteme möglich ist. Hierzu wird das Verhalten der modifizierter CF/VE-Werkstoffe basierend auf der experimentellen Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens unter konstanter Amplitude sowie der Modellierung des Schädigungs- und Versagensverhaltens unter zufallsartiger Ermüdungsbelastung simuliert und anhand experimenteller Ergebnisse verifiziert. Beweggrund dieser Arbeit stellt hierbei insbesondere die Untersuchung des Einflusses möglicher Zeitfestigkeitsmodellierungen zur Umrechnung von beliebigen Beanspruchungskollektiven in Schwingenspiele mit konstantem Spannungsverhältnis auf die rechnerische Lebensdauervorhersage dar. Hierbei werden sowohl bereits in der Praxis Anwendung findende als auch vereinfachte oder mit hohem experimentellen Aufwand bestimmte Zeitfestigkeitsmodelle untersucht und bewertet. Ein besonderer Antrieb für diese Arbeit ist dabei mit der Untersuchung nichtlinearer S-N Modellierungen, ihrem Einfluss auf die Zeitfestigkeitsmodelle und resultierend einer verbesserten Beurteilung der CF/VE-Werkstoffe hinsichtlich ihres Verhaltens unter einem realitätsnahen Belastungsspektrum verbunden. Nicht zuletzt soll dem Konstrukteur die Möglichkeit einer konservativen rechnerischen Lebensdauerabschätzung bereits mit geringem experimentellen Aufwand ermöglicht werden. Hierzu werden insbesondere die Zeitfestigkeitsmodellierungen aber auch die Rechenzeit verkürzende Filterungsansätze verfolgt.

Zusammenfassen formulieren sich die nachfolgenden Aufgabenstellungen:

Zur Identifizierung und Auswahl eines Matrixsystems mit einem hohen Potenzial bei bedarfsgerecht optimaler Auslegung von FKV-Leichtbaustrukturen unter Schwingerermüdungsbelastung muss mittels einer geeigneten experimentellen Vorgehensweise folgendes überprüft werden:

- Ein bewertender Vergleich zwischen statischen Werkstoffkennwerten und Schwingerermüdungsuntersuchungen zur Identifizierung möglicher, das Ermüdungsverhalten widerspiegelnder Kennwerte.
- Ermittlung einer kostengünstigen experimentellen Vorgehensweise, mit welcher die Auswahl eines kohlenstofffaserverstärkten duktilen Matrixsystems hinsichtlich Schwingerermüdungsbeanspruchung ermöglicht wird.

Eine rechnerische Lebensdauervorhersage sollte in der Konstruktionsphase schwingerermüdungskritisch belasteter FKV-Bauteile die folgenden Kriterien erfüllen, woraus sich die nachstehenden Aufgaben definieren lassen:

- Die rechnerische Lebensdaueranalyse sollte bezüglich der Werkstoffauswahl möglichst allgemeingültig sein (Laminatkonfiguration, Faser- und Matrixwerkstoffe, Beanspruchungszustände). Hierzu wird maßgeblich eine geeignete Bestimmung der Schädigungsmetrik benötigt.
- Beliebige Beanspruchungskollektive sollten berechnet werden können. Dem Einfluss einer lebensdaueräquivalenten Umrechnung auf ein konstantes Spannungsverhältnis mit Hilfe von Zeitfestigkeitsmodellierungen kommt dabei besondere Bedeutung zu. Ein Programm zur Aufbereitung beliebiger Last-Zeit-Folgen muss erstellt werden.
- Eine erste Lebensdauerabschätzung mit geringem experimentellen Aufwand und Abschätzung der notwendigen Eingangsgrößen sollte konservativ mit geringer experimentell notwendiger Absicherung möglich sein.
- Zu Zuverlässigkeit und Genauigkeit sollte bei Erhöhung des experimentellen Aufwands in entsprechendem Maße zu einer Steigerung der Prognosefähigkeit führen. Hierbei werden sowohl vereinfachte als auch mit hohem experimentellen Aufwand verbundenen Ansätze verfolgt.
- Der Rechenaufwand sollte in sinnvoll anwendbaren und wirtschaftlichen Grenzen liegen. Hierzu werden insbesondere Filterungsmethoden untersucht.

2 Stand der Technik

2.1 Einführung

Im praktischen Eisenbahnbetrieb kam es im 19. Jahrhundert immer wieder zu schweren Unfällen, die durch Radreifenbrüche insbesondere an den Eisenbahnzugmaschinen verursacht wurden, obwohl diese Maschinenbauteile im Sinne der statisch mechanischen Auslegung korrekt ausgelegt waren. Erst der Eisenbahnbauingenieur August Wöhler erkannte etwa ab dem Jahr 1852, dass wechselbeanspruchte metallische Bauteile geringere Belastbarkeiten aufweisen. Seither nahmen systematische Werkstoffuntersuchungen und -charakterisierungen unter Schwingermüdungsbeanspruchung stetig an Bedeutung zu. Die notwendigen Versuchseinrichtungen, wie beispielsweise die Dauerzugversuchsmaschine von Wöhler aus dem Jahr 1860 (Deutsches Museum, München), wurden ebenso stetig weiterentwickelt. Erst ab etwa 1960 standen der Werkstofftechnik mit hydraulischen Prüfeinrichtungen in Verbindung mit ersten Rechnersystemen für die Mess- und Regeltechnik geeignete Bedingungen für werkstoffliche Ermüdungsuntersuchungen zur Verfügung.

Zum Schwingermüdungsverhalten und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse der im Vergleich recht jungen Werkstoffgruppe der Faserkunststoffverbunde entstanden ab Mitte der 60er Jahre bis heute eine Vielzahl von Einzelstudien mit meist sehr speziellen Fragestellungen. Ein anwendungsorientiertes Betriebsfestigkeitskonzept, wie es für Metalle zur Verfügung steht, sowie eine wissenschaftlich geschlossene Darstellung zu diesem Themenbereich stehen noch weitgehend aus. Im Folgenden werden daher die wichtigsten Erkenntnisse bezüglich des Schwingermüdungsverhaltens von Faserkunststoffverbunden mit polymeren Matrixsystemen und geeignete Methoden bzw. Modellierungsansätze zur rechnerischen Lebensdauervorhersage erläutert.

2.2 Zeit- und Betriebsfestigkeit von Faser-Kunststoff-Verbunden

In den Schlüsselindustrien ist die computerunterstützte Bauteilentwicklung inzwischen ein fester Bestandteil in der Produktentwicklungskette. Im Zuge der stetig wachsenden Nutzung von Auslegungstools bei der Konstruktion und Entwicklung von modernen Hochleistungswerkstoffen für Leichtbauanwendungen, wie den Faser-Kunststoff-Verbunden, muss vermehrt das umfassende Werkstoffverhalten beachtet werden ([34], [96]). Dies gilt nicht nur für statische Belastungsfälle, sondern vermehrt für die gesamte Verwendungsdauer des zu entwickelnden Produkts, [22]. Zur Beurteilung der Zeit- bzw. Betriebsfestigkeit von FKV-Strukturen werden daher Lebensdaueranalysebetrachtungen notwendig, die auf experimentell gewonnenen Eingangsgrößen basieren. Hierzu dienen Schwingerermüdungsversuche mit konstanter und variabler Amplitude.

2.2.1 Schwingerermüdung mit konstanter Amplitude

Der Einstufen- oder Wöhlerversuch bezieht sich auf eine zwischen fester Ober- (S_0) und Unterspannung (S_u) in der Regel sinusförmig schwingende Spannungs-Zeit-Funktion. Der nach DIN 50 100 [16] genormte Versuch findet mit der akzeptierten Annahme, dass die sinusförmige Belastung konstanter Amplitude stets die kritischere Belastungsform darstellt als eine beliebige in der Praxis auftretende Betriebslast mit gleicher Ober- und Unterlast, Eingang in nahezu alle Modelle zur rechnerischen Lebensdaueranalyse, [31]. Einstufenversuche können durch Angabe des Spannungsverhältnisses $R = S_0 / S_u$ in Schwell- und Wechselbeanspruchungs-Zeit-Funktionen untergliedert werden. Hierbei stellt das mittelspannungsfreie Spannungsverhältnis ($R = -1$) mit reiner Wechselbeanspruchung eine für Faserkunststoffverbunde relativ kritische Belastungsform dar. Betrachtet werden die zu den Beanspruchungshöhen gehörigen Versagensschwingspielzahlen N_i . In der Regel wird Ermüdungsversagen durch Bruch des Prüfkörpers definiert. Als Ermüdungsfestigkeit wird somit die Höhe der Spannung bei Erreichen der Bruchschwingspielzahl bezeichnet. Die Wertepaare Beanspruchung und zugehörige logarithmierte Versagensschwingspielzahlen können durch die Wöhlerlinie approximiert werden.

Werden zudem vor Abbruch der Prüfung noch nicht versagte Prüfkörper, sogenannte Durchläufer, statistisch berücksichtigt, wird zur Unterscheidung von S-N Kurven gesprochen.

2.2.2 Schwingerermüdung mit variabler Amplitude

In einfacher Form dient der Mehrstufenversuch, der eine Hintereinanderreihung von Einstufenversuchen mit konstanter Amplitude darstellt, der Untersuchung grundlegender Phänomene, wie z. B. des Reihenfolgeeinflusses. Realitätstreue, stochastische Abbildungen der tatsächlich auftretenden Betriebsbelastung beinhalten zusätzliche Informationen über Frequenz, Spannungsamplitude, Mittelspannung eines jeden Schwingspiels. Diese Belastungsszenarien lassen sich zwar mit moderner Prüftechnik getreu nachprüfen, jedoch entspricht die Prüfdauer der späteren Einsatzdauer. Aus diesem Grund wurden standardisierte quasi-stochastische Last-Zeit-Folgen aus Betriebsbeanspruchungsmessungen abgeleitet, wie beispielsweise TWIST (Transport Wing STandard) [86], repräsentativ für die typische vorwiegend zug-schwellende Biegemomentbeanspruchung im Flügelwurzelbereich von zivilen und militärischen Transportflugzeugen, wobei die Frequenz konstant gehalten wird. Es werden dabei sowohl Luftlasten als auch beim Rollen am Boden auftretende Lasten berücksichtigt. Um den Prüfzeitraum weiter zu verkürzen, wurde die miniTWIST-Lastfolge entwickelt [60], worin Schwingspiele mit geringen Spannungsamplituden mit durch Schütz et al. [86] nachgewiesenen geringen Schadenseinträgen herausgefiltert wurden. Das mini-TWIST-Lastkollektiv umfasst somit die wesentlichen Lastwechsel (insgesamt 62.442 Zyklen = $\frac{1}{4}$ TWIST), die in 4.000 Flügen (= 1 Teilfolge) auftreten. Die Belastungshorizonte werden durch die höchste Zugspannung des Lastkollektivs $\bar{S}_{x,max}$ charakterisiert.

Zur Aufbereitung der in der Regel als Umkehrpunktfolge aus Ober- und Unterspannung vorliegenden Datenreihe in geschlossene Hysteresisschleifen für die rechnerische Lebensdaueranalyse dienen Zähl- und Klassierungsverfahren, von denen die weit verbreitete einparametrische Zählung mit Hilfe des Klassendurchgangsverfahrens und die zweiparametrische Zählung des Rainflow-Algorithmus nachfolgend angewendet wurden.

2.3 Rechnerische Lebensdauervorhersage für FKV

2.3.1 Schädigungsmetriken

Unter fortschreitender zyklischer Schwingerermüdungsbeanspruchung weisen FKV eine Vielzahl von räumlich verteilten, mikroskopischen und makroskopischen Schädigungsformen auf, wie Matrixrisse, Faserbrüche, Faser-Matrix-Ablösungen oder Delaminationen. Zudem können mechanische Wechselwirkungen auftreten, so dass für die Modellierung des Ermüdungsprozesses von FKV-Werkstoffen eine umfassende Schädigungsmetrik erforderlich wird.

Fong [21] sowie Hwang und Han [49] geben einen Überblick über die bei zyklisch belasteten FKV betrachteten Schädigungsparameter, die aus zerstörenden oder zerstörungsfreien Prüfverfahren abgeleitet werden können. Dabei lassen sich vorhandene Ansätze grob in rein phänomenologische ([3], [10], [28], [41], [48], [50], [53], [59], [91], [99], [102]) und schadensmechanische Modelle ([30], [62], [69], [79], [80]) unterscheiden. Der Entwicklungsstand der Modelle zweiter Kategorie muss derzeit als beschränkt im Hinblick auf die Anwendbarkeit angesehen werden, [79]–[80]. Phänomenologische Modelle, deren Hauptvertreter das Restfestigkeits- und Reststeifigkeitskonzept sind, verwenden zur Charakterisierung der Lebensdauer makroskopisch messbare Größen des Laminats oder der Einzelschicht wie Festigkeit oder Steifigkeit. Die an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH fortentwickelte Methode basiert auf diesem Ansatz in Verbindung mit dem im folgenden näher erläuterten Critical-Element-Konzept, ([76]–[75]). Degrieck und Van Paepegem [15] erweitern diese Kategorisierung um die Zeitfestigkeitsmodelle, die zwar die Schädigungsmechanismen nicht berücksichtigen, jedoch mittels experimentell umfangreicher Versuchsreihen und den daraus resultierenden Einstufenversuchsmodellierungen ein Versagenskriterium beinhalten.

2.3.2 Restfestigkeitsabfallmodelle

Die Restfestigkeit σ_R , die als quasi-statische Bruchspannung eines Laminats nach einer Ermüdungsbeanspruchung definiert ist, dient bis heute im Grossteil der Modelle zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von FKV als über der Schwingzahl monoton fallende Schadensmetrik ([5], [48], [89]).

Das Ermüdungsversagen wird dadurch definiert, dass die Restfestigkeit auf den Wert der momentanen Beanspruchung abgefallen und somit implizit enthalten ist. Die einzelnen Restfestigkeitsmodelle unterscheiden sich in der Form des mathematischen Ansatzes zur Beschreibung der Abhängigkeit der Restfestigkeit von der momentanen Schwingspielzahl und der Bruchspannung.

Halpin et al. ([32]) schlugen 1973 erstmals stetig abfallende Restfestigkeitsansätze in Abhängigkeit der Beanspruchungszeit t nach

$$\sigma_{R,Z}(t) = \sigma_{\max}(t) \quad (2.1)$$

für die Restzugfestigkeit $\sigma_{R,Z}$ und

$$\sigma_{R,D}(t) = \sigma_{\min}(t) \quad (2.2)$$

für die Restdruckfestigkeit $\sigma_{R,D}$ vor. Broutman und Sahu [10] beschrieben den Restfestigkeitsabfall über der Schwingspielzahl n bis zur Versagensschwingspielzahl N für zuschwellbeanspruchte GF/EP-Kreuzlamine durch einen einfachen linearen Ansatz:

$$\sigma_R(t) = \sigma_B - (\sigma_B - \sigma_{\max}) \left(\frac{n}{N} \right) \quad (2.3)$$

Bereits in den ersten experimentellen Untersuchungen stellte sich eine starke Streuung der gemessenen Restfestigkeiten heraus. Darauf folgend wurden zahlreiche nichtlineare Modelle vorgeschlagen, wodurch sich die Qualität der Lebensdauervorhersage weiter verbesserte. Die Ansätze von Hahn und Kim ([29]–[30])

$$\sigma_R(t) = \sigma_B - (\sigma_B - \sigma_{\max}) \left(\frac{n}{N} \right)^k, \quad (2.4)$$

Schaff und Davidson ([79]–[80])

$$\sigma_R(t) = \sigma_B - (\sigma_B - \sigma_{\max}) \left(\frac{n}{N} \right)^{(a \cdot \sigma_{\max} + c)} \quad (2.5)$$

und Yao und Himmel [100]

$$\sigma_R(t) = \sigma_B - (\sigma_B - \sigma_{\max}) \frac{\sin\left(\alpha \frac{n}{N}\right) \cos \beta}{\sin \alpha \cos\left(\alpha \frac{n}{N} - \beta\right)} \quad \text{mit} \quad \alpha = \frac{2\pi}{3} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{\pi}{3} \quad (2.6)$$

seien in diesem Zusammenhang neben den Ansätzen nach Chou und Croman ([13]–[14]) oder Yang [101] aufgeführt.

Neben dem Nachteil, dass eine zerstörungsfreie Messung der Kenngröße nicht möglich ist, bietet das Restfestigkeitskonzept den Vorteil der Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten, also die in der Regel geringere Lebensdauer von FKV bei Niedrig/Hoch- im Vergleich zu Hoch/Niedrig-Belastungsreihenfolgen. Zudem ist die Reserve gegen Versagen durch die iterative Vorgehensweise bis zum Einsatzdauerende dauerhaft bekannt, vgl. Bild 2.1. Dies ist ein wesentlicher Vorteil gegenüber dem wegen seiner einfachen Anwendung häufig Anwendung findenden linearen Schadensakkumulationsmodell nach Palmgren und Miner, welches ebenso auf den Ergebnissen aus Einstufenversuchen fußt.

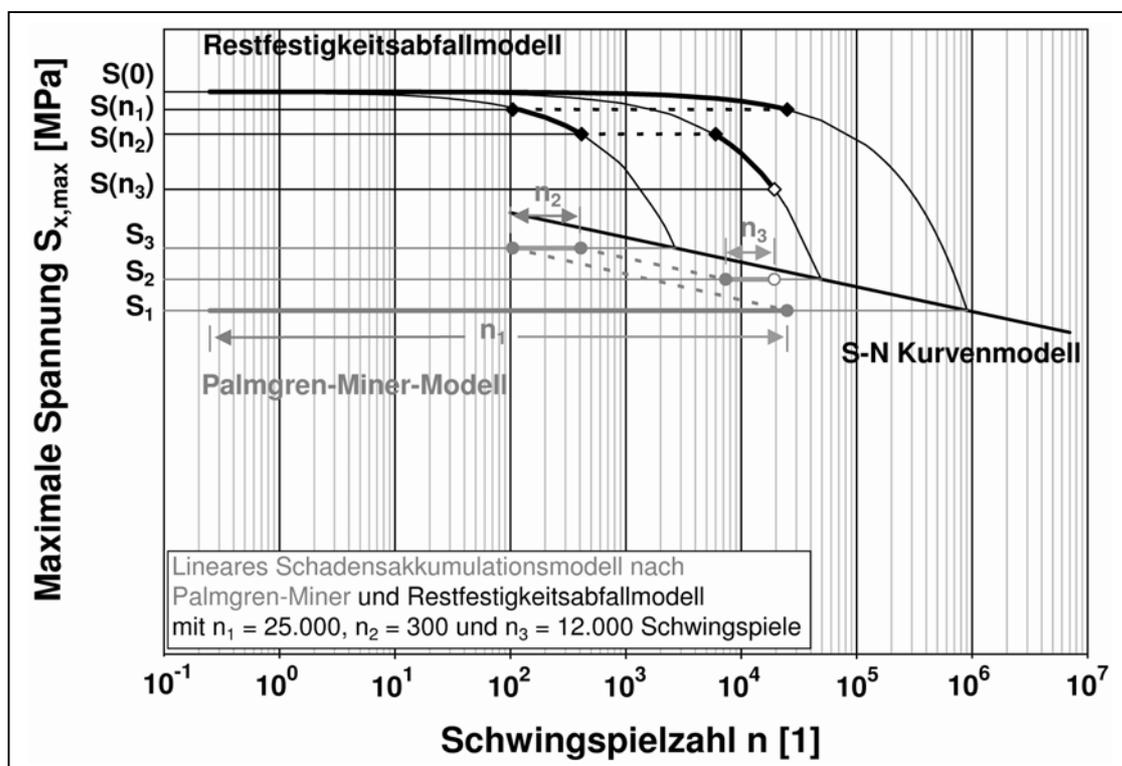


Bild 2.1: Prinzipdarstellung der Schadenshäufung nach dem Palmgren-Miner- und dem Restfestigkeitsmodell

2.3.3 Schadensakkumulationshypothesen

Die lineare Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren [68] und Miner [63] besagt, dass das Versagen des Prüfkörpers eintritt, sobald ein für die Beanspruchungshöhen und Lastverhältnisse konstanter Wert an Gesamtschädigungsenergie erreicht ist. Unter der Voraussetzung einer konstanten Freisetzungsrates der Energiedissipation während sinusförmiger Einstufenbelastung gilt bei Versagenseintritt:

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2.7).$$

Für Faserverbundstrukturen überschätzt die Palmgren-Miner-Regel die sichere Lebensdauer stark, [85]. Dies liegt in der von Reifsnider [73] nachgewiesenen Schädigungsgeschichte mit Stadien unterschiedlicher Energiefreisetzungsraten begründet. Die Abweichungen der Lebensdauervorhersagen nach der Palmgren-Miner-Regel von den experimentellen Versuchsergebnissen sind nach Haibach [31] für Metalle als auch für Faser-Kunststoff-Verbunde sowohl in Richtung und Größe verschieden, so dass ein Korrekturfaktor keine allgemeingültige Anwendung finden kann.

Auch nichtlineare empirische Ansätze führten bisher zu keiner zufrieden stellenden Lösung. Die für Faser-Kunststoff-Verbunde wichtigsten Vertreter seien mit Angabe der jeweiligen Schädigungsenergieanteile d_i und k als von der jeweiligen Spannungsamplitude abhängigem Exponenten durch die Ansätze von Marco und Starkey [61]

$$d_i = \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^k, \quad (2.8)$$

Owen und Howe [67]

$$d_i = a \left(\frac{n_i}{N_i} \right) - b \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^2 \quad (2.9)$$

sowie Lemaitre und Plumtree ([56], [70])

$$d_i = 1 - \left(1 - \frac{n_i}{N_i} \right)^k \quad (2.10)$$

aufgeführt.

2.3.4 Steifigkeitsdegradationsmodelle

Die Beschreibung der Steifigkeitsdegradation eines FKV-Werkstoffs als Funktion der Lastamplitude und der Schwingspielzahl ist eine weitere Möglichkeit, eine Schadensmetrik zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens zu definieren. Die Anwendung dieses Konzepts bietet den Vorteil einer zerstörungsfreien Aufzeichnung der Steifigkeit unter zyklischer Belastung ([53], [71]–[72]). Highsmith und Reifsnider [44] zeigten, dass insbesondere die innerhalb der Gesamtlebensdauer zu einem sehr frühen Zeitpunkt auftretenden Matrixrisse bei Multiaxialverbunden zu deutlichen Spannungsumlagerungen zwischen den Laminatschichten führen. Als Versagenskriterium definierten Hahn und Kim [30] den Abfall des dynamischen Moduls auf den Wert des Sekantenmoduls bei der statischen Bruchlast. O'Brien und Reifsnider [65] wiesen jedoch in umfangreichen Studien die Grenzen dieses Kriteriums nach. Die grundlegende Schwierigkeit bei der Anwendung von Modellen, deren Grundlage die theoretische Beschreibung der Steifigkeitsänderung ermüdungsgeschädigter FKV-Laminat ist, stellt nach Schaff und Davidson ([79]–[80]) das Fehlen eines allgemein gültigen Versagenskriteriums dar. Zudem gibt es in der Literatur zur Modellierung der Steifigkeitsdegradation lediglich stark vereinfachte Ansätze, da die Steifigkeitsänderung von einer Vielzahl von Einflüssen, wie Schwingspielzahl, Spannungsverhältnis, Belastungsamplitude, Werkstoff, Lageraufbau oder fertigungsbedingten Eigenspannungen abhängt, ([20], [24], [90], [92]). Ogin et al. [64] formulierten daher einen für Faser-Kunststoff-Verbunde sehr anpassungsfähigen Ansatz:

$$E = E_0 - \left(A \cdot \left(\frac{S}{E_0} \right)^B \cdot N^C \right) \quad (2.11)$$

Darin bezeichnen E_0 den Elastizitätsmodul zu Beginn der Messung, A , B und C freie Parameter (positive reelle Zahlen), S das Beanspruchungsniveau des Einstufenversuchs und N die zugehörige Versagensschwingspielzahl.

2.3.5 Critical-Element-Konzept

Das Konzept des kritisch beanspruchten Volumens nach Reifsnider und Stinchcomb ([74]–[75]) vereint die Vorteile des Restfestigkeitsabfallmodells mit Teilen des Reststeifigkeitsmodells und gilt als derzeit umfassendste Methode zur Beschreibung des Schädigungsprozesses in geschichteten FKV unter Schwingerermüdungsbeanspruchung. Bei der Anwendung des Konzepts wird nicht die komplette FKV-Struktur betrachtet, sondern ein repräsentatives Volumen hinsichtlich Gesamtstruktur, Beanspruchung sowie Ermüdungsschädigungs- und Versagensprozess ausgewählt, innerhalb dessen relevante Schädigungsmechanismen modelliert werden. Dieses Volumen wird in ein das Versagen bestimmendes Teilvolumen (sog. kritisches Element) und in ein oder mehrere, nicht versagensrelevante Teilvolumina (sog. sub-kritische Elemente) unterteilt. Unter zyklischer Belastung des Laminats kommt es in den sub-kritischen Elementen zu Schädigungen, die einen Abfall der Steifigkeit zur Folge haben und zu Spannungsumlagerungen zu den kritischen Elementen im Laminat führen.

Sind das kritische Element des Laminats sowie die Restfestigkeits- und Steifigkeitsdegradationsfunktionen bekannt, gestattet das Critical-Element-Konzept (CE-Konzept) eine iterative rechnerische Lebensdaueranalyse geometrisch einfacher FKV-Strukturen, bei denen der Spannungs- und Verzerrungszustand auf analytischem Weg bestimmt werden kann.

Bis heute sind auf dem CE-Konzept basierende Rechenprogramme, wie MRLife™ [10], auf diese einfachen Strukturen und Geometrien beschränkt. Unter der Beschränkung ist zu verstehen, dass der Spannungs- und Verzerrungszustand im Bauteil mit Hilfe der klassischen Laminattheorie beschreibbar ist und die Bewertung des Beanspruchungsgrads im kritischen Element anhand des Maximalspannungskriteriums unter Zugrundelegung von Faserbruch als dominierendem Versagensmechanismus vorgenommen werden kann, ([73], [75]).

2.3.6 Erweiterungen des Critical-Element-Konzepts

Vor einigen Jahren wurde das ursprüngliche CE-Konzept nach Reifsnider und Stinchcomb aufgegriffen und diesbezüglich an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH mehrere Vorhaben durchgeführt, welche die Methodik der schichtweisen rechnerischen Lebensdaueranalyse im Hinblick auf die Betrachtung verallgemeinerter Spannungszustände und Versagensmechanismen sowie realer Bauteilgeometrien und Belastungen erweiterten.

Das CE-Konzept musste mit der ursprünglichen Beschränkung auf faserdominierte Prozesse aufgrund experimenteller Untersuchungen an $[\pm 45^\circ]_6$ -Rohrprobenkörpern, welche unter Torsionsschwellbelastung einen eindeutig matrixdominierten Versagensmodus aufwiesen, dahingehend erweitert werden, dass in den Einzelschichten des ausgeglichenen Winkelverbunds verallgemeinerte, ebene Spannungszustände berücksichtigt werden können, [47].

Daraufhin wurde ein eigenständiges Programmsystem (LEBEN) zur rechnerischen Lebensdaueranalyse entwickelt und am Beispiel der torsionsbelasteten GFK-Rohre angewendet, [46]. Das Programmsystem stellt durch die Möglichkeiten des Ansatzes mehrachsiger, differenzierender Versagenskriterien sowie beliebiger Funktionen zur Beschreibung der Steifigkeitsdegradation und der Wöhlerkurven eine Erweiterung gegenüber dem Programmsystem MRLife™ [12] dar.

Nach der Erweiterung des Programmsystems zur Verarbeitung beliebiger, stochastischer Last-Zeit-Prozesse, konnte die rechnerische Lebensdauer mit Hilfe des Rainflow-Zählverfahrens an quasi-isotropen kohlenstofffaserverstärkten Laminaten bestimmt werden, [11]. In [58] wurde das Ermüdungsverhalten eines quasi-isotropen CFK-Laminats mit dieser Methodik durch Zerlegung von Gauß-Zufallsprozessen in Lastblöcke konstanter Mittelspannung und Spannungsamplituden untersucht. Es ergaben sich im Gegensatz zur linearen Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren und Miner mit dem CE-Konzept durchweg konservative Lebensdauervorhersagen. Weiterhin wurde in dieser Arbeit die Entwicklung eines Zeitfestigkeitsdiagramms des untersuchten Laminats untersucht, da der Umrechnung von Schwingspielen mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen in Schwingspiele mit konstantem R -Verhältnis eine entscheidende Bedeutung bei der Lebensdauervorhersage zukommt, [57].

2.3.7 Zeitfestigkeitsmodelle

Sendeckyi [88] veröffentlichte einen Überblick über die Entwicklung von Zeitfestigkeitsmodellen und den daraus abgeleiteten Zeitfestigkeitsdiagrammen. Erste grafische Ansätze unter Verwendung von Kurven gleicher Lebensdauer auf der Basis der Einstufenversuche nach Wöhler wurden durch weitere Eisenbahn- und Brückenbauingenieure entwickelt, welche insbesondere an der sicheren statischen Auslegung von Eigen- und Verkehrsbelastungen neuer Konstruktionen interessiert waren. Müller [64] stellte das erste dokumentierte Zeitfestigkeitsdiagramm vor, in welchem er jeweils σ_{\max} und σ_{\min} zweier Schmiedeeisenwerkstoffe gegenüberstellte. Goodman präsentierte darauf hin einen ähnlichen grafischen Lösungsansatz [25], indem er σ_{\max}/σ_u über σ_{\min}/σ_u aufzeichnete und somit für damals verfügbare Einstufenversuchsdaten eine lineare Lebensdauerlinie generierte. Zeitfestigkeitsdiagramme mit linearem Verlauf gleicher Lebensdauer werden daher als Goodman-Diagramme bezeichnet und finden bis heute Anwendung, [9].

Haigh ([32]–[33]) veröffentlichte erstmalig im Jahr 1917 Zeitfestigkeitsdiagramme, in welchen zum Vergleich des Ermüdungsverhaltens von Messingwerkstoffen unter konstanter Schwingermüdungsbelastung σ_{\max} und σ_{\min} über der Mittelspannung σ_m aufgezeichnet wurden. Schließlich zeigte Haigh zusammen mit Wilson [98] die Vorzüge der Aufzeichnung der Spannungsamplitude σ_a über der Mittelspannung σ_m . Erste Untersuchungen des Schwingermüdungsverhaltens von faserverstärkten Kunststoffen unter im Zug-Schwell-, reinen Wechsel- und Druck-Schwellbereich befindlicher Einstufenbelastung wurden von Schütz und Gerharz im Jahr 1977 ([83]–[84]) für ein quasi-isotropes CFK-Laminat präsentiert. Zur Anwendung kam ein vereinfachtes Haigh-Diagramm mit linearer Interpolation der Lebensdauerlinien zwischen 5 untersuchten Spannungsverhältnissen.

Im Jahr 1994 wendeten Harris et al. ([2], [40]) das Goodman-Diagramm auf breiterer experimenteller Basis für glas-, aramid- und kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe an und stellten die Unsymmetrie bezüglich der ($\sigma_m = 0$)-Achse und somit die spezifisch günstigen Schwingermüdungseigenschaften von Faser-Kunststoff-Verbunden unter zug-schwellender Belastung heraus.

Die Autoren erkannten im Schaubild, dass ein parabelförmiger Ansatz nach

$$F_a = f(1 - F_m)(x_c + F_m) \quad (2.12)$$

eine höhere Approximationsgüte gegenüber der linearen Abschätzung nach Goodman darstellt. In Gl. (2.12) bezeichnen $F_a = \frac{\sigma_a}{X_t}$ die auf die quasi-statische Zugfestigkeit normierte Spannungsamplitude, f einen Werkstoffparameter, $F_m = \frac{\sigma_m}{X_t}$ die

normierte Mittelspannung, $x_c = \frac{X_c}{X_t}$ die normierte, momentane Druckspannung

sowie X_c und X_t die Kennwerte der quasi-statischen Druck- bzw. Zugfestigkeit. Zur

mathematisch exakteren Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Spannungsamplitude σ_a und Mittelspannung σ_m des Zeitfestigkeitsschaubilds kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe schlugen Harris et al. [23] ein erweitertes parametrisches Modell entsprechend

vor. Hierin bezeichnen U und V weitere freie Parameter (zuvor: $U = V = 1$), mit welchen eine komplexere glockenförmige Kurvenapproximation für beliebige Faserverbundwerkstoffe und Laminatkonfigurationen ermöglicht werden kann. Eigneten sich die Zeitfestigkeitsmodelle bis dato lediglich für eine Wöhlerkurvenabschätzung von weiteren, nicht experimentell untersuchten Spannungsverhältnissen, so wurde das Modell in [3] erstmals zur Lebensdauervorhersage bei Verwendung von Zweistufen-Blocklastversuchen angewendet und verifiziert. Hierbei konnte eine hohe Genauigkeit der Lebensdauervorhersage erzielt werden.

$$F_a = f(1 - F_m)^U (x_c + F_m)^V \quad (2.13)$$

Aufbauend auf den Untersuchungen von Harris et al. [39] wurde das Zeitfestigkeitsmodell im Jahr 1998 von Beheshty ([7]–[8]) um die Untersuchung an schlagvorgeschiedigten CFK-Flachprüfkörpern erweitert, womit sich insbesondere eine Beeinträchtigung im Druck-Schwell- und Wechselbereich nachweisen ließ. Bis zum Jahr 2001 [37] wurden die Untersuchungen an CFK-Werkstoffen auf unidirektionale und orthotrope Verbunde mit Kohlenstofffasergewebeverstärkung erweitert. Schließlich wurde das Zeitfestigkeitsmodell mit dem Ansatz von Harris et al. in [36] an einer quasi-isotropen Laminatkonfiguration unter Verwendung einer Kohlenstofffaserverstärkung aus HTA-Prepregs erfolgreich angewendet.

3 Experimentelle Ermüdungscharakterisierung

3.1 Methodik

Zur Untersuchung der Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften durch die jeweilige Harzmodifikation und zur Klassifizierung der verschiedenen Systeme wurden an $[0^\circ]_8$ - und $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -Laminaten quasi-statische Kennwerte ermittelt und Einstufen- sowie Laststeigerungsversuche im reinen Wechselbereich mit $R = -1$ oder im Zugschwellbereich bei $R = +0,1$ durchgeführt. Anhand dieser Ergebnisse wurde das Matrixsystem mit dem interessantesten Eigenschaftsspektrum ausgewählt (Referenzsystem), an dem die zur Bestimmung der Zeitfestigkeitsmodellierungen notwendige vollständige Schwingermüdungscharakterisierung an $[0^\circ]_8$ -, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -, und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminaten durchgeführt wurde, vgl. Bild 3.1.

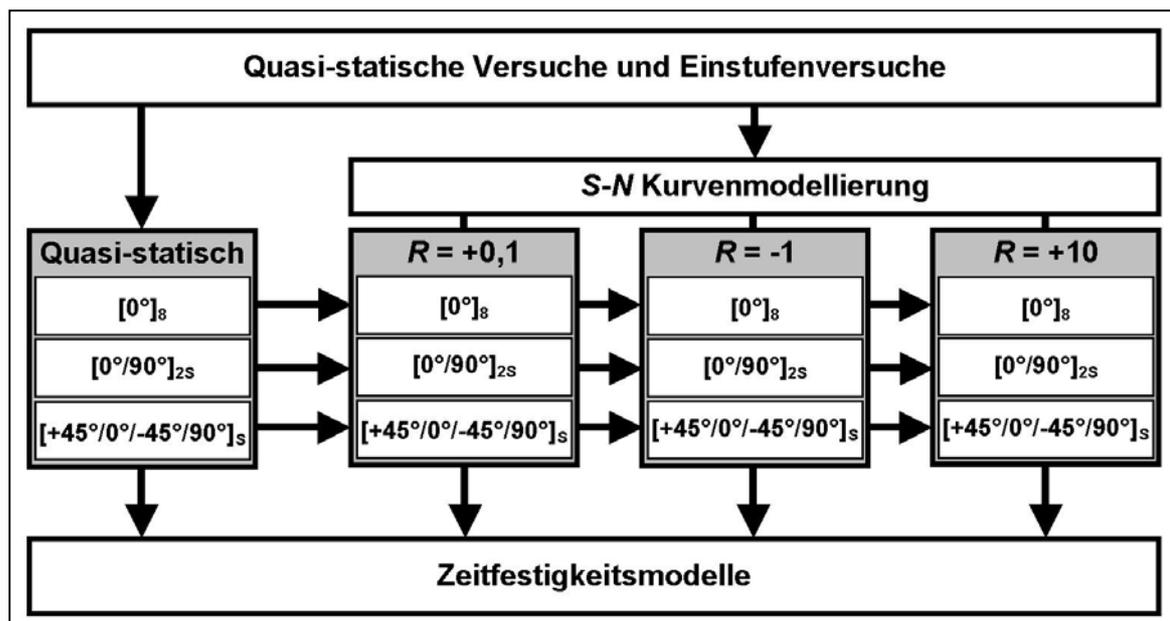


Bild 3.1: Vorgehensweise der experimentellen Ermüdungscharakterisierung

Weiterhin wurden die für die rechnerische Lebensdaueranalyse benötigten Eingangsgrößen ermittelt. Um den Einfluss des Verarbeitungsverfahrens durch Flüssigimprägnierung auf das Ermüdungsverhalten zu untersuchen, wurden Lamine durch Imprägnierung mittels Überdruck (RTM) und Unterdruck (VARI) hergestellt.

Im ersten Schritt wurde die rechnerische Lebensdaueranalyse anhand von Laststeigerungsfolgen für das unidirektionale Laminat durchgeführt und bewertet. Als Eingabe für die Lebensdauersimulation werden dazu neben den statischen Werkstoffkennwerten die $S-N$ Kurvenmodellierung aus Einstufenbelastung, eine Zeitfestigkeitsmodellierung und der Restfestigkeitsverlauf des $[0^\circ]_8$ -Laminats als Funktion über der Schwingenspielzahl benötigt. Anschließend wurde das unidirektionale Laminat unter Betriebslastung untersucht. Zur Aufbereitung beliebiger stochastischer Last-Zeit-Folgen wurde ein Programmsystem auf der Plattform C++ erzeugt.

Im Folgeschritt wurde das orthotrope $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -Laminat unter Betriebsbelastung untersucht. Bei dieser Laminatkonfiguration ist zu erwarten, dass die 0° -Lage das kritische Element im Sinne des Critical-Element-Konzepts nach Reifsnider et al. ([74]–[75]) für die rechnerische Lebensdaueranalyse von FKV-Laminaten darstellt. Die Lebensdauersimulation, vgl. Bild 3.2, bedarf zusätzlich die Steifigkeitsdegradation der sub-kritischen 90° -Lage über der Schwingenspielzahl und die Aufbereitung der stochastischen Last-Zeit-Folge.

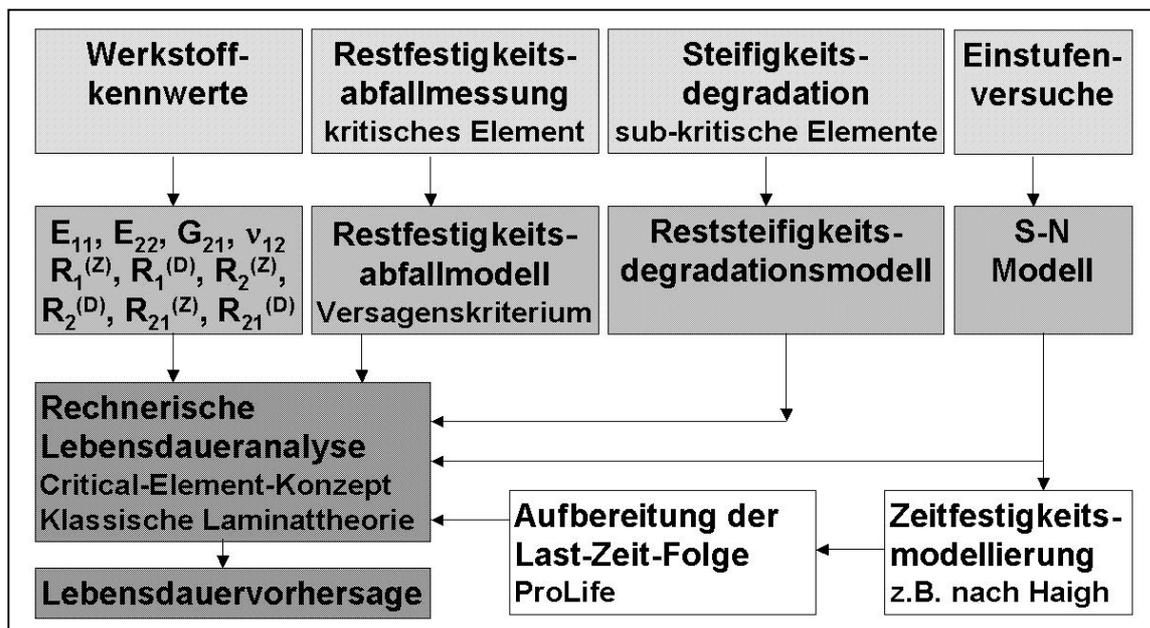


Bild 3.2: Darstellung der notwendigen Eingangsgrößen zur schichtweise rechnerischen Lebensdaueranalyse von Mehrschichtverbunde

Schließlich dient der quasi-isotrope $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Aufbau der Bewertung hinsichtlich der Schwingermüdigungsbeanspruchung in einer strukturelevanten Laminatkonfiguration. Hierbei wird die Eingabe der Steifigkeitsdegradation sämtlicher off-axis-Lagen benötigt.

3.2 Verwendete Matrix- und Faserhalbzeuge

Die experimentellen Untersuchungen des Schwingermüdungsverhaltens von flüssigimprägnierten Faser-Kunststoff-Verbunden basieren auf Matrixentwicklungen aus Teilprojekt 1 und 2 der DFG-Forschergruppe 360 „Innovative Flüssigimprägnierverfahren zum Herstellen duromerer und thermoplastischer CF-Verbundwerkstoffe für Leichtbauanwendungen“.

Zur Verfügung gestellt wurden ein mit aliphatischem oder cyclo-aliphatischem Epoxidharz (VE:Al-EP, 50:50 Gew.-% bzw. VE:Cal-EP, 50:50 Gew.-%) modifiziertes VE-Harz der Firma DSM Composite Resins. Hierbei erfolgt eine Zähigkeitssteigerung durch Bildung interpenetrierender Netzwerke (IPN), ([28], [52], [53]).

Als weiteres Harzsystem wurde ein Vinylester-Urethan-Hybridharzsystem der Firma DSM-BASF Structural Resins (Zwolle, Niederlande) verwendet, das mit seinem Eigenschaftsprofil eine interessante und vor allem kostengünstige Alternative zu klassischen Epoxidharz-Systemen bietet. Hierbei wurden unter Berücksichtigung der folgend angeführten Mischungsverhältnisse die Komponenten Polyester Polyol (100 Teile Daron XP 45-A-2, DSM), Isocyanat (38 Teile Daron XP 40-B-1, DSM), Härter (1,5 Teile Lucidol CH 50 L, AKZO Nobel) und Beschleuniger (1,5 Teile NL 64-10, AKZO Nobel) verwendet. In [26] und [27] wurde der Einfluss verschiedener Modifikatoren auf das Zähigkeitsverhalten dieses VEUH-Systems untersucht, wobei sich bei einer Zugabe von 10 Gewichtsprozent des Flüssigkautschuks ETBN bei Raumtemperatur eine deutliche Verbesserung der Zähigkeit ergab. Zudem konnte in [78] eine verbesserte Faser/Matrix-Anbindung nachgewiesen werden.

Diese Matrixsysteme wurden, zusammen mit einem Kohlenstofffaserhalbzeug (vgl. Bild 3.3), in Teilprojekt 4 der DFG-Forschergruppe 360 durch Flüssigimprägnierung mit in Bild 3.4 dargestellten Zeit-Temperatur-Prozessverläufen im RTM-Verfahren zu ebenen $[0^\circ]_8^-$, $[\pm 45^\circ]_{3S}^-$, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}^-$ und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminaten mit einer Länge und Breite von jeweils 540 mm weiterverarbeitet, [94]–[95]. Neben der Verarbeitung durch Flüssigimprägnierung war zu gewährleisten, dass die aus den durchzuführenden Experimenten gewonnenen Ergebnisse der Lebensdaueranalyse nach dem Critical-Element-Konzept zugeführt werden können, deren unterstes Bauelement die unidirektional verstärkte Einzelschicht darstellt.

Um diese beiden Anforderungen so weit wie möglich zu erfüllen, wurden trockene Faserhalbzeuge aus Kohlenstofffasergelegen (Style 796, Fa. ECC, Kohlenstofffaser HTA 5131, Garnfeinheit 400 tex) verwendet, die durch Schusshaltfäden aus E-Glas (EC 9 1383, 34 tex) stabilisiert sind. Die Verwendung dieses Gewebes stellt einen aus Verarbeitungsgründen notwendigen Kompromiss dar.

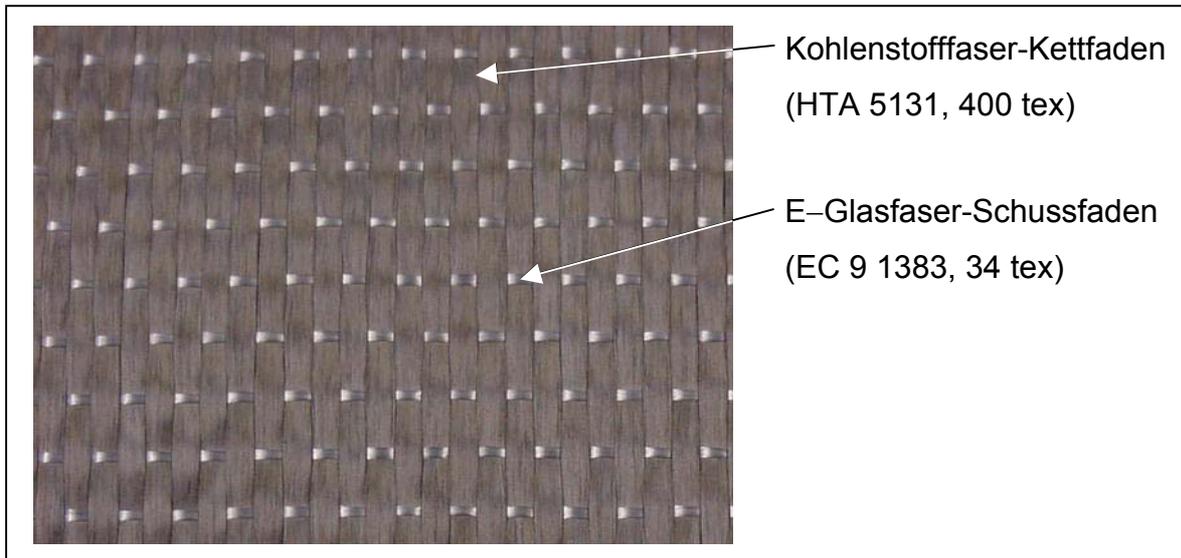


Bild 3.3: Unidirektionales Kohlenstofffasergelege zur Flüssigharzimprägnierung von (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten

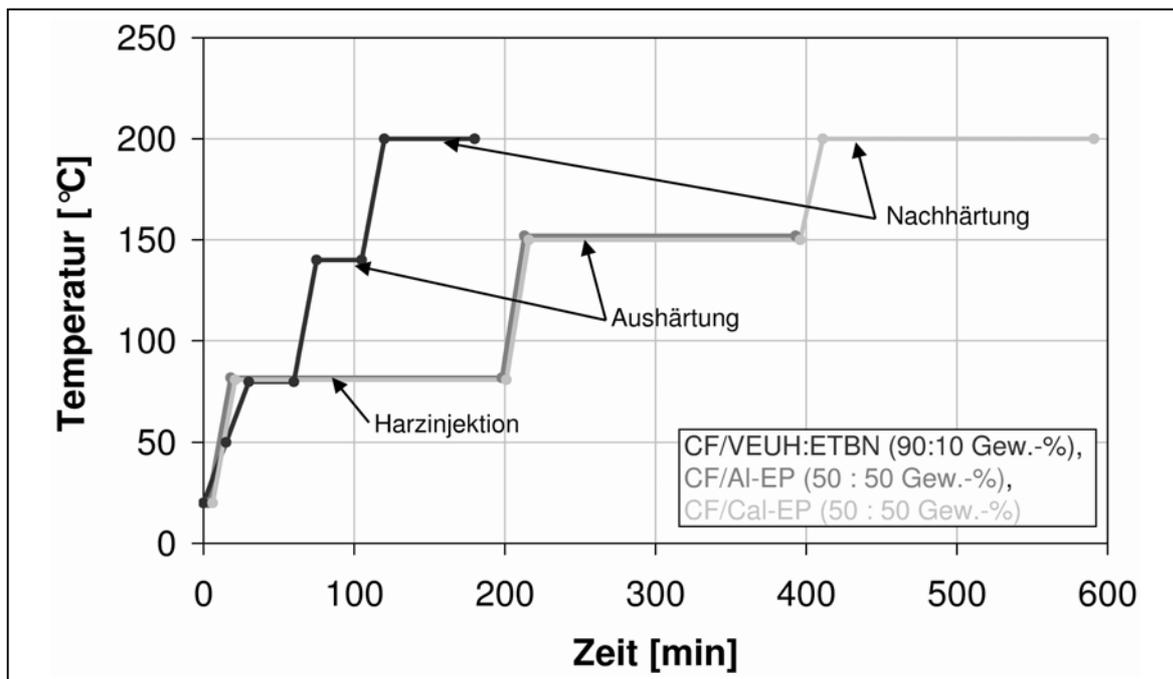


Bild 3.4: Zeit-Temperatur-Prozessverläufe zur Fertigung der verwendeten (CF/VE)-Laminat

3.3 Untersuchte Lamine, Prüfkörperherstellung

Aus den hergestellten Laminatplatten wurden in Anlehnung an DIN EN 2561 [18] nach der Aus- und Nachhärtung mit Hilfe einer wassergekühlten Kreissäge mit diamantbesetztem Sägeblatt Flachprobekörper mit einer Länge und Breite von 250 mm bzw. 25 mm gefertigt, vgl. Bild 3.5. Zur Minimierung von Krafteinleitungseffekten wurden auf die Prüfkörperenden Glasfaser/Epoxid-Aufleimer mit einer 15°-Fase appliziert. Um die aufzubringenden Prüfkraft zu reduzieren, wurde die Breite der unidirektionalen $[0^\circ]_8$ -Prüfkörper auf 10 mm reduziert.

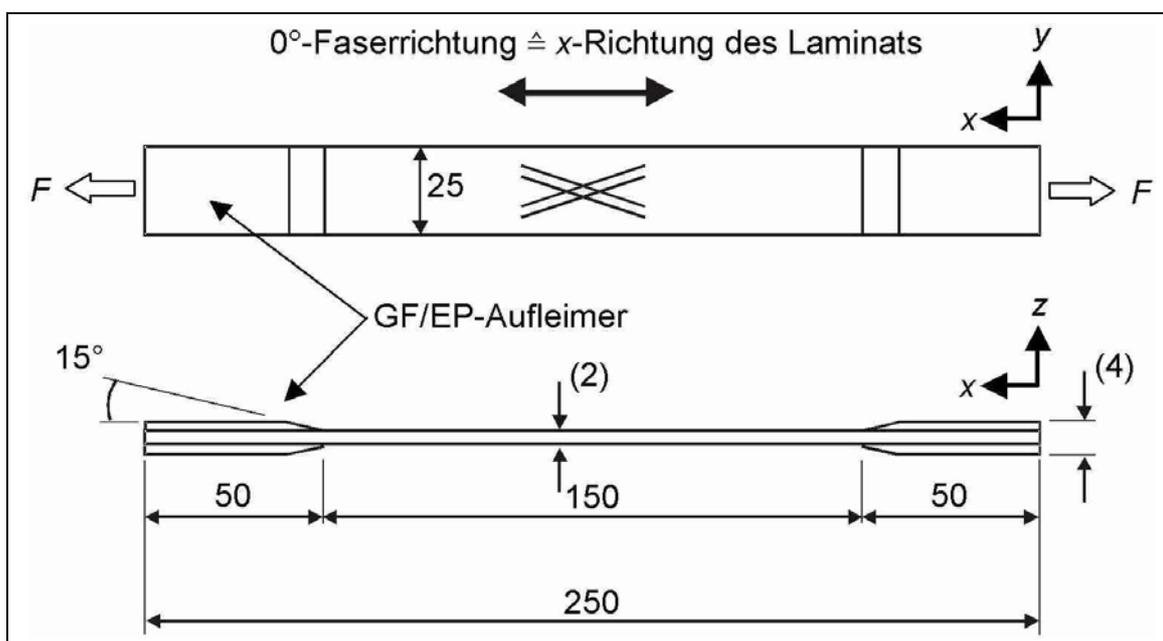


Bild 3.5: Prüfkörpergeometrie für quasi-statische und zyklische Versuche

3.4 Untersuchung der Laminatqualität

Zur Untersuchung der Laminatqualität wurden zunächst Schliffbilder der CFK-Lamine angefertigt. Unabhängig von dem verwendeten Matrixsystem und dem gewählten Herstellverfahren sind infolge der E-Glas-Schussfäden über der Probenlänge deutliche Ondulationen der Kohlenstofffasern mit einer maximalen Abweichung von der 0°-Richtung in Höhe von etwa 6° zu erkennen. In kann man erkennen, dass VARI-Prüfkörper in der Umgebung der Schussfäden Lunker mit einer Länge von bis zu 150 μm aufweisen, die in den RTM-Laminaten nicht nachgewiesen werden konnten.

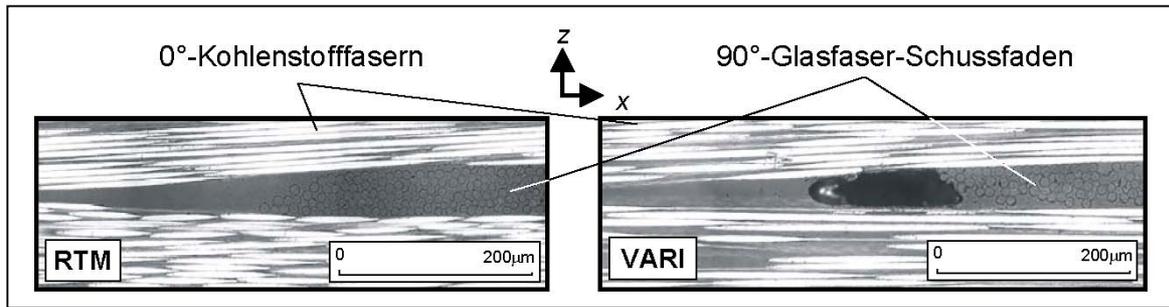


Bild 3.6: Schliffbilder von im RTM- bzw. VARI-Verfahren hergestellten (CF/VEUH:ETBN)-[0°]₈-Probekörpern

Weiterhin wurden die Faser- und Porengehalte aller RTM- und VARI-Lamine aus CF/VEUH:ETBN gemessen. Die experimentelle Bestimmung der Faservolumen-gehalte wurde aufgrund der chemischen Stabilität der (VEUH:ETBN)-Matrix durch thermische Veraschung durchgeführt, [108]. Zur Ermittlung optimaler Verfahrensparameter, wie Trocknungstemperatur und -dauer sowie Veraschungstemperatur und -dauer, wurden Voruntersuchungen an Reinharz-, Gewebe- und Laminatproben durchgeführt. Aufgrund des einstündigen Veraschungsvorgangs bei 500 °C wurde bei der Berechnung des Fasergewichtsanteils ein Schlichteverlust an den verwendeten Faserhalbzeugen in Höhe von 2,5 Gew.-% berücksichtigt. Die in Bild 3.7 dargestellten Ergebnisse zeigen, dass die im RTM-Prozess erzielten Faservolumen-gehalte in etwa auch bei Unterdruckimprägnierung erreicht werden können.

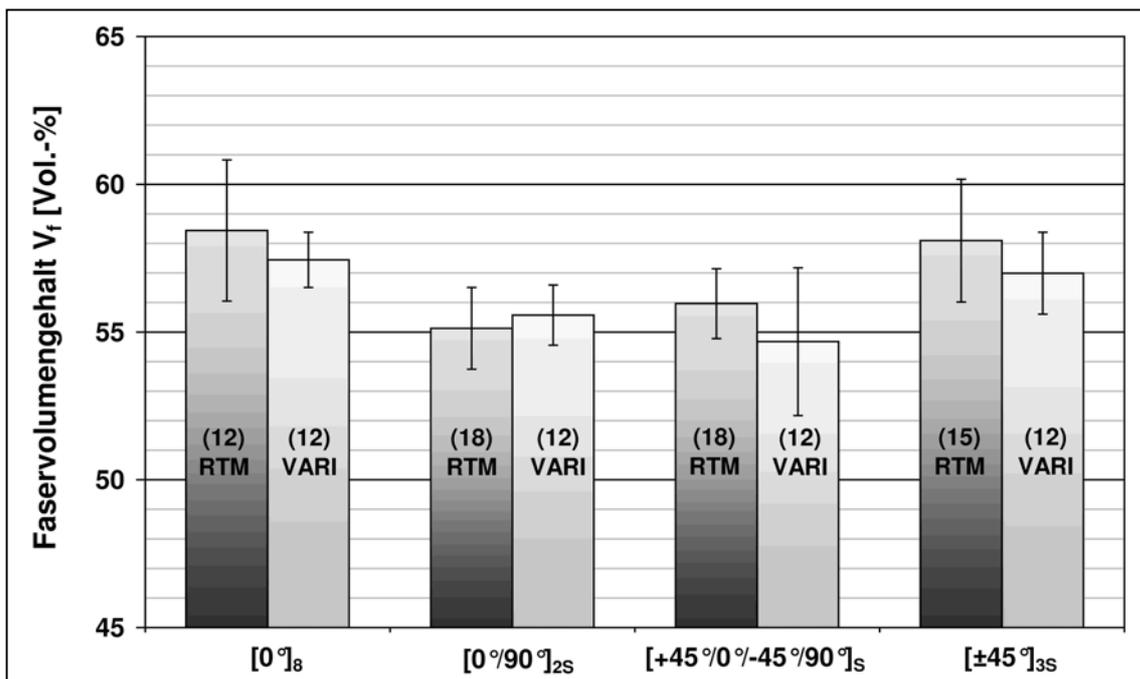


Bild 3.7: Faservolumen-gehalte der untersuchten (CF/VEUH:ETBN)-Lamine

Die Porengehalte der VARI-Laminat sind mit durchschnittlich 9 – 11 Vol.-% etwa dreimal so hoch wie die der RTM-Laminat, vgl. Bild 3.8. Diese Porenbildung wird auf das Sieden und Ausgasen mindestens einer der Komponenten des Harzsystems infolge des verwendeten Injektionsdrucks von 5 – 10 mbar (abs.) zurückgeführt.

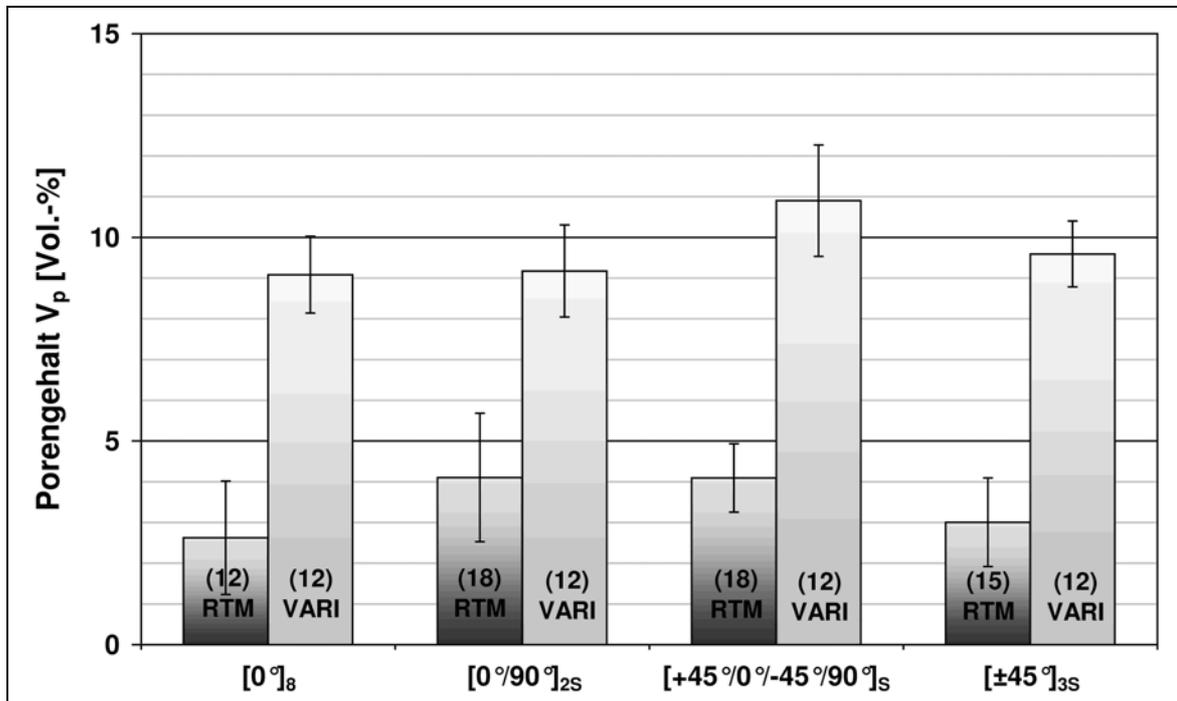


Bild 3.8: Porengehalte der untersuchten (CF/VEUH:ETBN)-Laminat

3.5 Ermittlung von statischen Werkstoffkennwerten

Zur Untersuchung der Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften durch die jeweilige Harzmodifikation wurden an [0°]₈- und [±45°]_{3s}-Laminaten, die im RTM- und VARI-Verfahren hergestellt worden waren, zunächst in Zug- und Druckversuchen quasi-statische Kennwerte ermittelt. Die Versuche wurden an ungekerbten und ungealterten Prüfkörpern unter Umgebungstemperatur auf einem 40 kN- bzw. 100 kN-Hydropulszylinder der Fa. Schenck durchgeführt. Zur Steuerung der Versuche wurde das Programm Multi Purpose Testware der Fa. MTS eingesetzt.

3.5.1 Ermittlung von quasi-statischen Kennwerten im Zugversuch

Die Zugfestigkeit $\sigma_{B,Z}$ und der Zug-Elastizitätsmodul $E_1^{(z)}$ der (CF/VE)-Laminats wurden unter einachsiger Zugbelastung parallel zur x -Richtung des $[0^\circ]_8$ -Laminats in Anlehnung an die Prüfnorm DIN EN 2561 [18] mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min ermittelt. In gleicher Weise wurden die Schubfestigkeit $\tau_{21,B}^{(z)}$ und der intralaminare Schubmodul $G_{21}^{(z)}$ in Anlehnung an DIN EN ISO 14129 ([1], [19]) an den $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Laminaten ermittelt. Dabei wurden die Dehnungen entweder durch Verwendung von Dehnmessstreifen oder berührungslos durch Nutzung eines Videoextensometer gemessen.

3.5.2 Ermittlung von quasi-statischen Kennwerten im Druckversuch

In Anlehnung an DIN 65 586 [17] wurde zur Messung der Druckfestigkeit $\sigma_{B,D}$ und Schubfestigkeit $\tau_{21,B}^{(D)}$ eine Knickstütze konstruiert, welche Verwendung sowohl für diese quasi-statischen Druckversuche als auch für zyklische Versuche mit Exkursionen in den Druckbereich bei Maximalprüfkraften von bis zu 35 kN finden kann, vgl. Bild 3.9. In Bild A. 1 – Bild A. 4 sind die technischen Zeichnungen der verwendeten Knickstütze aufgeführt.

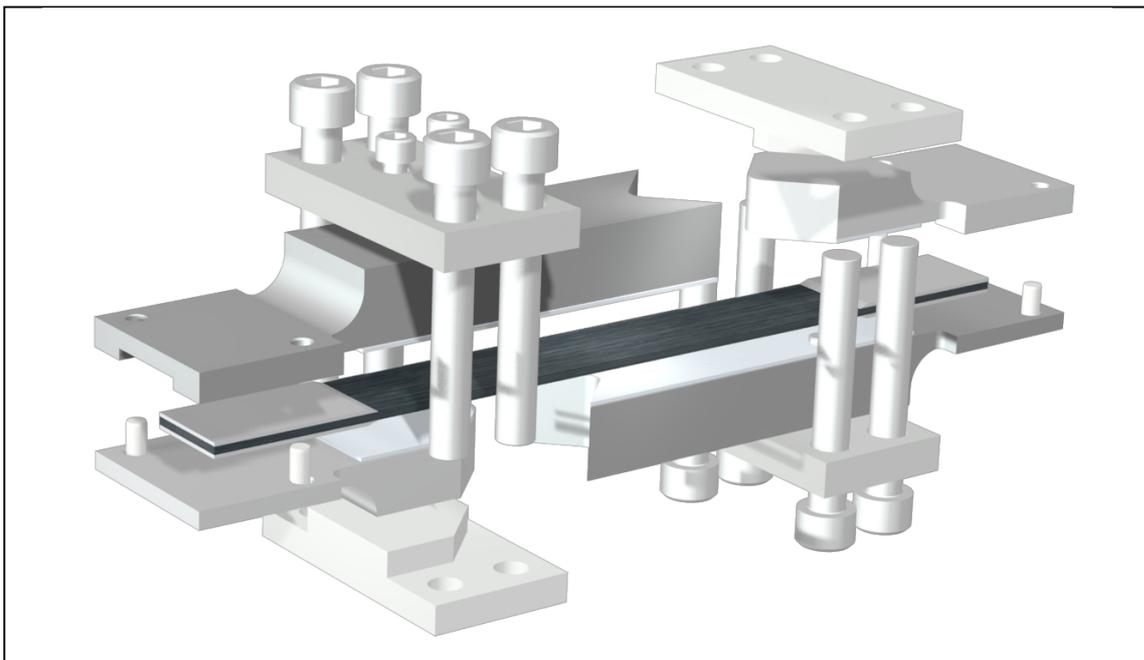


Bild 3.9: Knickstütze mit Flachprüfkörper für quasi-statische und zyklische Versuche unter Druckbelastung; Explosionsdarstellung

In Tabelle 3.1 sind die statischen Kennwerte der mittels RTM hergestellten CF/VE-Werkstoffe unter Zug- und Druckbelastung aufgeführt. Der Vergleich der Mittelwerte von Zugfestigkeit und -Elastizitätsmodul des unidirektionalen Laminats zeigt höhere Kennwerte bei den Laminaten mit IPN-Harzsystem im Vergleich zum (CF/VEUH:ETBN)-Werkstoff, was möglicherweise auf die für EP-Matrixsysteme optimierte Kohlenstofffaserschichte zurückzuführen ist. Demgegenüber waren die an $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -Laminaten gemessenen intralaminaren Schubeigenschaften des (CF/VEUH:ETBN)-Werkstoffs etwas höher als die der übrigen CF/VE-Verbunde.

Tabelle 3.1: Statische Werkstoffkennwerte der unidirektional verstärkten (CF/VE)-Werkstoffe, Herstellverfahren RTM

Kennwert	Laminat	Werkstoff [MPa]		
		CF/VE:AI-EP	CF/VE:CaI-EP	CF/VEUH:ETBN
Zugfestigkeit $\sigma_{B,Z}$	$[0^\circ]_8$	1.561 ± 159	1.856 ± 93	1.477 ± 164
Zug-Elastizitäts- modul $E_1^{(z)}$	$[0^\circ]_8$	133.446 ± 8.791	142.378 ± 7.456	122.991 ± 10.650
Druckfestigkeit $\sigma_{B,D}$	$[0^\circ]_8$	651 ± 100	576 ± 18	622 ± 56
Schubfestigkeit $\tau_{21,B}^{(z)}$	$[\pm 45^\circ]_{3S}$	67 $\pm 2,3$	67 $\pm 7,8$	74 $\pm 6,2$
Schubmodul $G_{21}^{(z)}$	$[\pm 45^\circ]_{3S}$	3.256 ± 456	3.520 ± 275	4.346 ± 205
Schubfestigkeit $\tau_{21,B}^{(D)}$	$[\pm 45^\circ]_{3S}$	74 $\pm 4,8$	69 $\pm 3,3$	75 $\pm 2,5$

3.6 Experimentelle Klassifizierungsuntersuchungen

3.6.1 Versuchsdurchführung

Die zyklischen Versuche wurden in Anlehnung an DIN 50 100 [16] unter Umgebungsbedingungen kraft geregelt mit einer sinusförmigen Schwingerermüdungsbelastung bei einer Prüffrequenz von maximal $f = 5$ Hz durchgeführt, um ein hysteretisches Aufheizen der Prüfkörper weitestgehend ausschließen zu können. Als Kriterium für Schwingerermüdungsversagen wurde der Bruch des Probekörpers definiert.

3.6.2 Einstufenversuche

Zur Ermittlung des Matrixsystems mit dem interessantesten Eigenschaftsspektrum unter zyklischer Ermüdungsbeanspruchung wurden Versuche mit konstanter Amplitude durchgeführt. Für einen orientierenden Vergleich des Schwingerermüdungsverhaltens der CFK-Werkstoffe wurden Einstufenversuche an $[0^\circ]_8$ - und $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -Laminaten parallel zur x -Richtung des Laminats (faser- bzw. matrixdominiertes Verhalten) mit ($R = +0,1$)-Zugschwellbelastung ($R = S_{x,min} / S_{x,max}$; $S_{x,min}$ Unterspannung, $S_{x,max}$ Oberspannung eines Schwingenspiels) durchgeführt, vgl. Bild 3.10.

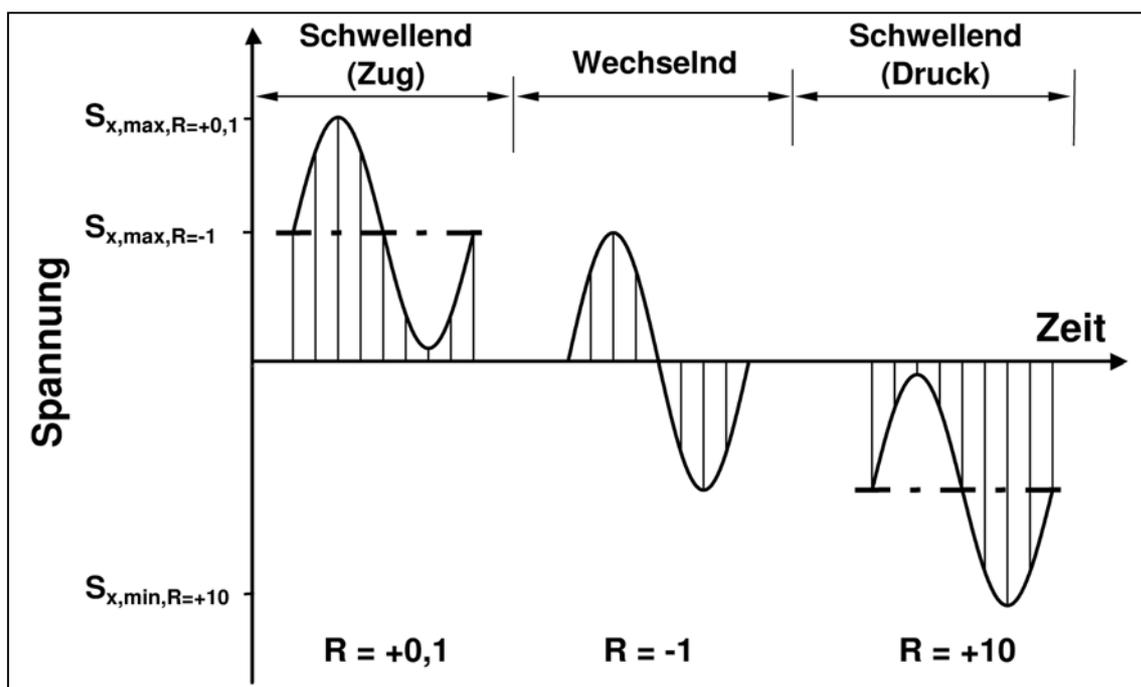


Bild 3.10: Verwendete Spannungsverhältnisse R

Zur funktionalen Beschreibung der S-N Kurven wurde der über $\log N$ lineare Ansatz nach Wöhler:

$$S(N) = A - B \cdot \log N \quad (3.14)$$

verwendet. Die freien Funktionsparameter A und B wurden für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 5 %, 50 % und 95 % ermittelt, wobei bei der Approximation mit Hilfe der Statistiksoftware S-Plus® 6.2 (Fa. Insightful) im Gegensatz zur klassischen Wöhlerlinie auch die Durchläufer statistisch berücksichtigt wurden (siehe auch Bild 4.5). Anschließend wurden die S-N Kurven der verschiedenen CFK-Werkstoffe in eine Rangfolge gebracht, die eine relative Bewertung der betrachteten CFK-Werkstoffe innerhalb des gegebenen Versuchsszenarios und die Auswahl des weiter zu betrachtenden Referenzmatrixsystems erlaubte.

In Bild 3.11 und Bild 3.12 sind die Ergebnisse der Einstufenversuche und die nach Gl. (3.14) abgeleiteten S-N Kurven für die im RTM- und VARI-Prozess gefertigten, unidirektional verstärkten CF/VE-Werkstoffe dargestellt.

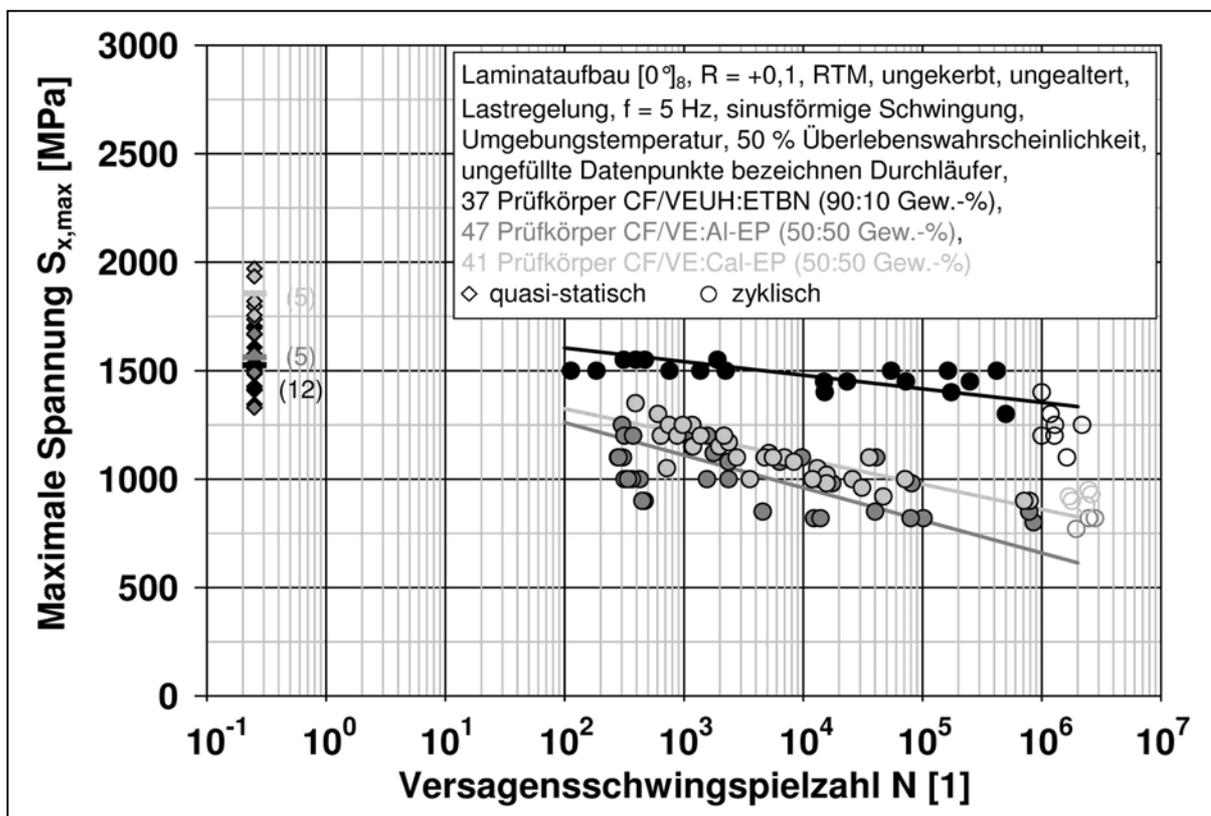


Bild 3.11: Statisches und zyklisches Verhalten unidirektional verstärkter (CF/VE)-Lamine, Belastung in x-Richtung des Laminats, Herstellungsverfahren RTM

Die Zeitfestigkeit des unidirektional verstärkten (CF/VEUH:ETBN)-Werkstoffs ist deutlich höher als die der CF/VE-Laminaten mit IPN-Modifikation, was ein gegensätzliches Ergebnis im Vergleich zu den statischen Messungen ist. Das schlechtere Verhalten der (CF/VE)-Werkstoffe unter zyklischer Belastung lässt sich mit der höheren Grenzflächenfestigkeit verbundenen höheren Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Faserbrüchen erklären. Demgegenüber sind bei einer niedrigeren Grenzflächenfestigkeit durch Schwingermüdung eher Faserablösungen (debonding) zu erwarten, welche die Zeitfestigkeit des Verbundwerkstoffs weniger beeinträchtigen.

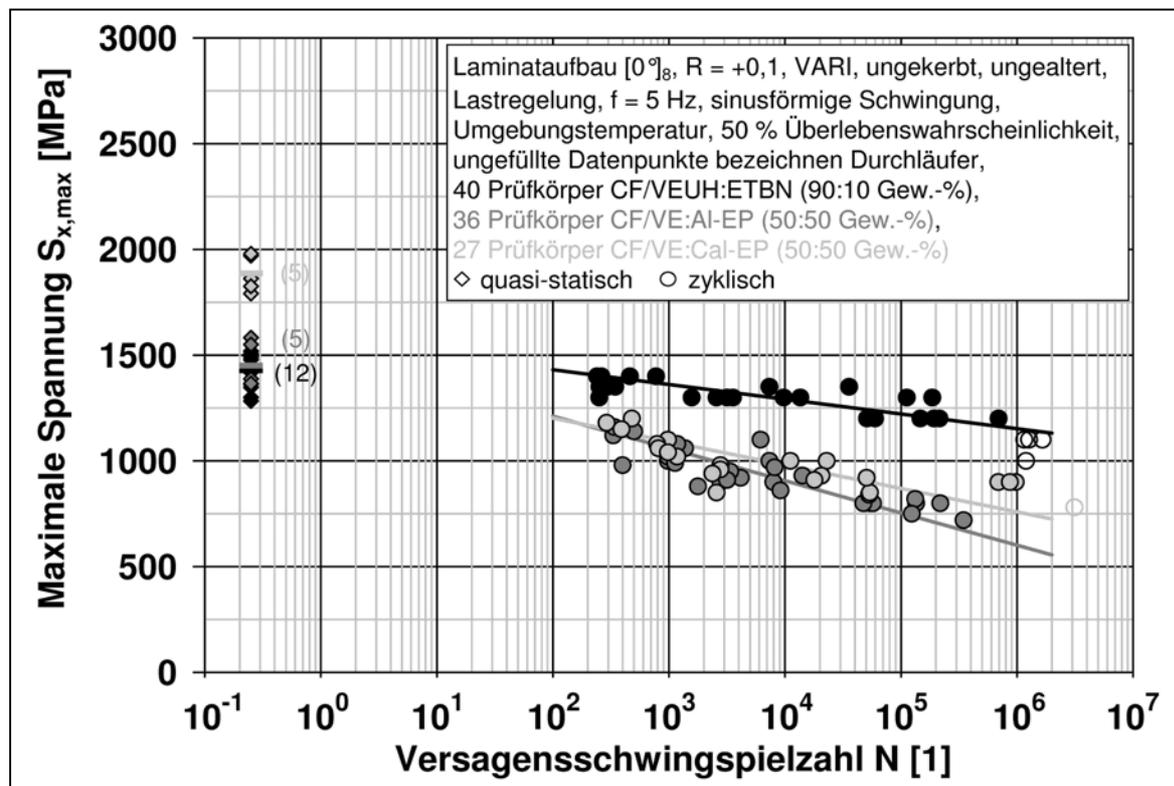


Bild 3.12: Statisches und zyklisches Verhalten von $[0^\circ]_8$ -(CF/VE)-Laminaten, Belastung in x-Richtung des Laminats, Herstellverfahren VARI

Aufgrund der niedrigeren Schwingfestigkeit der im VARI-Verfahren hergestellten UD-Laminaten zeigt sich zudem ein deutlicher Einfluss des verwendeten Flüssigimprägnierverfahrens.

Weiterhin wurden ausgeglichene $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Winkelverbunde im RTM-Verfahren hergestellt und unter ($R = +0,1$)-Zugschwellbelastung geprüft. Wie Bild 3.13 zeigt, ergab sich eine den Ergebnissen der Einstufenversuche am unidirektional verstärkten Werkstoff entsprechende Reihenfolge.

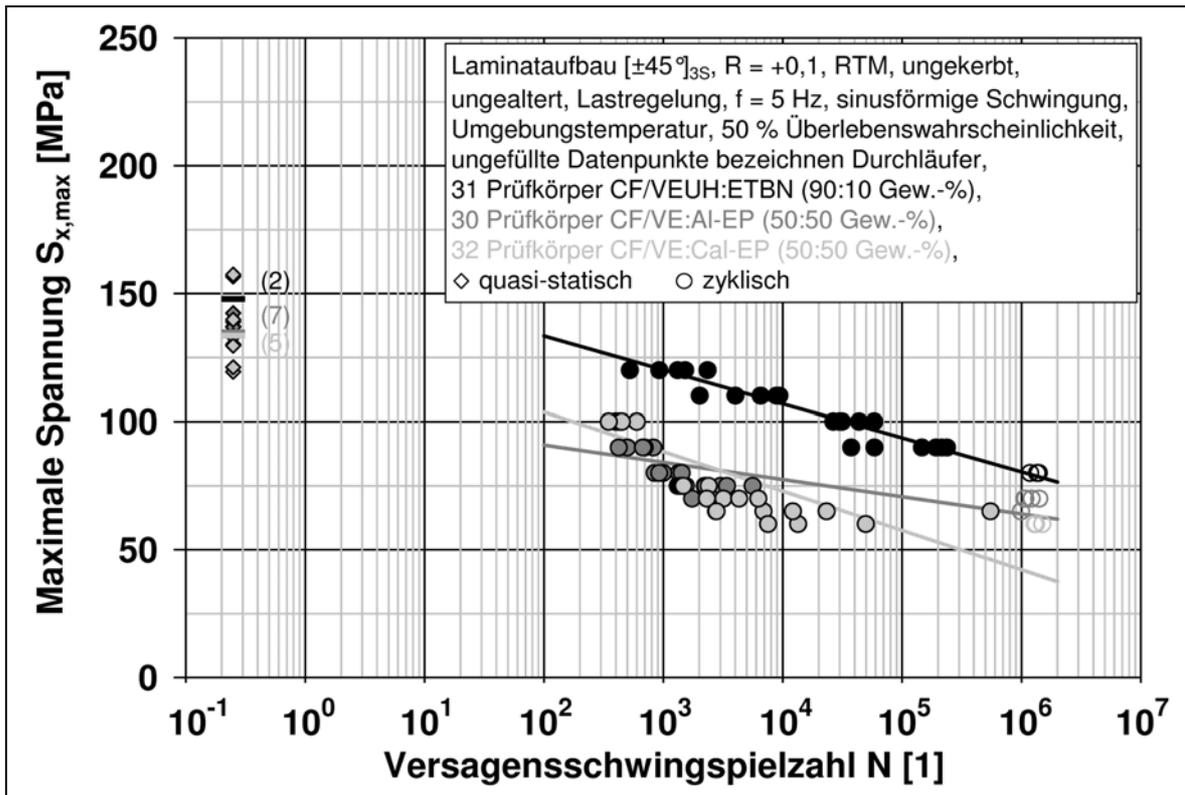


Bild 3.13: Statisches und zyklisches Verhalten von $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Laminaten, Belastung in x-Richtung des Laminats, Herstellverfahren RTM

3.6.3 Laststeigerungsversuche

Zur klassifizierenden Schwingermüdungsuntersuchung wurden weitergehend Laststeigerungsversuche an $[0^\circ]_8$ - und $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -Laminaten parallel zur x-Richtung des Laminats mit $R = -1$ durchgeführt. Bei den $[0^\circ]_8$ -Laminaten wurde die Ober- spannung des Schwingspiels ab 100 MPa nach jeweils 10.000 Schwingspielen um 50 MPa bis zum Versagen des Prüfkörpers erhöht, bei den $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -Prüfkörpern wurde die Ober- spannung ab 10 MPa wiederum nach jeweils 10.000 Schwingspielen um 5 MPa erhöht.

In Bild 3.14 sind die Ergebnisse der Laststeigerungsversuche an $[0^\circ]_8$ -CF/VE- Werkstoffen mit reiner Wechselbelastung parallel zur 0° -Richtung dargestellt. Im Vergleich zu den Verbundwerkstoffen mit IPN-Matrixsystem erreicht das (CF/VEUH:ETBN)-Laminat dabei höhere Schwingspielzahlen und Spannungs- amplituden.

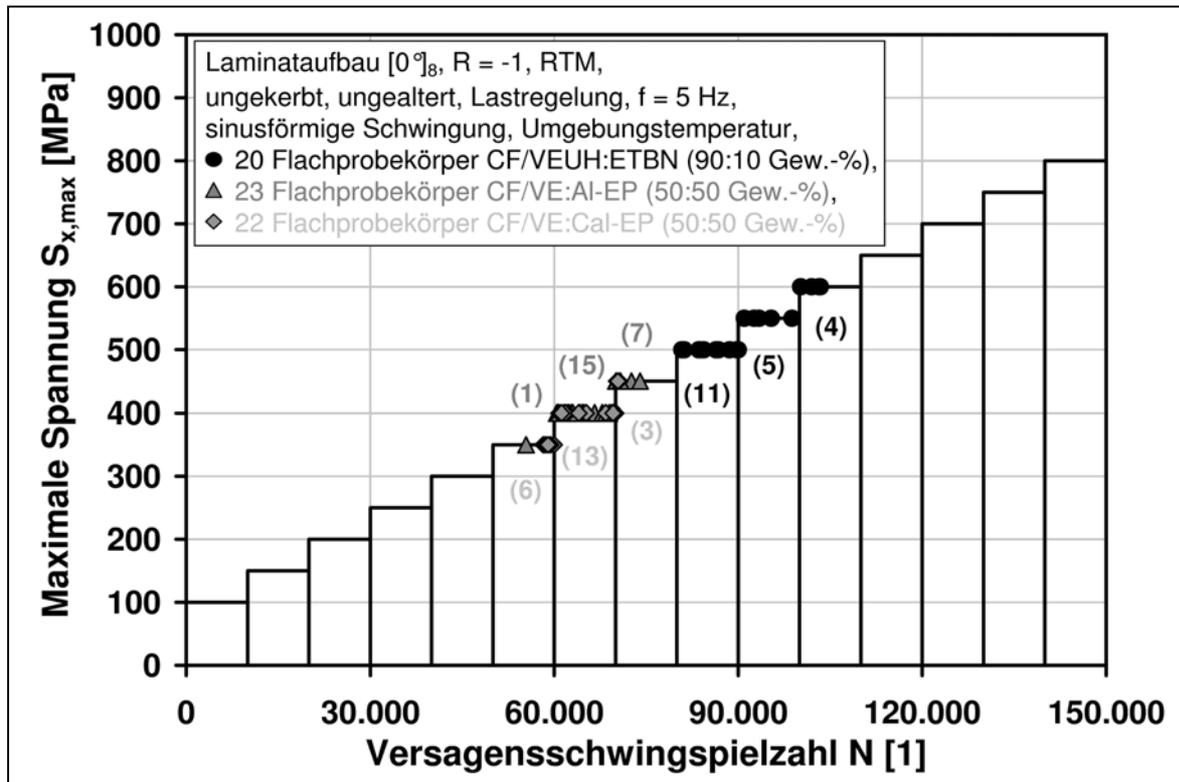


Bild 3.14: ($R = -1$)-Laststeigerungsversuch an flüssigimprägnierten $[0^\circ]_8$ -(CF/VE)-Laminaten, Belastung parallel zur 0° -Richtung

Bild 3.15 zeigt die Ergebnisse der ($R = -1$)-Laststeigerungsversuche an den ausgeglichenen $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Winkelverbunden parallel zur x -Richtung des Laminats, wobei das Werkstoffverhalten im Gegensatz zum $[0^\circ]_8$ -Laminat wesentlich durch die Matrix beeinflusst wird.

Festzuhalten bleibt, dass die Reihenfolge der Zeitfestigkeit der untersuchten Verbunde im Laststeigerungsversuch den Ergebnissen der Einstufenversuche entspricht. Der ($R = -1$)-Laststeigerungsversuch an den $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Laminaten ist im Vergleich besonders gut geeignet, die verwendeten CFK-Werkstoffe zu klassifizieren. Die Werkstoffe mit den IPN-Matrixsystemen erreichten hierbei etwa 55 % der jeweiligen statischen Schubfestigkeit, die (CF/VEUH:ETBN)-Verbunde jedoch über ca. 85 %.

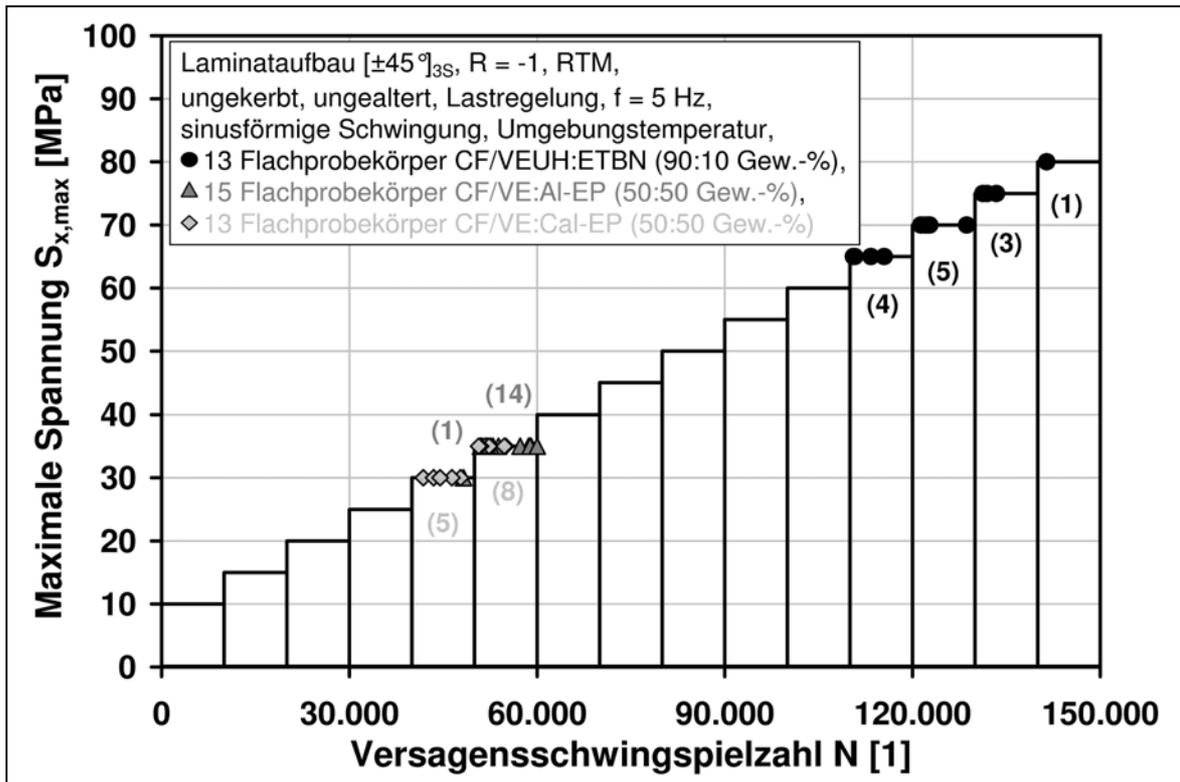


Bild 3.15: ($R = -1$)-Laststeigerungsversuche an flüssigimprägnierten $[\pm 45^\circ]_{3S}$ - (CF/VE)-Laminaten, Belastung parallel zur x-Richtung des Laminats

Zur Bereitstellung einer für den Konstrukteur aus Zeit- und Kostengesichtspunkten möglichst günstigen experimentellen Klassifizierungsmethode wurde ein entsprechend verkürztes Laststeigerungsprofil unter Verwendung von 1.000 anstelle von 10.000 Schwingspielen je Lasterhöhung untersucht, vgl. Bild 3.16.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe zeigen deutlich, dass die Reihenfolge der Zeitfestigkeit der verwendeten (CF/VE)-Werkstoffe trotz Schwingspielzahlreduzierung erhalten bleibt und somit zur zeitnahen Klassifizierung der betrachteten CFK-Werkstoffe mit duktilen Matrizen bestens geeignet ist.

Anhand der Ergebnisse aus den Einstufen- und Laststeigerungsversuchen wurde das (CF/VEUH:ETBN)-Matrixsystem als Referenzmatrixsystem mit dem interessantesten Eigenschaftsspektrum identifiziert und ausgewählt, an dem nachfolgend die vollständige Schwingermüdungscharakterisierung an $[0^\circ]_8$ -, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminaten für die rechnerische Lebensdaueranalyse durchgeführt wurden.

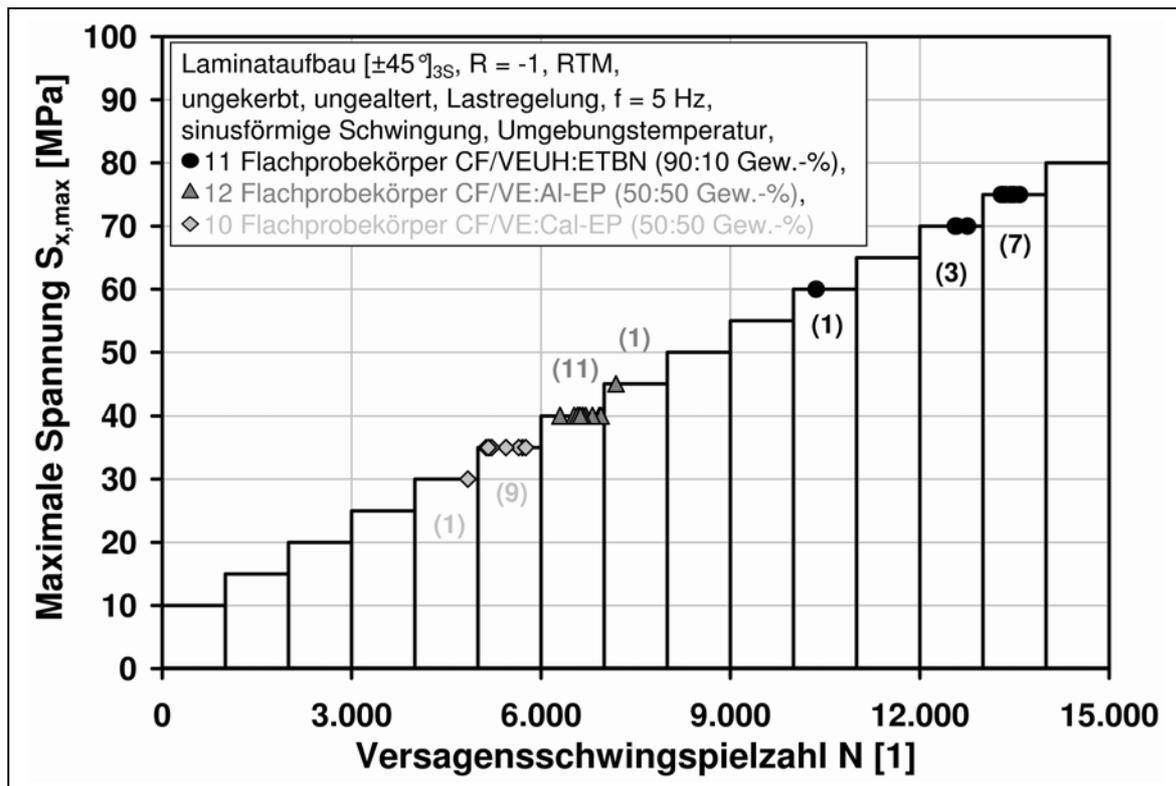


Bild 3.16: Verkürzter ($R = -1$)-Laststeigerungsversuch an $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Laminaten, Belastung parallel zur x-Richtung des Laminats

Die vergleichende Betrachtung der Ergebnisse aus den durchgeführten quasi-statischen Untersuchungen und den zyklischen Einstufen- sowie Laststeigerungsversuchen zeigt, dass die Verbesserung der statischen Kennwerte (insbesondere die Zug- und Druckfestigkeiten $\sigma_{B,Z}$ und $\sigma_{B,D}$ sowie der Zug-Elastizitätsmodul $E_1^{(Z)}$) durch die Verwendung neuer duktiler zähmodifizierter Matrizen nicht in gleichem Maße zu einer Verbesserung der Schwingermüdungseigenschaften führen. Die Erkenntnis kann zusammen mit den Untersuchungsergebnissen von Baron et al. [6] somit auf CFK-Laminat mit duktilen Matrixsystemen übertragen werden und macht die Notwendigkeit von Schwingermüdungsuntersuchungen neben der alleinigen statischen FKV-Bauteilauslegung besonders deutlich.

4 Modellierung des Schwingerermüdungsverhaltens

4.1 Modelle zur Beschreibung von Einstufenversuchen

Zur Charakterisierung des Schwingerermüdungsverhaltens des unidirektionalen $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats unter einstufiger Schwell- und Wechselbeanspruchung mit den Spannungsverhältnissen $R = +0,1$, -1 und $+10$ wurden insgesamt 78 RTM- und 86 VARI-Prüfkörper geprüft. Hierbei stellt die mittelspannungsfreie, rein wechselnde Belastungskonfiguration eine relativ kritische Belastungsform dar. Die Ergebnisse wurden statistisch abgesichert, da die ermittelten Ermüdungskennwerte die Grundlage für rechnerische Lebensdaueranalysen bilden.

In Bild 4.1 sind die experimentellen Ergebnisse und die nach Gl. (3.14) ermittelten S - N Kurven für die Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % dargestellt, wobei zur übersichtlicheren Darstellung für $R = -1$ und $R = +0,1$ jeweils die Oberspannung $S_{x,max}$, für $R = +10$ die Unterspannung $S_{x,min}$ aufgetragen ist.

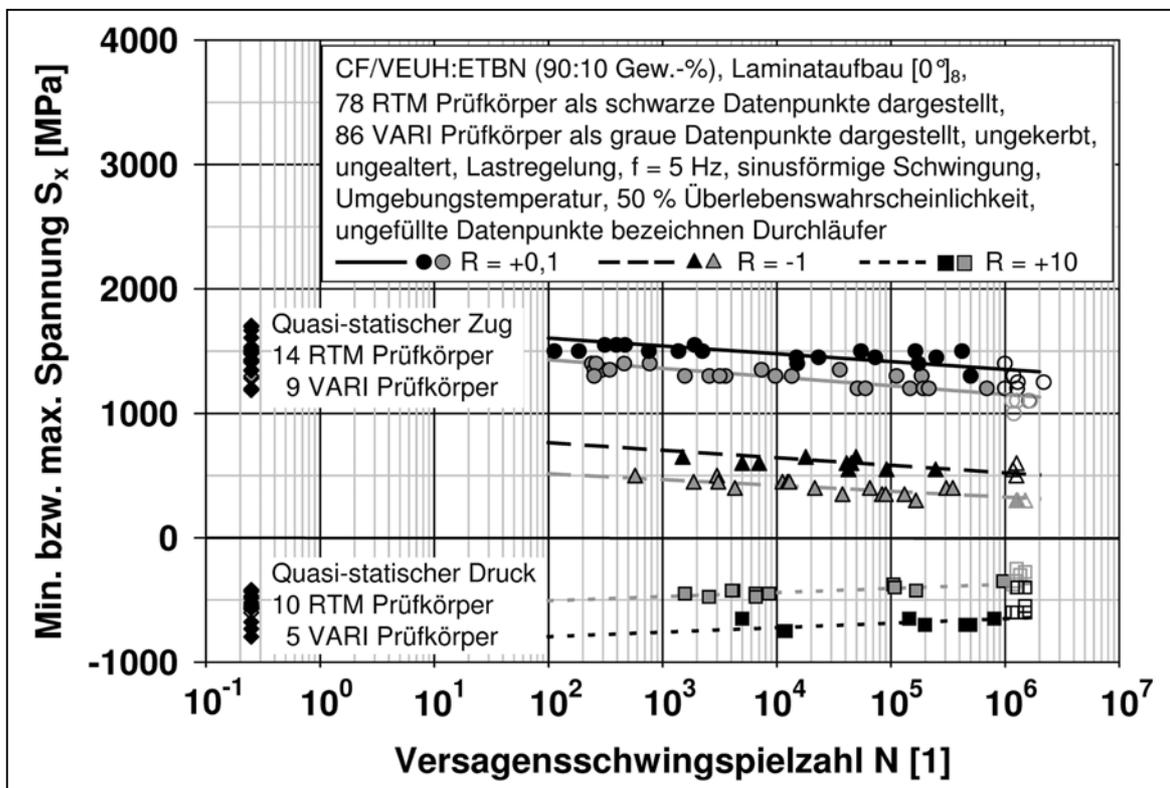


Bild 4.1: Quasi-statisches und zyklisches Verhalten des unidirektionalen $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM und VARI)

In Tabelle 4.1 sind die Parameter A und B nach Gl. (3.14) der über $\log N$ linearen S - N Kurven für das unidirektionale $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat aufgeführt.

Tabelle 4.1: Parameter der S - N Kurven nach Gl. (3.14) für unidirektionale $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Lamine

R	+0,1			-1			+10		
Überlebenswahrscheinlichkeit [%]	5	50	95	5	50	95	5	50	95
RTM									
A [MPa]	2180	1885	1590	970	890	800	-940	-870	-790
B [MPa]	131	131	131	61	61	61	-36	-36	-36
VARI									
A [MPa]	1650	1570	1490	680	610	540	-610	-570	-530
B [MPa]	69	69	69	47	47	47	-33	-33	-33

Vergleicht man die experimentellen Ergebnisse der Einstufenversuche der im RTM- bzw. VARI-Verfahren hergestellten, unidirektionalen Probekörper, so sind nahezu identische Steigungen der S - N Kurven sowie geringere Schwingfestigkeitskennwerte der VARI-Prüfkörper festzustellen.

Neben der über $\log N$ linearen Einstufenmodellierung nach Gl. (3.14) und der Möglichkeit, Durchläufer statistisch berücksichtigen zu können, wird für eine möglichst getreue Lebensdauervorhersage eine realitätsnähere Modellierung notwendig. So dürfen weder Zug- noch Druckfestigkeitskennwerte durch die S - N Kurve über- bzw. unterschritten werden, noch eine theoretische Versagensschwingspielzahl bei $S_{x,\max} = 0$ MPa existieren. Zu diesem Zweck wurde mit

$$S(N) = \frac{\sigma_B}{1 + \left(\frac{A \cdot (\log N)^B}{\sigma_B} \right)^C} \quad (4.15)$$

eine allgemeingültige S - N Modellierung formuliert. Hierin bezeichnen σ_B die Zug- bzw. Druckfestigkeit und A , B sowie C freie Parameter in $^+$. Mit Hilfe der Parameter werden sowohl die Doppelkrümmung der Kurve als auch die Anpassung des Wendepunktes und der Steigung an die lineare Einstufenmodellierung ermöglicht.

In Bild 4.3 sind repräsentativ für das im RTM-Verfahren gefertigte unidirektionale (CF/VEUH:ETBN)-Laminat die linearen und nichtlinearen Einstufenmodellierungen der untersuchten Spannungsverhältnisse $R = +0,1, -1$ und $+10$ dargestellt.

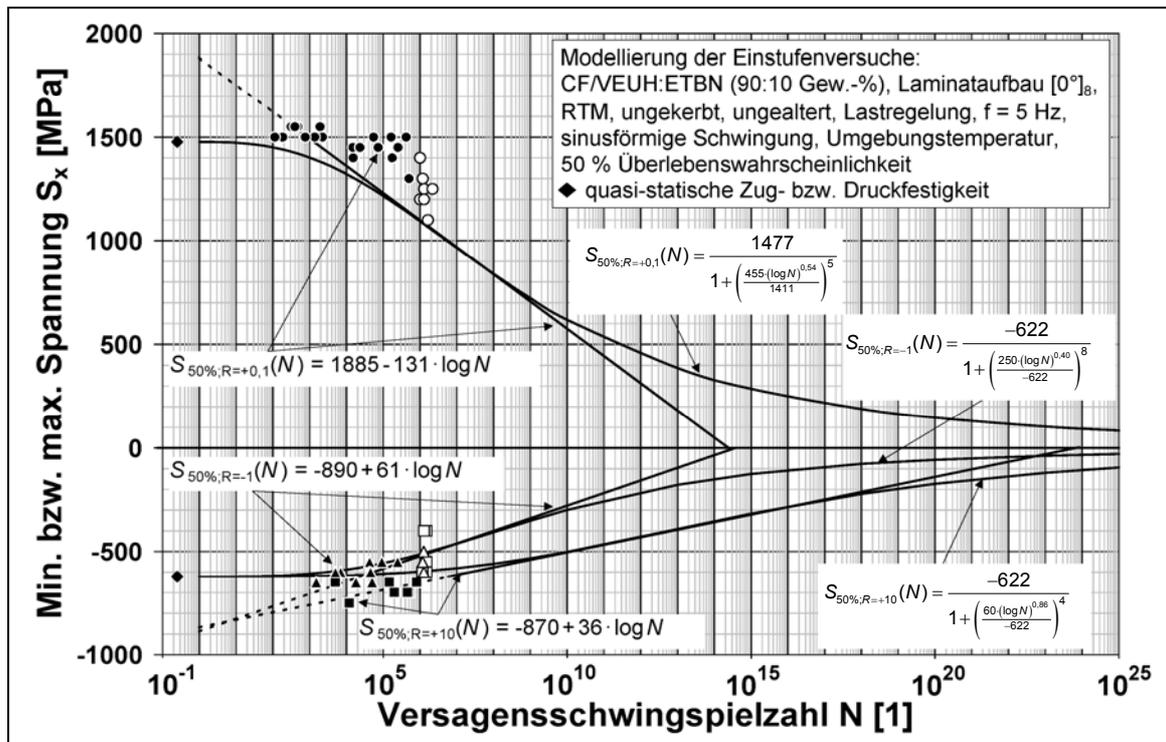


Bild 4.2: Lineare und nichtlineare S-N Modellierung für das unidirektionale $[0^\circ]_8$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminat, Herstellverfahren RTM

Der durch Einstufenversuche abgesicherte Zeitfestigkeitsbereich zwischen 10^3 und 10^6 Schwingspielen erfährt durch die Kurvenmodellierung hierbei nur geringe Änderung. Nachfolgend werden daher insbesondere die Einflüsse durch Änderung der Modellierung bei $N < 10^3$ und $N > 10^6$ Schwingspiele untersucht.

In Bild 4.3 sind die experimentellen Ergebnisse und die nach Gl. (3.14) ermittelten S-N Kurven bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % für das quasi-isotrope $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminat dargestellt, wobei für $R = +0,1$ und $R = -1$ jeweils die Oberspannung $S_{x,max}$, für $R = +10$ die Unterspannung $S_{x,min}$ aufgetragen ist. Zu beobachten ist, dass die Schwingfestigkeit der VARI-Prüfkörper im Vergleich zu den im RTM-Verfahren hergestellten Prüfkörpern niedriger ist, während die Steigungen der zu den beiden Verfahren zugehörigen Wöhlerlinien wiederum näherungsweise gleich sind. Die geringere Zeitfestigkeit wird, basierend auf den Schlibbildanalysen, auf die schlechtere Fertigungsqualität der VARI-Laminatplatten zurückgeführt.

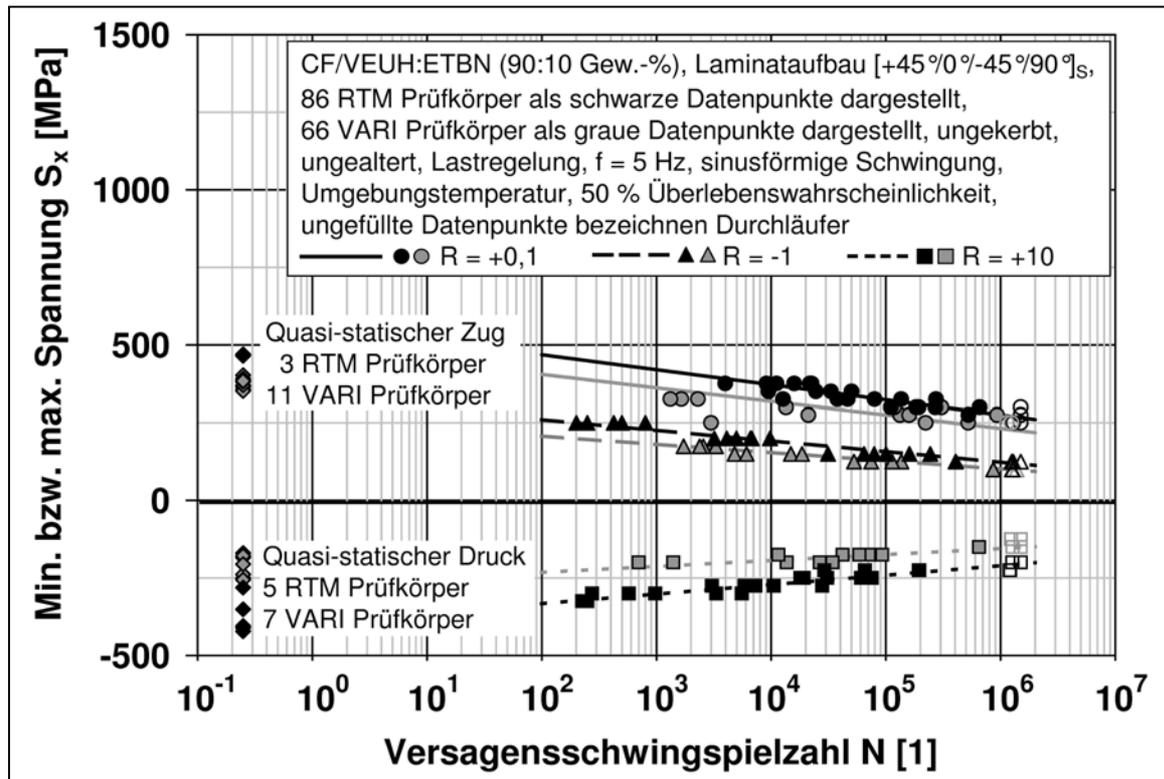


Bild 4.3: Quasi-statisches und zyklisches Verhalten des quasi-isotropen CF/VEUH:ETBN-Laminats (RTM und VARI)

Die unter ($R = +0,1$)- und ($R = -1$)-Belastung geprüften Probekörper zeigten bereits vor dem Prüfkörperbruch deutliche Delaminationsschädigungen, weshalb als Versagenskriterium der Bruch der tragenden 0° -Schichten herangezogen wurde. Die angegebenen Ergebnisse sind daher nicht als Zeitfestigkeitskennwerte im strengen materialwissenschaftlichen Sinn zu interpretieren.

Anstrengungen zur Unterdrückung vorzeitiger Randdelaminationen bei der Schwingermüdung der quasi-isotropen Flachprüfkörper durch Auflaminieren von Glas- oder Aramidgeweben auf die freien Probenränder [107] waren ebenso wenig erfolgreich wie die Änderung von Laminataufbau oder Laminatdicke ($[0^{\circ}/-45^{\circ}/90^{\circ}/+45^{\circ}]_S$ bzw. $[-45^{\circ}/0^{\circ}/+45^{\circ}/90^{\circ}]_{3S}$ oder $[+45^{\circ}_3/-45^{\circ}_3/0^{\circ}_3/90^{\circ}_3]_S$). Hierzu wurden insgesamt 3 Laminatplatten über VARI-Imprägnierung gefertigt (Tabelle 4.2) und Flachprobekörper für insgesamt 7 unterschiedliche Prüfkfigurationen hergestellt. Mit diesen Prüfkörpern wurden ($R = +0,1$)-Einstufenversuche mit einer Oberspannung von 300 MPa durchgeführt. Die bereits während des Einschwingvorgangs zu beobachtenden Delaminationsschädigungen wurden nach Ablauf von 1.000 Schwingspielen dokumentiert und nach dem Eintritt des Schwingbruchs nochmals überprüft.

Tabelle 4.2: Randdelaminationsschädigungen an Flachproben aus quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten durch ($R = +0,1$)-Einstufenbelastung

Laminat	Prüfrichtung	Lokalisierung der Delaminationsschädigung an freien Probenrändern
[0°/-45°/90°/+45°] _S	x	Grenzfläche zwischen allen Lagen
	y	Grenzfläche zwischen allen Lagen
[-45°/0°/+45°/90°] _{3S}	x	Grenzfläche zwischen allen Lagen
	y	Grenzfläche zwischen allen Lagen
[+45° ₃ /-45° ₃ /0° ₃ /90° ₃] _S	x	0°/-45°- und 0°/90°-Grenzflächen
	y	0°/90°-Grenzfläche
	-45° zur x-Richtung	0°/90°-Grenzfläche

Um freie Probenränder zu vermeiden, wurden ein [+45°/0°/-45°/90°]_S- und drei [+45°/0°/-45°/90°]-Prüfkörper mit rohrförmigem Querschnitt (vgl. Bild 4.4) und einem Innenradius von 30 mm im VARI-Verfahren gefertigt, [109]. Hierbei versagte der achtlagig aufgebaute Rohrprüfkörper aufgrund der hohen benötigten Klemmkkräfte im Einspannbereich, woraufhin der Lagenaufbau halbiert werden musste. Nach ($R = +0,1$)-Schwellbelastung bis zum Eintritt des Schwingbruchversagens konnten daraufhin keine Delaminationsschädigungen, sondern lediglich lokale Brüche im Bereich der Versagensstelle nachgewiesen werden.

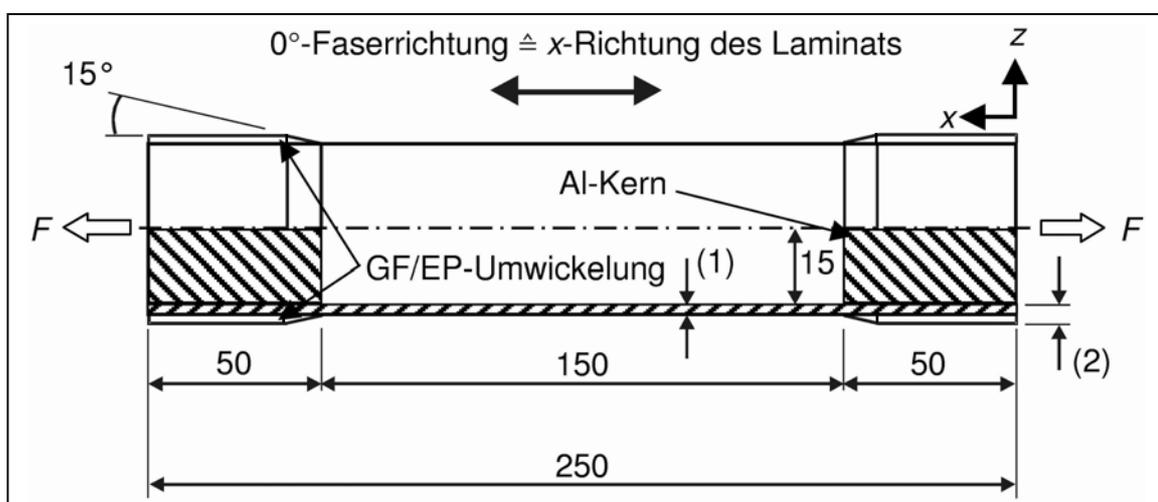


Bild 4.4: Geometrie der verwendeten [+45°/0°/-45°/90°]-Rohrprüfkörper für zyklische ($R = +0,1$)-Einstufenversuche

In Bild 4.5 sind die Ergebnisse der ($R = +0,1$)-Einstufenversuche für das quasi-isotrope (CF/VEUH:ETBN)-Laminat bei Verwendung von Flachprüfkörpern und rohrförmigen $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]$ -Prüfkörpern abgebildet. Zusätzlich sind die S - N Kurven für 5 %, 50 % und 95 % sowie die klassische Wöhlerlinie ohne Berücksichtigung der Durchläufer für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit dargestellt.

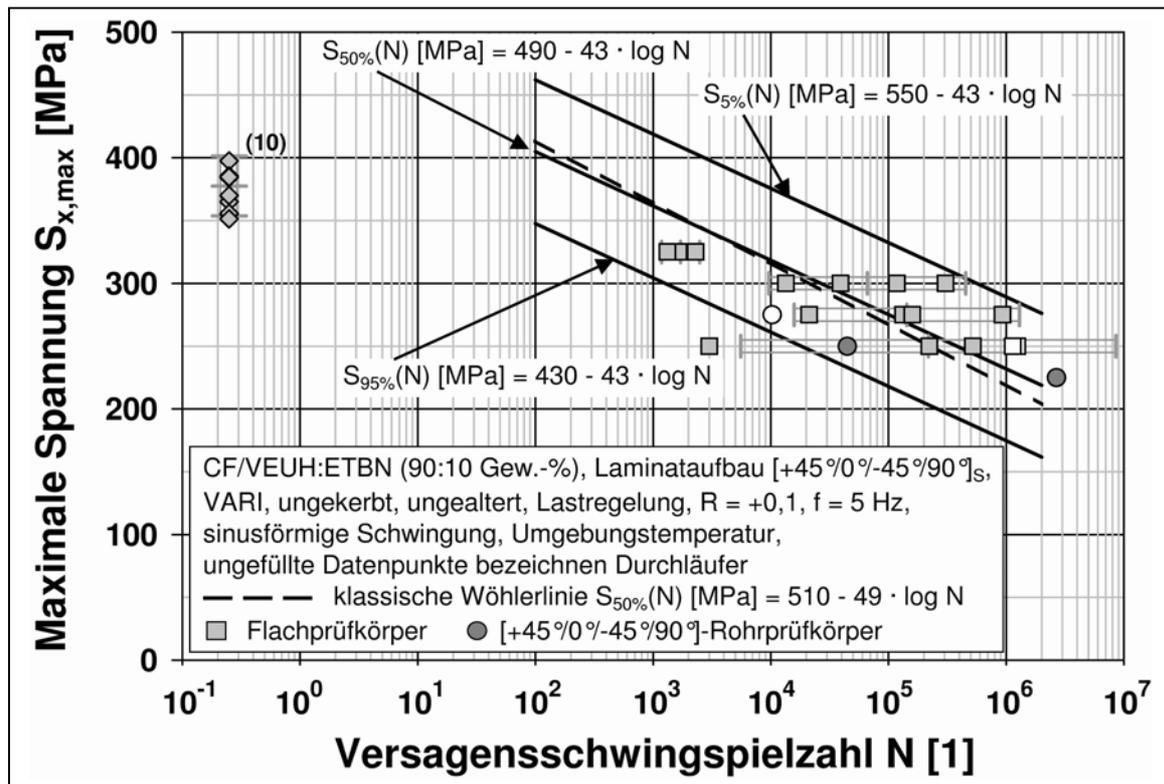


Bild 4.5: Quasi-statisches und zyklisches Verhalten quasi-isotroper Flach- und Rohrprüfkörper aus CF/VEUH:ETBN unter ($R = +0,1$)-Einstufenbelastung, Herstellverfahren VARI

Aufgrund der fortwährend hohen Klemmkräfte löste sich der Aufleimer des mit dem Oberspannungsniveau $\sigma_o = 275$ MPa und $R = +0,1$ geprüften Rohrprobekörpers ab. Nachfolgend musste bei niedrigeren Lastniveaus ($\sigma_o = 250$ MPa und 225 MPa) geprüft werden.

Eine Annahme, dass die Versagensschwingspielzahlen bei Verwendung von Rohrprüfkörpern ohne Randdelaminationsschädigungen wesentlich über den mittleren statistischen Überlebenswahrscheinlichkeiten bei Verwendung von Flachprüfkörpern zu liegen kommen, kann anhand der Versuchsergebnisse der übrigen Rohrprüfkörper nicht nachgewiesen werden. Nachfolgend werden daher die Versuchsergebnisse bei Verwendung von Flachprüfkörpern weiter betrachtet.

In Tabelle 4.3 sind die Parameter A und B nach Gl. (3.14) der linearen S - N Kurven für das quasi-isotrope $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat aufgeführt.

Tabelle 4.3: Parameter der S - N Kurven nach Gl. (3.14) für quasi-isotrope $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Lamine

R	+0,1			-1			+10		
Überlebenswahrscheinlichkeit [%]	5	50	95	5	50	95	5	50	95
RTM									
A [MPa]	565	565	565	350	330	305	-420	-395	-370
B [MPa]	48	48	48	34	34	34	-31	*31	-31
VARI									
A [MPa]	550	490	430	275	260	250	-290	-270	-255
B [MPa]	43	43	43	27	27	27	-19	-19	-19

Weiterführend wurde das $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat untersucht, um die rechnerische Lebensdaueranalyse bei Verwendung des Critical-Element-Konzepts mit Berücksichtigung sub-kritischer Elemente abgesichert, d. h. ohne Delaminationserscheinungen des Laminats unter Einstufenbelastung, anwenden zu können. Zur Bestimmung von Zeitfestigkeitsmodellen wurden daher Einstufenversuche mit $R = +0,1, -1$ und $+10$ durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche und die nach Gl. (3.14) bestimmten S - N Kurven für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % sind zusammen mit den mittleren quasi-statischen Zug- und Druckfestigkeiten in Bild 4.6, die Parameter A und B in Tabelle 4.4 dargestellt.

Tabelle 4.4: Parameter der S - N Kurven nach Gl. (3.14) für orthotrope $[0^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Lamine

R	+0,1			-1			+10		
Überlebenswahrscheinlichkeit [%]	5	50	95	5	50	95	5	50	95
A [MPa]	565	565	565	350	330	305	-420	-395	-370
B [MPa]	48	48	48	34	34	34	-31	-31	-31

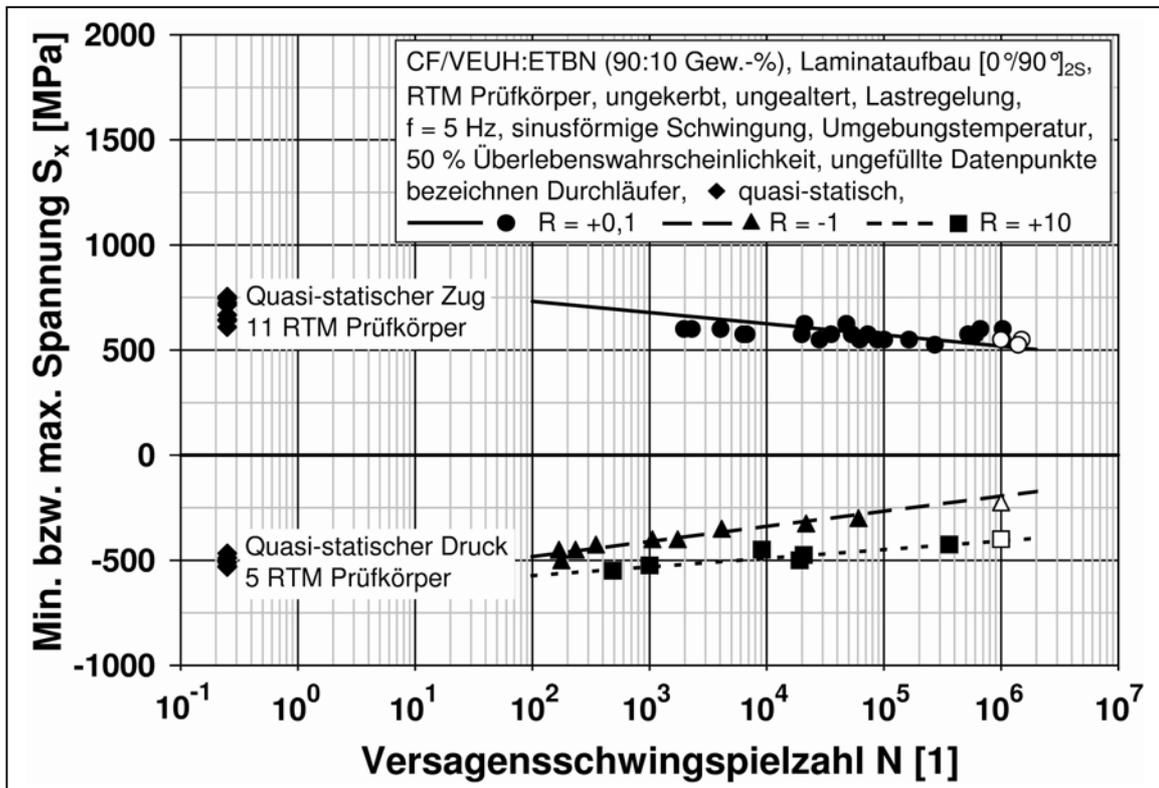


Bild 4.6: Quasi-statisches und zyklisches Verhalten des orthotropen $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats, Herstellverfahren RTM

In Tabelle 4.5 sind die Parameter A , B und C nach Gl. (4.15) der linearen S - N Kurven und die entsprechenden Zug- bzw. Druckfestigkeiten für die untersuchten (CF/VEUH:ETBN)-Laminats aufgeführt.

Tabelle 4.5: Parameter der nichtlinearen S-N Kurven nach Gl. (4.15) für die untersuchten (CF/VEUH:ETBN)-Laminat

Nichtlineare S-N Modellierungsparameter für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit			σ_B	A	B	C
RTM	[0°] ₈	R = +0,1	1477	455	0,54	5
		R = -1	-622	250	0,40	8
		R = +10	-622	60	0,86	4
	[0°/90°] _{2S}	R = +0,1	702	97	0,89	2,7
		R = -1	-504	240	0,45	6
		R = +10	-504	92	0,75	4
	[+45°/0°/-45°/90°] _S	R = +0,1	466	173	0,51	4,8
		R = -1	-316	228	0,19	8
		R = +10	-316	79	0,68	4
VARI	[0°] ₈	R = +0,1	1411	275	0,64	3
		R = -1	-553	90	0,90	2
		R = +10	-553	90	0,82	2
	[+45°/0°/-45°/90°] _S	R = +0,1	377	94	0,71	4
		R = -1	-211	70	0,62	4
		R = +10	-211	100	0,35	8

4.2 Zeitfestigkeitsmodellierungen

4.2.1 Zeitfestigkeitsmodelle nach Haigh

Mit Hilfe der $S-N$ Kurven für $R = +0,1$, $R = -1$ und $R = +10$ können die von Harris et al. ([36], [39]) für CFK-Werkstoffe vorgeschlagenen Zeitfestigkeitsschaubilder (Haigh-Diagramme) der untersuchten (CF/VEUH:ETBN)-Laminat näherungsweise entwickelt werden. Die frei wählbaren Parameter f , U und V nach Gl. (2.12) wurden zur Kurvenanpassung an die experimentell ermittelten Zeitfestigkeitskennwerte mit Hilfe der Methode der Minimierung der Fehlerquadratsumme bestimmt. In Tabelle 4.6 sind die Parameter stellvertretend für das unidirektionale (CF/VEUH:ETBN)-Laminat aufgeführt.

Tabelle 4.6: Parameter f , U und V zur mathematischen Beschreibung des Zeitfestigkeitsschaubilds der unidirektionalen $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat (Gl. 2.12) nach Harris et al.

Parameter f , U und V für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit	Versagensschwingspielzahlen N			
	10^3	10^4	10^5	10^6
$[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat (RTM)				
f	0,9578	0,9337	0,9018	0,8621
U	0,8412	0,9862	1,1454	1,3188
V	0,7064	0,7662	0,8244	0,8810
$[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat (VARI)				
f	1,5288	1,5302	1,5038	1,4496
U	1,4939	1,6011	1,6861	1,7489
V	1,6325	1,7478	1,8557	1,9562

In Bild 4.7 sind die Zeitfestigkeitsschaubilder für die im RTM- und VARI-Prozess gefertigten unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Laminat für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % dargestellt. Basierend auf diesem ermittelten Haigh-Diagramm kann für jede geschlossene Hysterese innerhalb einer stochastischen Last-Zeit-Folge der Schädigungsinhalt in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis bestimmt werden.

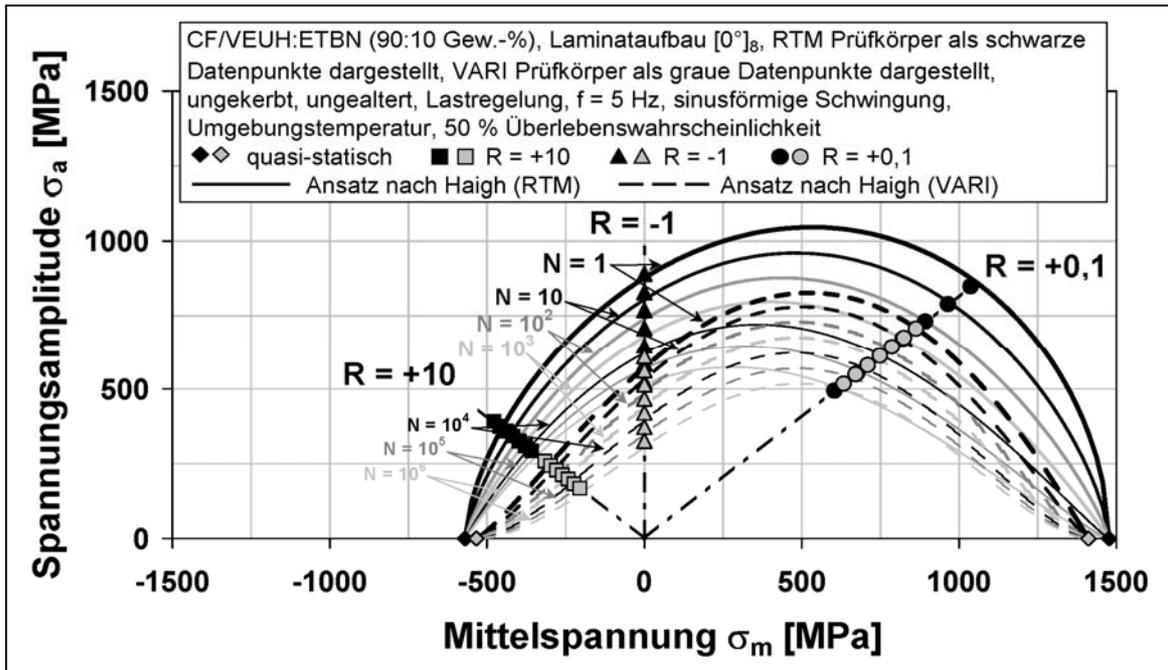


Bild 4.7: Zeitfestigkeitsschaubild nach Haigh des $[0^\circ]_8$ -CF/VEUH:ETBN-Laminats (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

Die unterschiedlichen Kurven gleicher Lebensdauer der im RTM- bzw. VARI-Verfahren hergestellten Laminats ergeben sich aufgrund der deutlich niedrigeren Zeitfestigkeitskennwerte der VARI-Probekörper, insbesondere bei Belastungsamplituden im Druckbereich ($R = +10$). Anhand von Schlifffbildanalysen (vgl. Bild 3.6) konnten nur in VARI-Prüfkörpern Lunken beobachtet werden, weshalb die geringere Zeitfestigkeit auf die schlechtere Fertigungsqualität zurückgeführt wird. Unter Berücksichtigung der nichtlinearen $S-N$ Modellierungen nach Gl. (4.15) ergeben sich die in Tabelle 4.7 aufgeführten Approximationen für die Parameter f , U und V nach Gl. (2.12).

Tabelle 4.7: Parameter f , U und V nach (Gl. 2.12) der Zeitfestigkeitsschaubilder der unidirektionalen $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats

Parameter f , U und V mit nichtlinearer $S-N$ Modellierung, $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat, 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit		
	RTM	VARI
f	$-0,0107 \cdot (\log N)^2 + 0,0287 \cdot \log N + 1,3403$	$-0,0106 \cdot (\log N)^2 - 0,0122 \cdot \log N + 0,9050$
U	$0,0159 \cdot (\log N)^2 - 0,0107 \cdot \log N + 1,3254$	$-0,0284 \cdot (\log N)^2 + 0,3359 \cdot \log N + 0,4734$
V	$-0,0009 \cdot (\log N)^2 + 0,0075 \cdot \log N + 1,3434$	$-0,0227 \cdot (\log N)^2 + 0,2692 \cdot \log N + 0,5843$

Bild 4.13 zeigt die aus den nichtlinearen S-N-Modellierungen abgeleiteten Zeitfestigkeitsdiagramme der unidirektionalen RTM- und VARI-(CF/VEUH:ETBN)-Laminat für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 %.

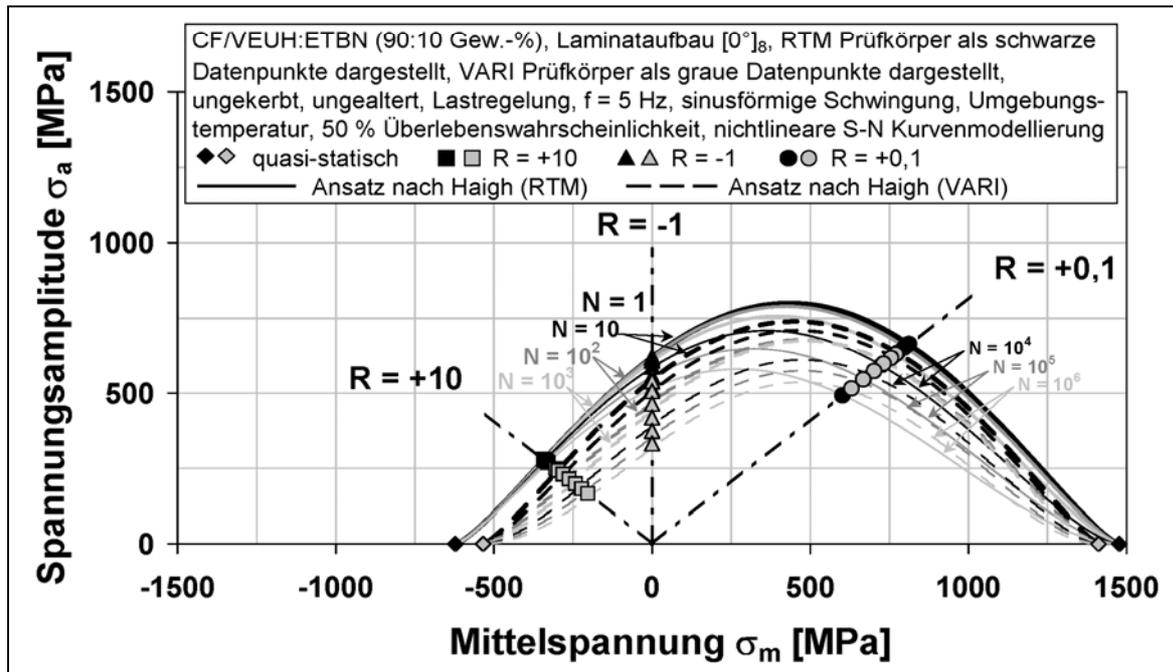


Bild 4.8: Zeitfestigkeitsschaubild nach Haigh des $[0^\circ]_8$ -CF/VEUH:ETBN-Laminats mit nichtlinearer S-N Kurvenmodellierung (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

Im Vergleich der Zeitfestigkeitsschaubilder unter Verwendung linearer und nichtlinearer S-N Modellierungsansätze werden die Unterschiede im Kurzzeitfestigkeitsbereich kleiner 10^3 Schwingspiele besonders deutlich. In den Zeitfestigkeitsschaubildern der untersuchten unidirektionalen Laminat kann zudem das besonders gute Schwingermüdungsverhalten der CFK-Werkstoffe im Zugschwellbereich herausgestellt werden.

In Bild 4.9 und Bild 4.10 sind die Zeitfestigkeitsschaubilder nach Haigh mit Ansatz der linearen und nichtlinearen S-N-Modellierung für das quasi-isotrope (CF/VEUH:ETBN)-Laminat (RTM und VARI) bei der Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % dargestellt.

Bild 4.11 zeigt den direkten Vergleich der Zeitfestigkeitsschaubilder nach Haigh mit linearer und nichtlinearer S-N-Modellierung für das orthotrope $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminat.

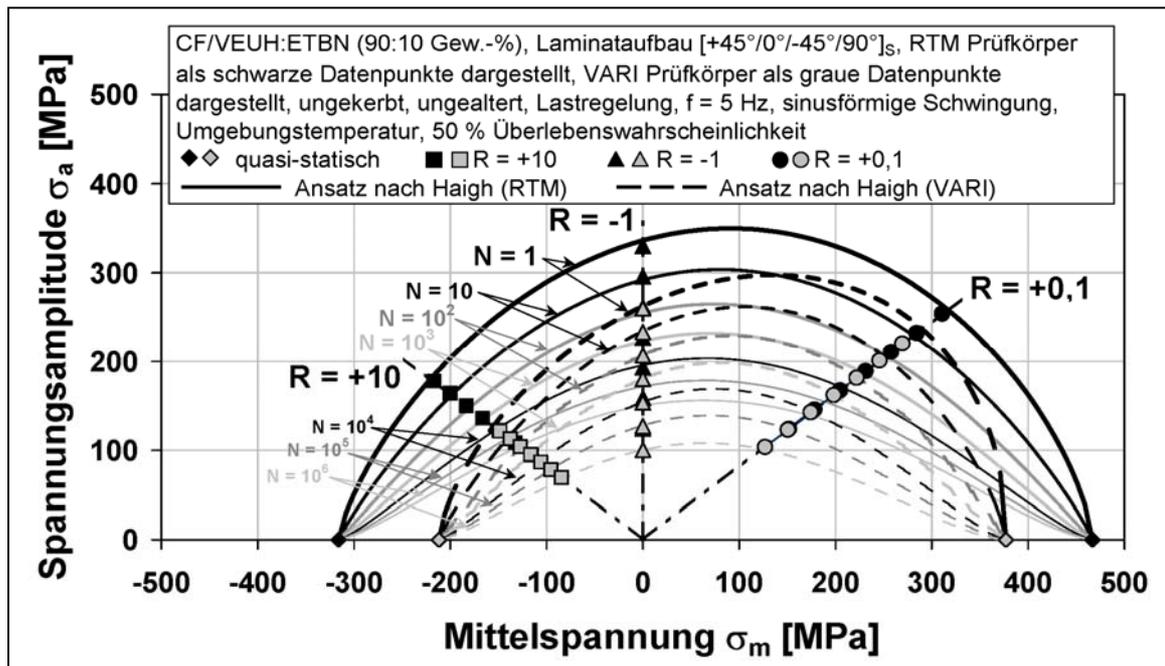


Bild 4.9: Zeitfestigkeitsschaubild nach Haigh des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit linearer S-N Kurvenmodellierung (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

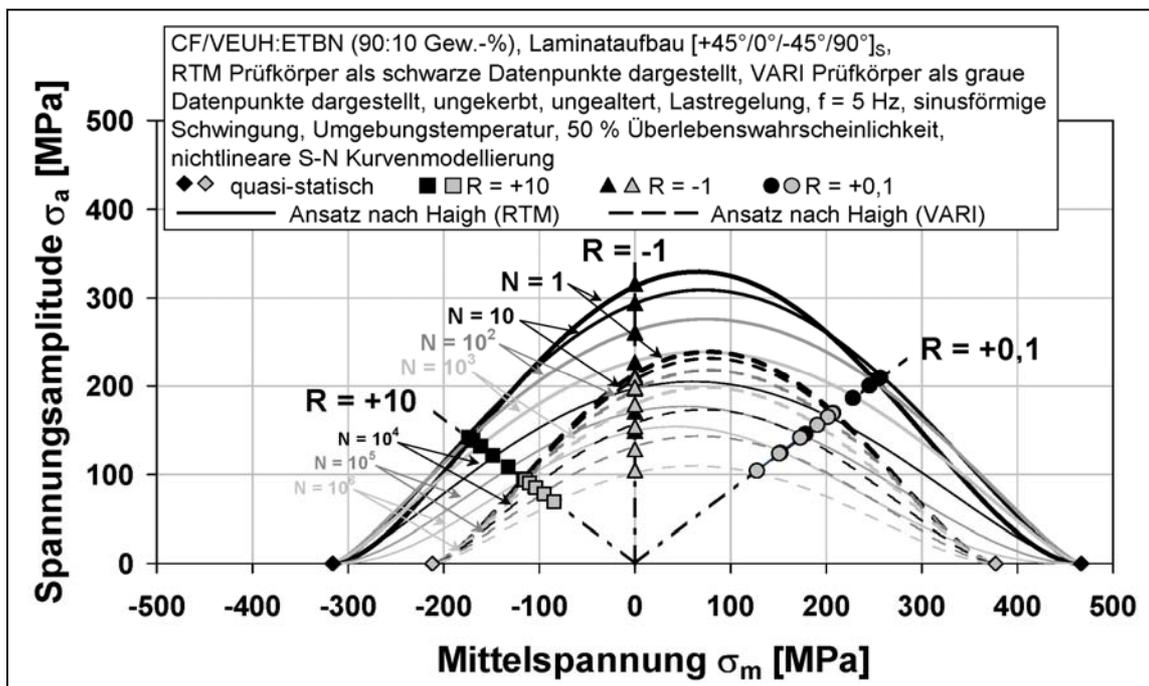


Bild 4.10: Zeitfestigkeitsschaubild nach Haigh des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit nichtlinearer S-N Kurvenmodellierung (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

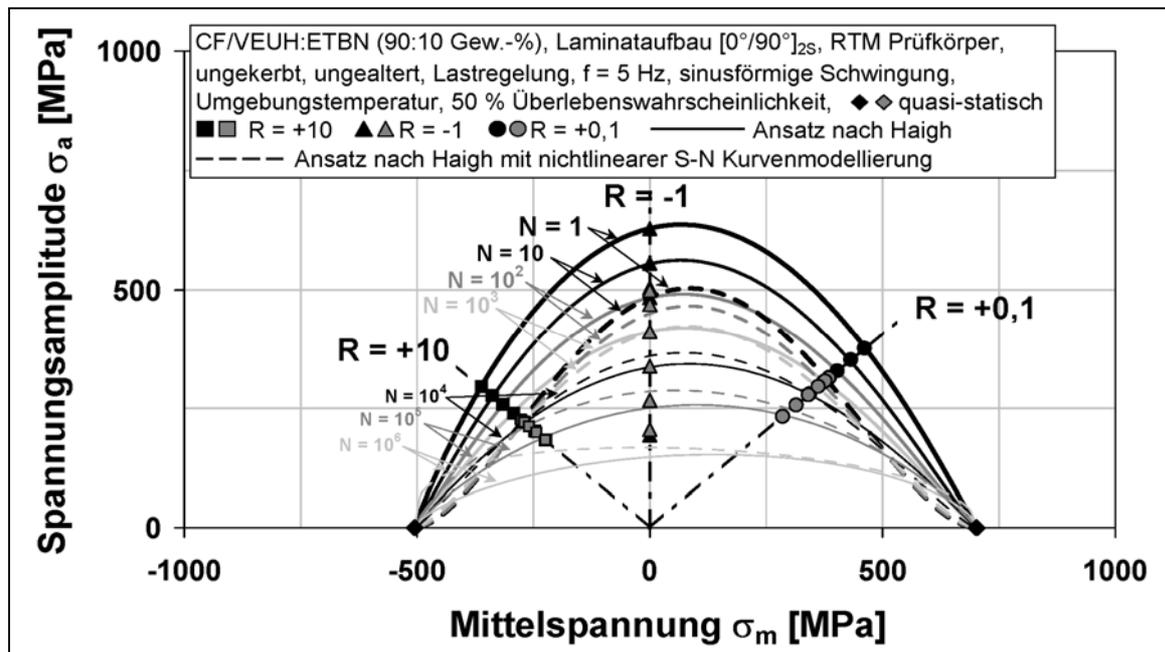


Bild 4.11: Zeitfestigkeitsschaubild nach Haigh des $[0^\circ/90^\circ]_s$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit linearer und nichtlinearer S-N Kurvenmodellierung (RTM; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

4.2.2 Vereinfachte Zeitfestigkeitsmodelle nach Goodman

Vereinfachte Zeitfestigkeitsmodelle fußen auf einer für die Lebensdauervorhersage minimal notwendigen experimentell zu bestimmenden Basis. Hierbei bilden in der Regel die experimentelle Bestimmung von Zug- und Druckfestigkeitskennwerten neben dem Einstufenversuch unter Verwendung des Spannungsverhältnisses $R = -1$, bei welchem die Versagensmechanismen sowohl aus zyklischer Druck- als auch Zugbelastung maximal kritisch zusammenwirken, die Randbedingungen der Modellierung.

Das vereinfachte Zeitfestigkeitsmodell mit dem numerisch linearen Ansatz nach Goodman, wie es zur Zeit in der Industrie nicht nur für Metalle sondern auch für FKV Anwendung findet, soll nachfolgend auf die Gewährleistung einer möglichen zuverlässigen oder zumindest konservativen Lebensdauervorhersage überprüft werden.

In Bild 4.12 bis Bild 4.14 sind die vereinfachten Zeitfestigkeitsschaubilder nach Goodman mit Ansatz der linearen S-N-Modellierung für das unidirektionale (RTM und VARI), das orthotrope (RTM) und das quasi-isotrope (CF/VEUH:ETBN)-

Laminat (RTM und VARI) bei der Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % dargestellt.

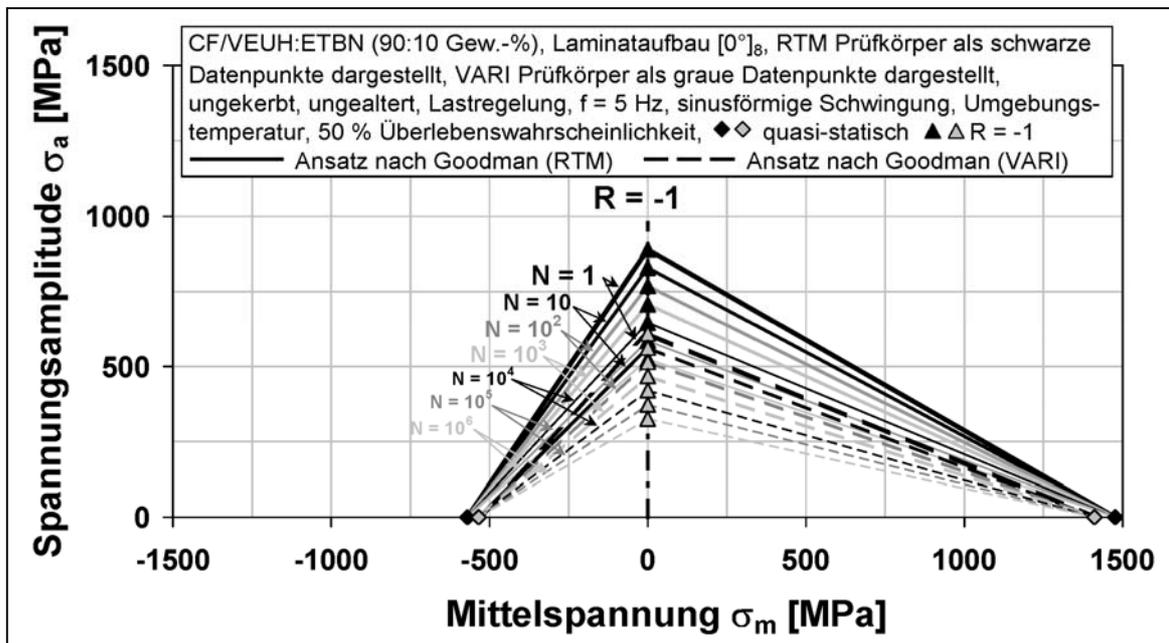


Bild 4.12: Vereinfachter Zeitfestigkeitsansatz nach Goodman des $[0^\circ]_8$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

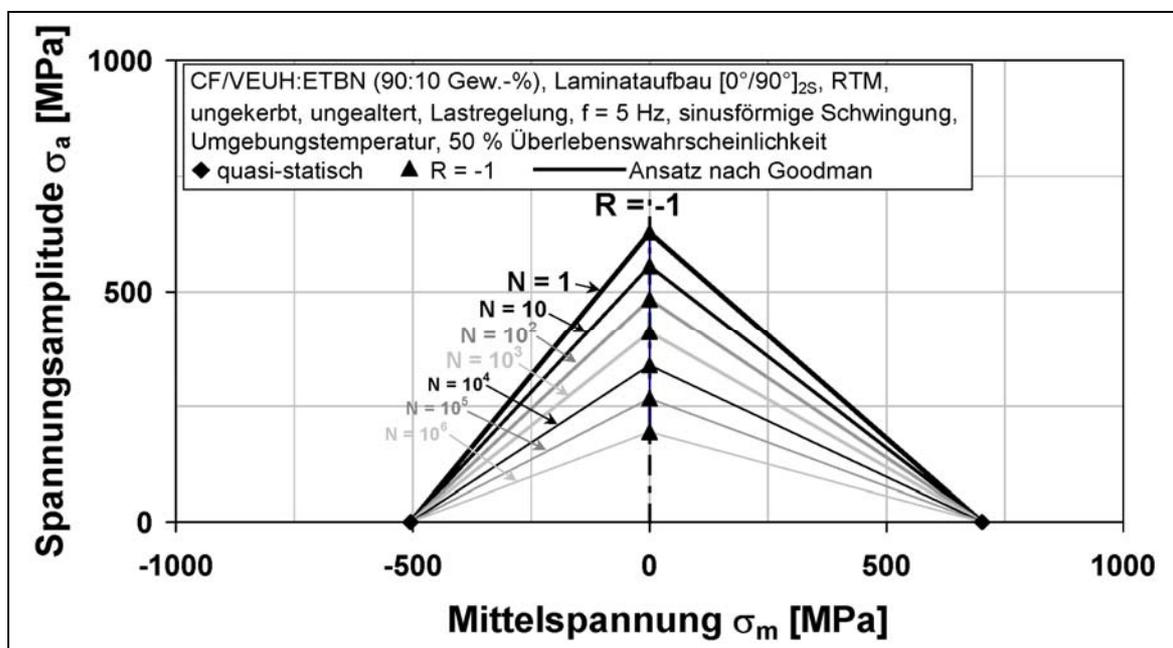


Bild 4.13: Vereinfachter Zeitfestigkeitsansatz nach Goodman des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_{2s}$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

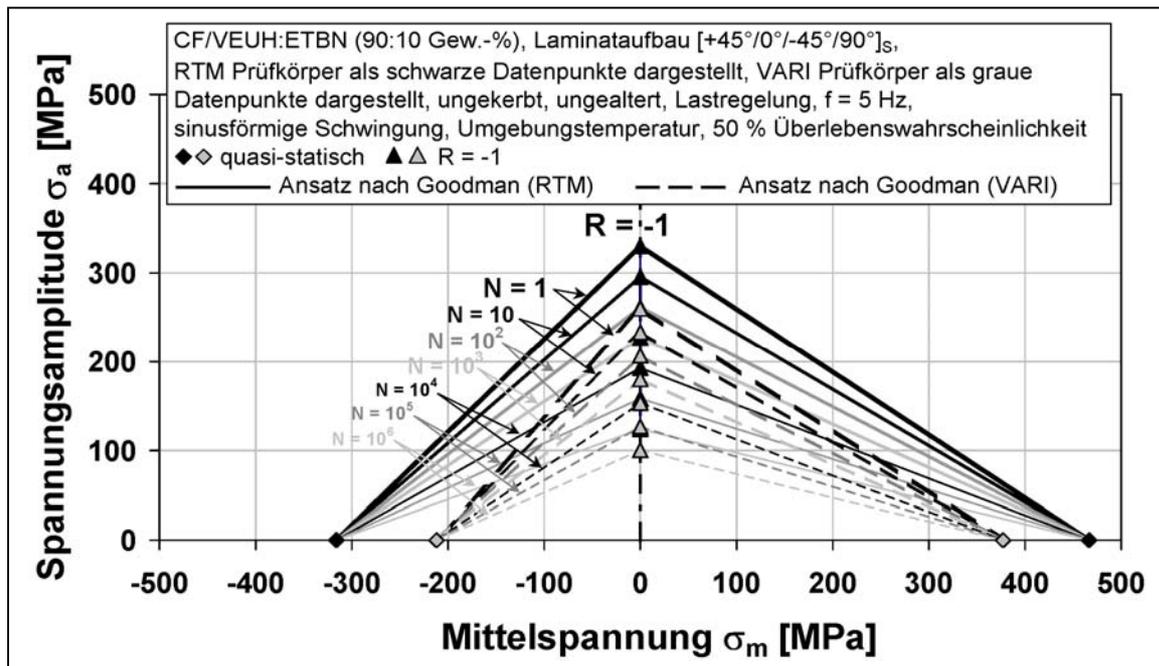


Bild 4.14: Vereinfachter Zeitfestigkeitsansatz nach Goodman des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -
 (CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

Im Druckschwellbereich bis hin zum reinen Wechselbereich bei $R = -1$ ist die Abweichung der Lebensdauerkurven der jeweiligen Zeitfestigkeitsmodellierungen relativ gering. Aufgrund der guten Schwingermüdungseigenschaften der CFK-Werkstoffe im Zugschwellbereich werden die Lebensdauern dort jedoch vom Goodman-Modell zum Teil stark unterschätzt.

4.2.3 Zeitfestigkeitsmodelle mit Ansatzfunktion zweiten Grades

Zwecks Abbildung eines realitätsnahen Zeitfestigkeitsverhaltens mit Hilfe geringen experimentellen Aufwands soll im Folgenden ein Zeitfestigkeitsansatz mit Funktion zweiten Grades näher untersucht werden. Im Vergleich zum Ansatz nach Harris stellt dieser Ansatz eine Vereinfachung durch Berücksichtigung lediglich einer Einstufenversuchsreihe bei $R = -1$ dar. Insbesondere soll bestimmt werden, in welchem Ausmaß die Genauigkeit der rechnerischen Lebensdauervorhersage von Mehrschichtverbunden bei Reduktion des experimentellen Aufwands eingebüßt wird.

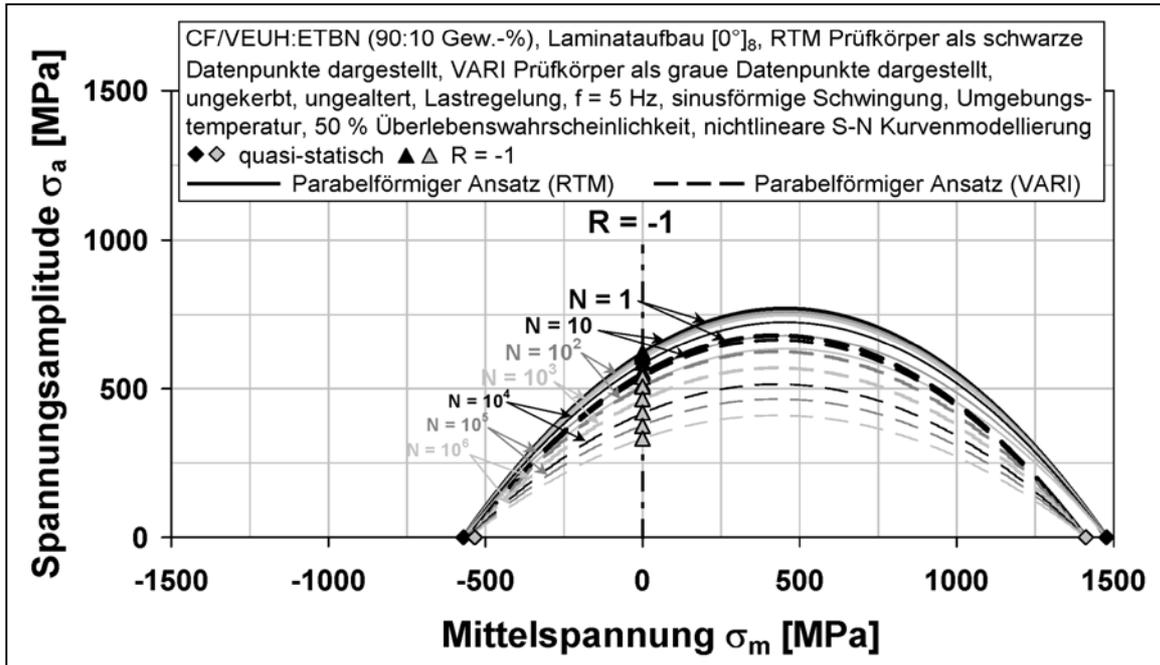


Bild 4.16: Zeitfestigkeitsschaubild des $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit parabelförmigem Ansatz und nichtlinearer S-N Kurvenmodellierung (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

Bild 4.17 bis Bild 4.18 zeigen die für die quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM und VARI) entsprechenden Zeitfestigkeitsschaubilder bei der Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 %.

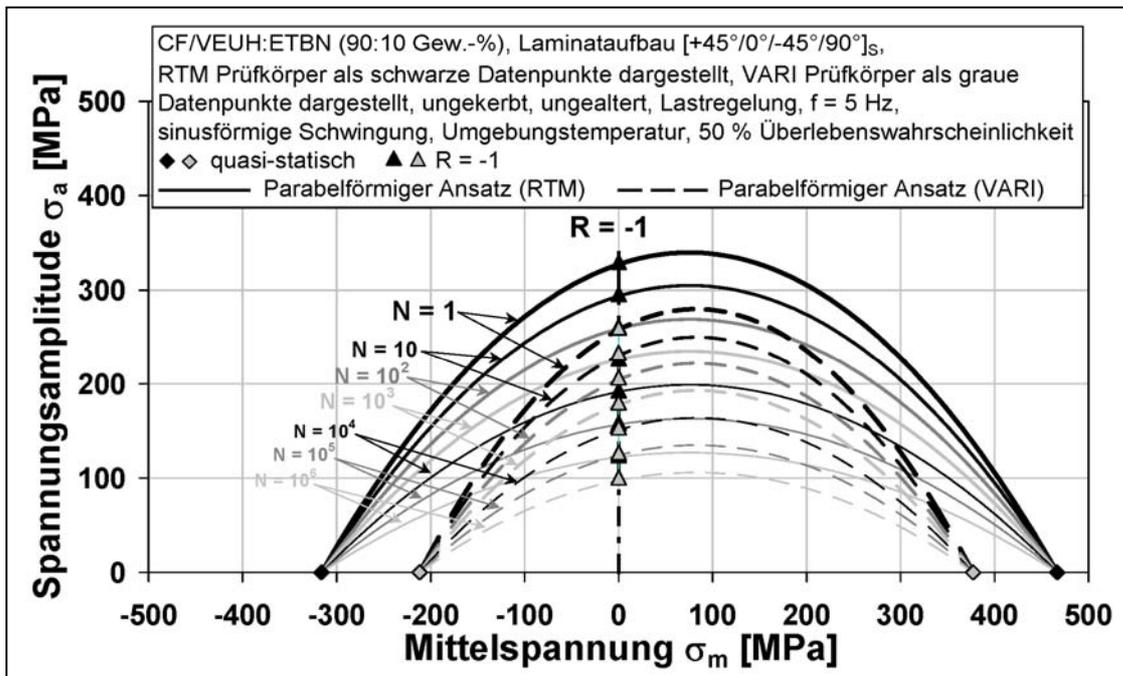


Bild 4.17: Zeitfestigkeitsschaubild des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_s$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit parabelförmigem Ansatz (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

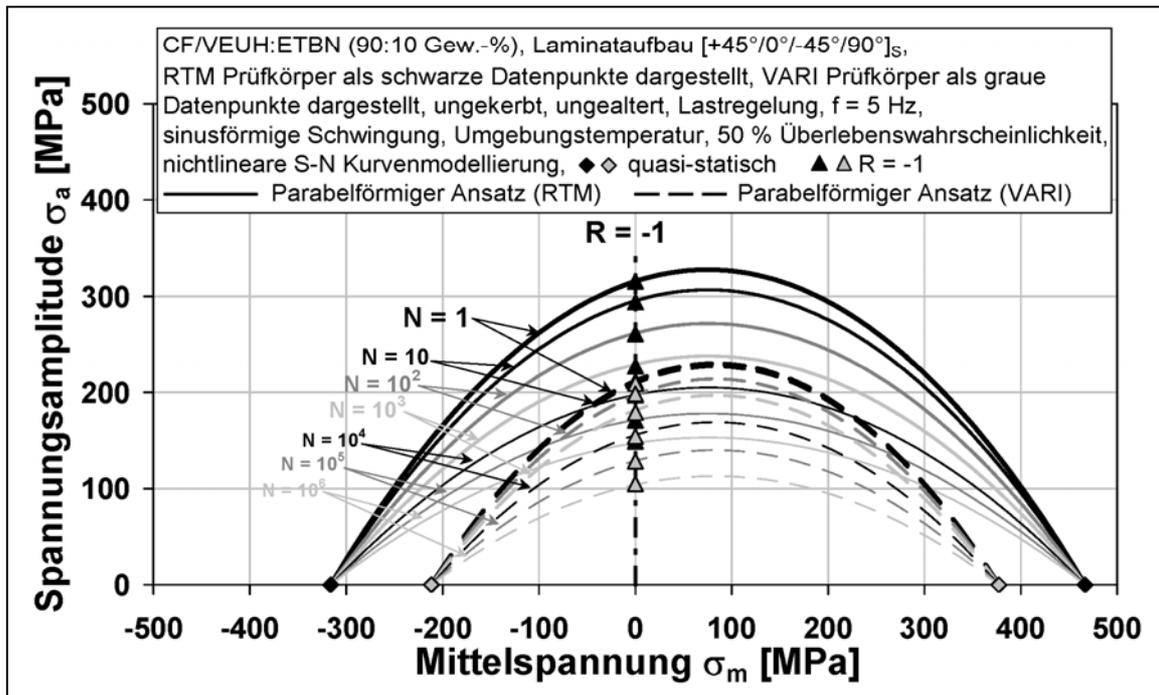


Bild 4.18: Zeitfestigkeitsschaubild des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit parabelförmigem Ansatz und nichtlinearer S-N Kurvenmodellierung (RTM und VARI; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

Bild 4.19 zeigt den direkten Vergleich der Zeitfestigkeitsschaubilder mit Ansatzfunktion zweiten Grades sowie linearer und nichtlinearer Einstufenmodellierung für das orthotrope $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat.

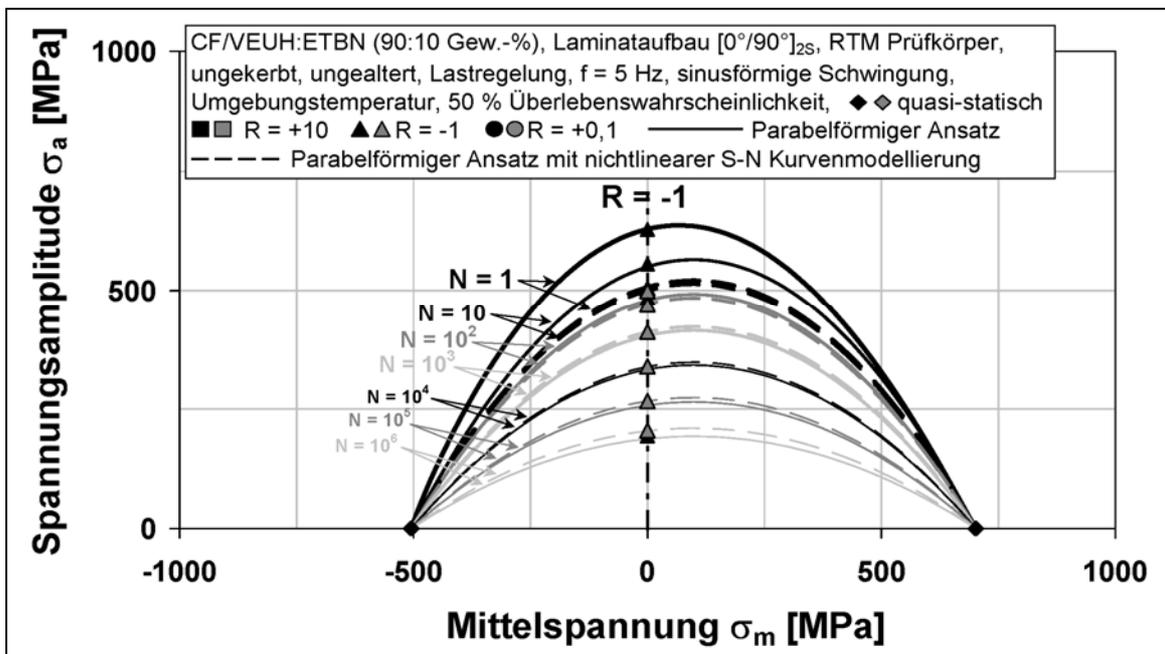


Bild 4.19: Zeitfestigkeitsschaubild mit parabelförmigem Ansatz des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit linearer und nichtlinearer S-N Kurvenmodellierung (RTM; Überlebenswahrscheinlichkeit 50 %)

4.3 Modellierung des Schädigungs- und Versagensverhaltens

4.3.1 Restfestigkeitsabfall der kritischen 0°-Schicht

Im Restfestigkeitsabfallmodell sind die Lebensdauer, die Restfestigkeit und die statische Festigkeit Größen, die durch ihre Auftretenswahrscheinlichkeit definiert sind, wobei als Verteilungsgesetz die Gauß'sche Normalverteilung Anwendung findet. Zur Bestimmung der Restzugfestigkeitsabfallfunktion des kritischen Elements (0°-Schicht) wurden die statischen Zugfestigkeiten von unidirektional verstärkten $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Prüfkörpern einer Laminatplatte, die zuvor 10^3 , 10^4 , 10^5 und $7 \cdot 10^5$ Schwingspiele mit $R = +0,1$ und einer Oberspannung von 1100 MPa ohne Versagenseintritt belastet wurden, gemessenen, vgl. Bild 4.20.

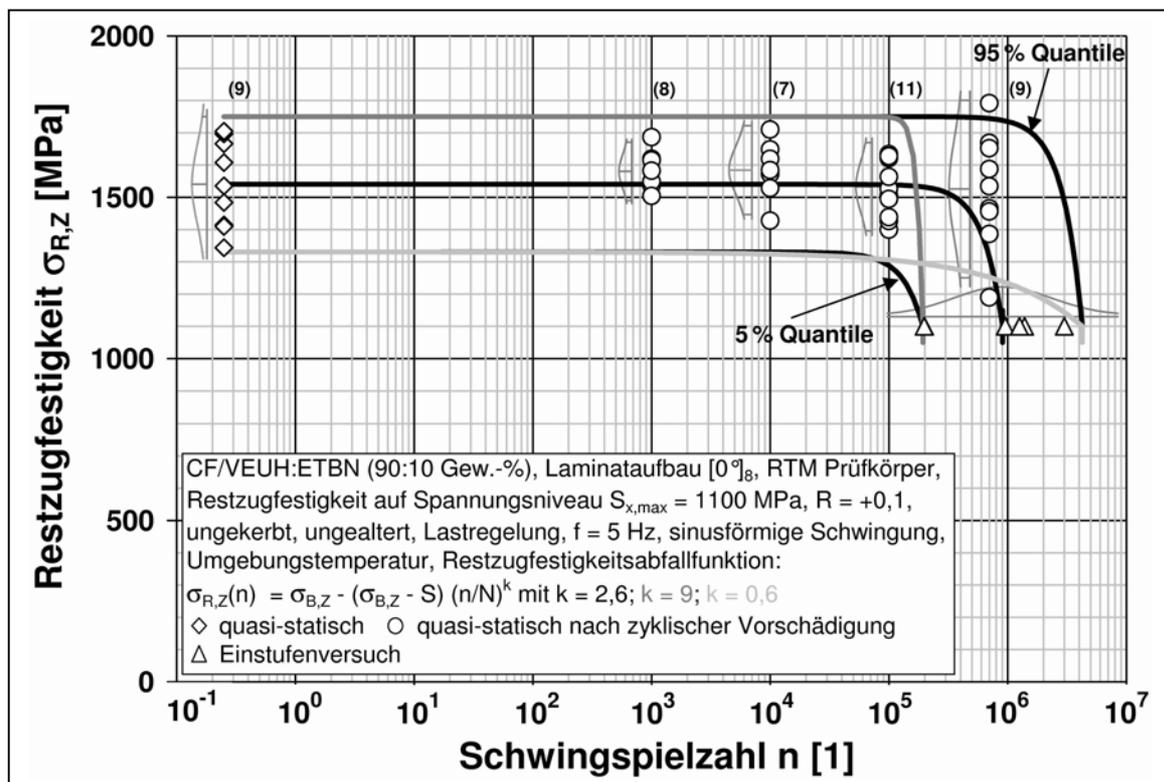


Bild 4.20: Verlauf der Restzugfestigkeit des unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM) über der Schwingspielzahl

Nach Ermittlung der Ausfallwahrscheinlichkeiten der jeweils gemessenen statischen Zugfestigkeiten für 5 %, 50 % und 95 % wurde die nichtlineare stetige Restfestigkeitsabfallfunktion mit dem Ansatz nach Gl. (2.4) verwendet, wobei k mit Hilfe der Maximierung des Korrelationskoeffizienten auf größer 0,9999 zu einem Zahlenwert von 2,6 bestimmt wurde.

Weiterhin sind in Bild 4.20 die Restfestigkeitsverläufe nach Gl. (2.4) für $k_{\max} = 9$ und $k_{\min} = 0,6$ eingetragen, welche durch einen späten rasch abfallenden („sudden-death“) bzw. einen kontinuierlich flachen („wear-out“) Kurvenverlauf die Grenzen weiterer, anhand der festgestellten Wahrscheinlichkeiten möglicher Restfestigkeitsabfallmodelle bilden und daher zur Sensibilitätsuntersuchung auf Ergebnisse der rechnerischen Lebensdaueranalyse benötigt werden.

4.3.2 Steifigkeitsdegradation der sub-kritischen 90°-Schicht

Aufgrund der sehr niedrigen Bruchspannung eines möglichen $[90^\circ]_8$ -Laminats und eines resultierenden niedrigen Prüfkraftbereichs wurde die Steifigkeitsdegradation der 90°-Schicht unter Verwendung von orthotropen $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminaten untersucht. Zuvor wurden Messungen des Zug-Elastizitätsmoduls E_x an unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Prüfkörpern zusammen mit der Versuchsreihe zur Bestimmung der Restzugfestigkeit zur Quantifizierung eines möglichen Einflusses der Kohlenstofffaserondulation auf den Steifigkeitsverlauf der 0°-Schicht während zyklischer Einstufenbelastung durchgeführt, vgl. Bild 4.21.

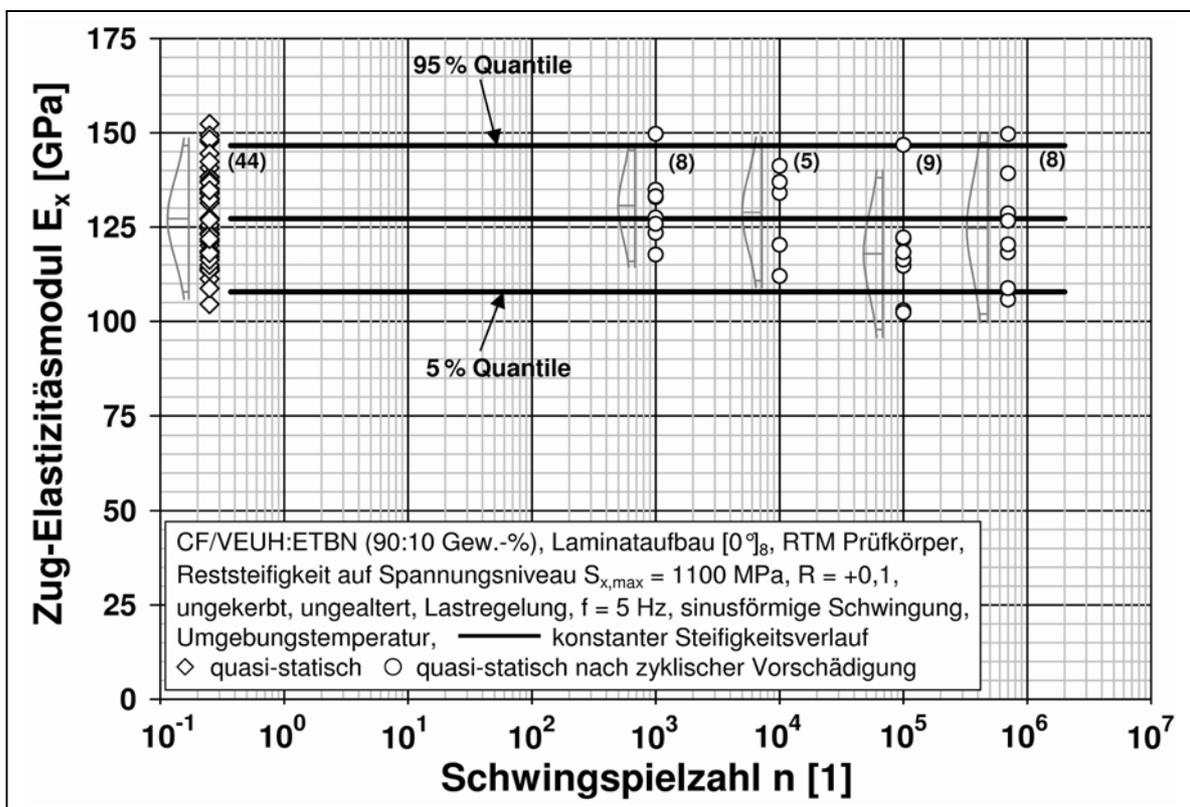


Bild 4.21: Verlauf des Zug-Elastizitätsmoduls E_x des unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats (RTM) über der Schwingspielzahl

Ein Steifigkeitsabfall der kritischen 0° -Schicht kann nicht festgestellt werden. Beobachtet wurde, dass das Versagen nicht durch Veränderung der inneren Kohlenstofffaserstruktur, sondern vielmehr durch die ansteigende Anzahl und Ausbreitung von Rissen entlang der Fasern (debonding) während der Schwingermüdungsbelastung entsteht und die sich daraus ergebenden örtlichen Spannungszustände zum Versagen zunächst einzelner Fasern bzw. Faserbündel und schließlich zum Bruch der gesamten Probe führen. Die Beobachtungen von Schulte et al. [81] konnten somit bei dem hier verwendeten CFK-Werkstoff für die $[0^\circ]_8$ -Laminatkonfiguration bestätigt werden. Aus den Untersuchungsergebnissen wird postuliert, dass der gemessene Steifigkeitsabfall des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -Laminats auf die Steifigkeitsdegradation der sub-kritischen 90° -Schichten zurückzuführen ist.

Jamison et al. führten in [51] umfangreiche Untersuchungen zum Schädigungsverhalten von CFK-Kreuzverbunden durch. Beobachtet wurde, dass die Steifigkeitsdegradation zu Beginn der Schwingermüdungsbelastung maßgeblich durch Matrixrisse in Querrichtung verursacht wird. Darauf folgend dominieren Matrixrisse parallel zur 0° -Faserorientierung, wobei der Steifigkeitsabfall bis kurz vor dem Bruch verhältnismäßig flach verläuft.

Die Steifigkeitsdegradation des hier betrachteten $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats wurde durch Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls in x -Richtung während der ($R = +0,1$)-Einstufenversuche optisch mit einem Videoextensometer, dessen Messalgorithmus auf der Auswertung von Helligkeitsunterschieden zwischen Messmarkierungen auf der Probenoberfläche basiert, ermittelt und durch quasi-statische Messung des Elastizitätsmoduls E_x bestätigt. Aus der Auswertung der Hysteresisschleifen wurde der dynamische Modul $E_{x,dyn}$ nach

$$E_{x,dyn} = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{\varepsilon_o - \varepsilon_u} \quad (4.17)$$

berechnet. In Bild 4.22 sind die Ergebnisse aus Experiment und Auswertung dargestellt. Ein zur Berücksichtigung der hier mit in [51] konform beobachteten Schädigungsmechanismen geeigneter Modellierungsansatz steht mit dem Ansatz nach Gl.(2.11) Verfügung. Resultierend aus der Kurvenanpassung durch Maximierung des Korrelationskoeffizienten an die mittleren Ausfallwahrscheinlichkeiten wurden die freien Parameter zu $A = 1$, $B = 1$ und $C = 0,2$ bestimmt.

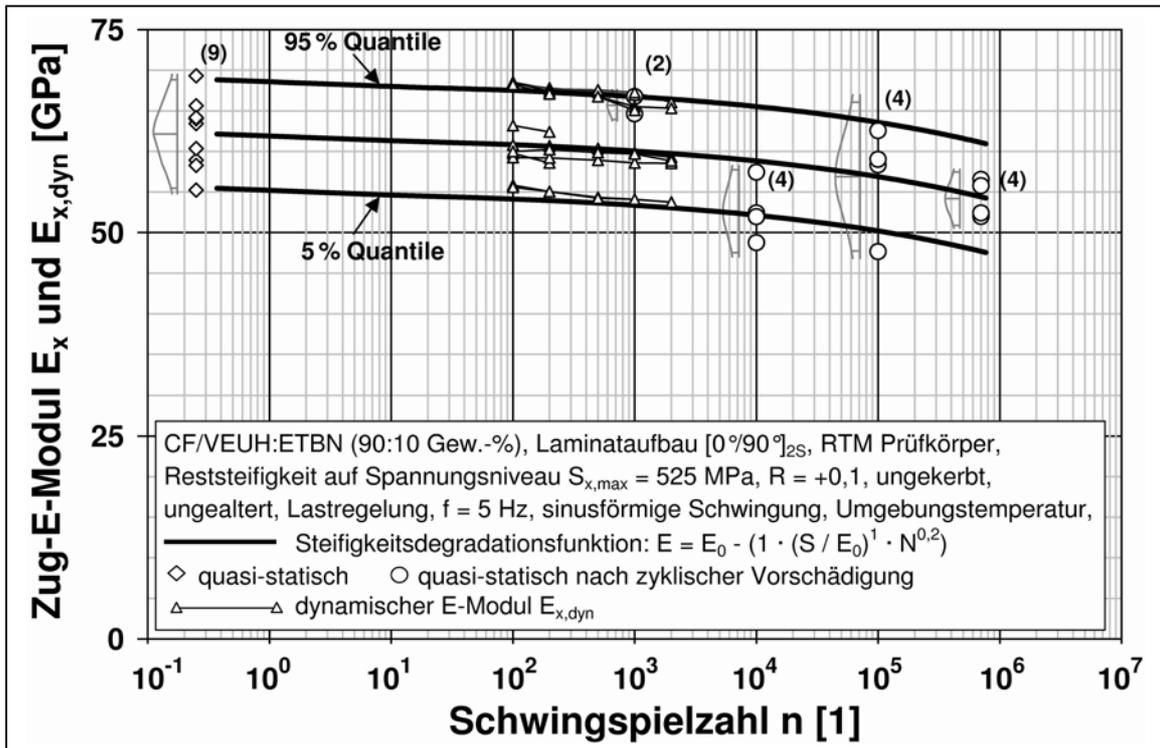


Bild 4.22: Verlauf des Zug-Elastizitätsmoduls E_x und des dynamischen Elastizitätsmoduls $E_{x,dyn}$ des orthotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats über der Schwingspielzahl, Herstellverfahren RTM

4.3.3 Steifigkeitsdegradation der sub-kritischen 45° -Schicht

Auf Basis der zuvor beschriebenen Postulierung wird ein weiterer Steifigkeitsabfall des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats den sub-kritischen $\pm 45^\circ$ -Schichten zugewiesen. In Bild 4.23 sind die experimentellen Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche vor und nach zyklischer Vorschädigung, der Messung des dynamischen Zug-Elastizitätsmoduls, die statistischen Ausfallwahrscheinlichkeiten für 5 %, 50 % und 95 % sowie die Modellierung des Steifigkeitsabfalls des quasi-isotropen Gesamtlaminats dargestellt. Die Kurvenapproximation nach Gl. (2.11) an die Ausfallwahrscheinlichkeiten für 50 % lieferte für die Parameter A , B und C die Zahlenwerte 1; 2 und 0,6. Ein im Vergleich zur Steifigkeitsdegradation des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats größerer Steifigkeitsabfall kann nur kurz vor der Versagensschwingspielzahl gemessen werden. Im Bereich bis 10^5 Schwingspiele kann nahezu kein Steifigkeitsabfall festgestellt werden. Die Messergebnisse müssen jedoch vor dem Hintergrund beobachteter rasch fortschreitender Randdelaminationen der verwendeten Flachprüfkörper gesehen werden.

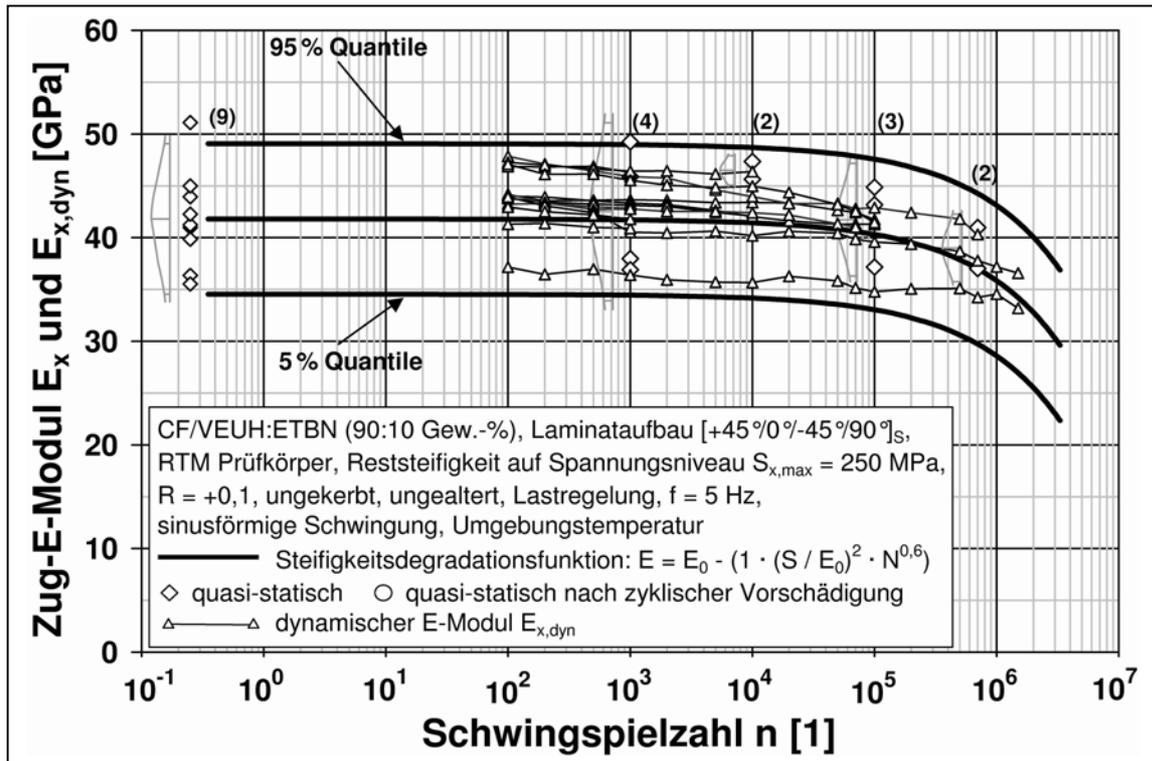


Bild 4.23: Verlauf des Zug-Elastizitätsmoduls E_x und des dynamischen Elastizitätsmoduls $E_{x,dyn}$ des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats über der Schwingspielzahl, Herstellverfahren RTM

In erster Konsequenz wird ein Schwerpunkt der Untersuchung von Modellierungsansätzen für die rechnerische Lebensdaueranalyse von Mehrschichtverbunden auf den nicht problembehafteten $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -Kreuzverbund verschoben. Nachfolgend muss der Einfluss einer minimalen und maximalen Steifigkeitsumlagerung von sub-kritischen Schichten auf die kritische 0° -Schicht untersucht werden. Erkenntnisse hieraus können schließlich in rechnerisch konservativ anzusetzenden Lebensdauer vorhersagen für das quasi-isotropen Laminat münden und müssen anschließend bewertet werden.

5 Ergebnisse rechnerischer Lebensdaueranalysen von FKV

5.1 Vorgehensweise

Die für die rechnerische Lebensdaueranalyse entwickelten, notwendigen mathematischen Modelle zur Beschreibung der S-N Kurven für $R = +0,1; -1$ und $+10$, der Zeitfestigkeitsmodelle, des Restfestigkeitsabfalls und der Steifigkeitsdegradationen für CF/VEUH:ETBN müssen zunächst in das vorhandene Programmsystem zur rechnerischen Lebensdaueranalyse implementiert werden. Zur Bewertung der Approximationsgüte wurden Laststeigerungsversuche und Versuche unter betriebsnaher Belastung durchgeführt. Für die Nachrechnung der Laststeigerungs- und der stochastischen miniTWIST-Lastfolgen müssen diese zunächst aufbereitet werden. Hierzu wurde ein Programm zur Aufbereitung beliebiger Last-Zeit-Folgen entwickelt. Dieses Programm ermöglicht die Umrechnung einer beliebigen Umkehrpunktfolge in eine aus Mittelspannung und Spannungsamplitude bestehende Abfolge durch direkte Umrechnung oder mit Hilfe von Klassierungsmethoden, wie dem Klassendurchgangs- oder Rainflow-Verfahren. Bleibt die Information über die zeitliche Reihenfolge im ersten Fall erhalten, so verbleibt diese jedoch unter Verwendung der übrigen Zählalgorithmen nur näherungsweise. Ein möglicher Reiheneinfluss wurde daher näher untersucht. Das Programmsystem erlaubt erstmalig eine exakte lebensdaueräquivalente Umrechnung anhand der Zeitfestigkeitsmodellierungen für die untersuchten Goodman- und Haigh-Diagramme auf ein frei wählbares Spannungsverhältnis. Weiterhin wurden diverse Filterungsoptionen in das Programm integriert. Basierend auf den entwickelten Modellen für Zeitfestigkeit, Restfestigkeitsabfall und Steifigkeitsdegradation von CF/VEUH:ETBN wurden der entsprechenden Lastdatenaufbereitung nachfolgend die Lebensdauervorhersagen für das unidirektionale $[0^\circ]_8$ -, das orthotrope $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - und das quasi-isotrope $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminat mit dem erweiterten Lebensdaueranalyseprogramm rechnerisch ermittelt und anhand des Vergleichs mit den experimentellen Ergebnissen bewertet. Eine abschließende Sensibilitätsanalyse hat die qualitative und quantitative Untersuchung des Einflusses maßgebender Eingangsgrößen auf die rechnerische Lebensdaueranalyse zum Ziel.

5.2 Implementierung der Modellierungen

Für die rechnerische Lebensdaueranalyse von multidirektionalen FKV-Laminaten steht ein auf der Programmierplattform *MATLAB* basierendes, umfangreiches Programmsystem (*LEBEN* [46], [54]) zur Verfügung, mit dem die Simulation von zyklischen Belastungsvorgängen für beliebige Mehrschichtverbunde ermöglicht wird. *LEBEN* errechnet in blockweiser Wiederholung Spannungen in den Einzelschichten und die relative Vergleichsspannung. Basierend auf dem Critical-Element-Konzept wird im kritischen Element mittels Wöhlerkurve und Restfestigkeitsabfallfunktion die ertragbare Versagensschwingspielzahl und die Restfestigkeit in Abhängigkeit der Belastung berechnet. Der Bruch des Prüfkörpers wird angenommen, wenn in einer Schicht die momentane Restfestigkeit kleiner als die momentane Beanspruchung ist.

Als Eingangsdaten für die rechnerische Lebensdaueranalyse werden zusammenfassend die Laminatkonfiguration, statische Werkstoffkennwerte, das Restfestigkeitsmodell sowie die *S-N* Modellierung des kritischen Elements, Steifigkeitsdegradationsmodelle der subkritischen Elemente und der zyklische Belastungsverlauf benötigt.

In Tabelle 5.1 sind die verwendeten statischen Werkstoffkennwerte der untersuchten Laminat aus CF/VEUH:ETBN anhand von experimentellen Versuchsergebnissen bzw. sinnvoll getroffenen Annahmen aufgeführt. Die Eingangsparameter der Modellansätze des Restfestigkeitsansatzes nach Gl. (2.4) für die kritische 0°-Schicht, des Steifigkeitsdegradationsansatzes nach Gl. (2.11) und die lineare *S-N* Kurvenmodellierung nach Gl. (3.14) mussten entsprechend an die Versuchsergebnisse angepasst werden. Zwecks Implementierung der nichtlinearen Einstufenmodellierung musste Gl. (4.15) über die Beziehung

$$\left(A \cdot (\log N)^B \right)^C = \frac{\sigma_B - S_{x,\max}}{S_{x,\max}} \cdot (\sigma_B)^C \quad (5.18)$$

nach N

$$N = 10^{\left(\frac{\sigma_B}{A} \right)^{\frac{1}{B}} \cdot \left(\frac{\sigma_B - S_{x,\max}}{S_{x,\max}} \right)^{\frac{1}{BC}}} \quad (5.19)$$

aufgelöst und entsprechend in einer Unterprozedur umgesetzt werden.

Tabelle 5.1: Eingangsgrößen für die rechnerische Lebensdauervorhersage für die untersuchten (CF/VEUH:ETBN)-Lamine, 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit

Gemessen Werkstoffkenngrößen	$[0^\circ]_8$		$[0^\circ/90^\circ]_{2s}$	$[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_s$	
	RTM	VARI	RTM	RTM	VARI
$\sigma_{B,Z}$	1.477	1.411	702	466	377
$\sigma_{B,D}$	-622	-533	-504	-316	-211
$E_1^{(z)}$	122.991	106.088	62.147	41.806	42.229
$\tau_{21,B}^{(z)}$	74	65	74	74	65
$G_{21}^{(z)}$	4.346	4.170	4.346	4.346	4.170
Annahmen					
$\sigma_{2,B}^{(z)}$	40	40	40	40	40
$\sigma_{2,B}^{(D)}$	-100	-100	-100	-100	-100
$E_2^{(z)}$	5.000	5.000	5.000	5.000	5.000
n_{12}	0,27	0,27	0,27	0,27	0,27

Der Bereitstellung des zyklischen Belastungsverlaufs unter Berücksichtigung der linearen und nichtlinearen Einstufenmodellierung sowie der zur lebensdaueräquivalenten Umrechnung auf ein konstantes Spannungsverhältnis bestimmten Zeitfestigkeitsmodelle kommt im Folgenden entscheidende Bedeutung zu. Zur Implementierung einer lebensdaueräquivalenten Lastfolge wurde daher ein eigenständiges Programm zur Aufbereitung von Last-Zeit-Folgen (*ProLife*) auf Programmierenebene C++ entwickelt, vgl. Bild 3.2. Im Folgenden sei die Funktionsweise des Programmsystems näher erläutert.

Nach dem Einlesen einer beliebigen Last-Zeit-Folge als Umkehrpunktfolge ($S_u, S_o, S_u, S_o, \dots$), wie beispielsweise mit dem Programmsystem *GENESIS 4 fatigue* des National Aerospace Laboratory NLR für die standardisierte miniTWIST-Lastfolge generierbar, stehen dem Nutzer die Optionen der direkten Umrechnung in eine Abfolge von unklassierten Mittelspannungen und Spannungsamplituden ($\sigma_m, \sigma_a, \sigma_m, \sigma_a, \dots$), der Zählung mit Hilfe des Klassendurchgangsverfahrens und des Rainflow-Algorithmus oder der Umrechnung in eine äquivalente Blocklastenabfolge zur Verfügung.

Aus dieser Abfolge geschlossener Schwingspiele bzw. Hysteresisschleifen ergibt sich eine entsprechende Anzahl an Spannungsverhältnissen. Da eine experimentelle Bereitstellung der entsprechenden Einstufenmodelle in der Regel aufgrund der Vielzahl benötigter Versuchsergebnisse nicht gewährleistet werden kann, wird die Umrechnung anhand von Zeitfestigkeitsdiagrammen auf ein konstantes Spannungsverhältnis erforderlich. Konnte diese Umrechnung bisher nur in ersten Ansätzen in [11] und [47] anfänglich vereinfacht realisiert und in [57]–[58] für ausgewählte stochastische Last-Zeit-Folgen näherungsweise umgesetzt werden, so steht heute mit *ProLife* ein Programm zur Verfügung, welches die exakte Umrechnung anhand von Goodman- und Haigh-Diagrammen sowie parabelförmigen Zeitfestigkeitsmodellen unter Berücksichtigung sowohl linearer als auch nichtlinearer Einstufenmodellierungen ermöglicht.

Nach Angabe der gewünschten Zeitfestigkeitsmodellierung und Eingabe der benötigten Modelleingangsparameter findet die lebensdaueräquivalente Transformation über die Beziehung

$$\left(\sigma_{x,m}, \sigma_{x,a}\right)\Big|_R \xrightarrow{N=\text{const}} \left(\sigma_{x,m}^*, \sigma_{x,a}^*\right)\Big|_{R=\text{const}} \quad (5.20)$$

auf ein frei wählbares, konstantes Spannungsverhältnis statt.

In Bild 5.1 ist ein Teilausschnitt einer miniTWIST-Umkehrpunktfolge, d. h. eine für die Tragflächenunterseite eines Transportflugzeugs durch vorwiegend im Zug-Schwellbereich ablaufende Amplituden charakteristisch typische Belastung, bei $\bar{S}_{x,\max} = 1500$ MPa dargestellt. Bild 5.2 zeigt beispielhaft das Ergebnis der über das Zeitfestigkeitsmodell nach Haigh für das unidirektionale (CF/VEUH:ETBN)-Laminat (RTM) und linearer Einstufenmodellierung (vgl. Bild 4.7) mit Hilfe von *ProLife* auf das Spannungsverhältnis $R = +0,1$ lebensdaueräquivalent umgerechneten Umkehrpunktfolge. Optional können Schwingspiele entweder einzeln oder durch Angabe eines Spannungsamplitudenbereichs sowohl vor als auch nach der in Gl. (5.20) beschriebenen Transformation herausgefiltert werden.

Daran anschließend gewährleistet *ProLife* die Möglichkeit, eine entsprechende Belastungseingabedatei mit den Informationen bezüglich Oberspannung und konstantem Spannungsverhältnis eines jeden Schwingspiels für das Programm *LEBEN* zu generieren.

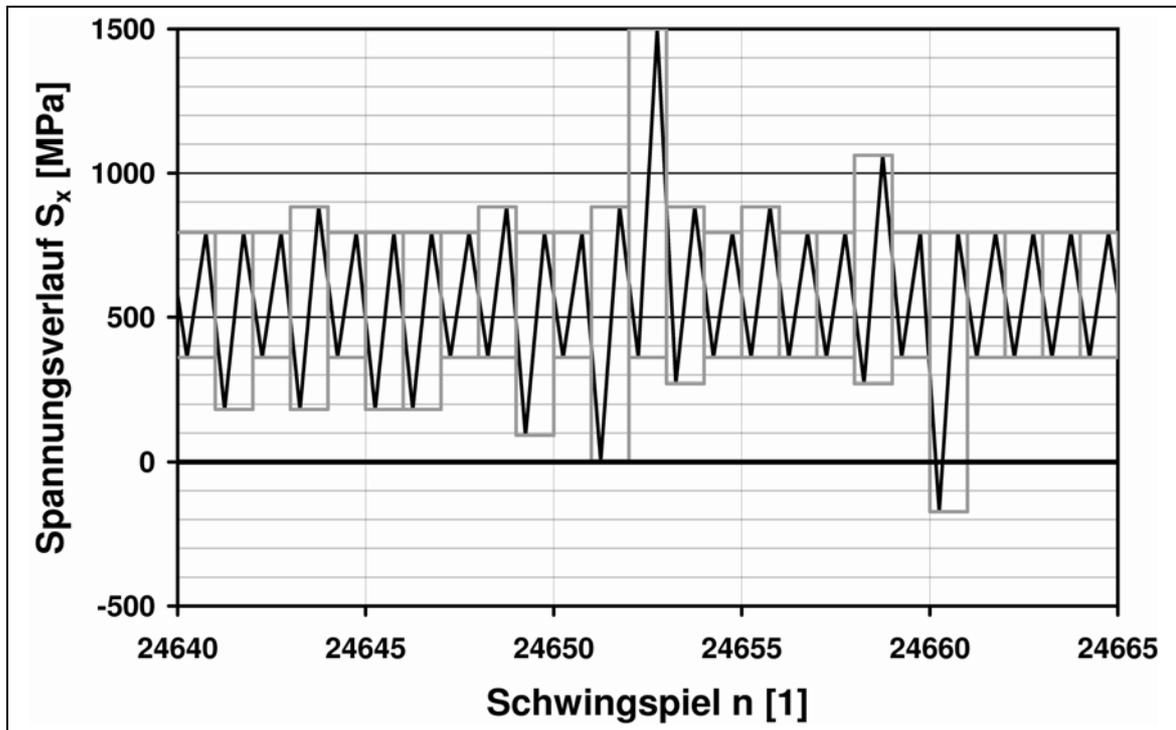


Bild 5.1: Ausschnitt des Verlaufs der Umkehrpunktfolge der standardisierten miniTWIST-Lastfolge mit $\bar{S}_{x,\max} = 1500$ MPa über der Schwingspielzahl

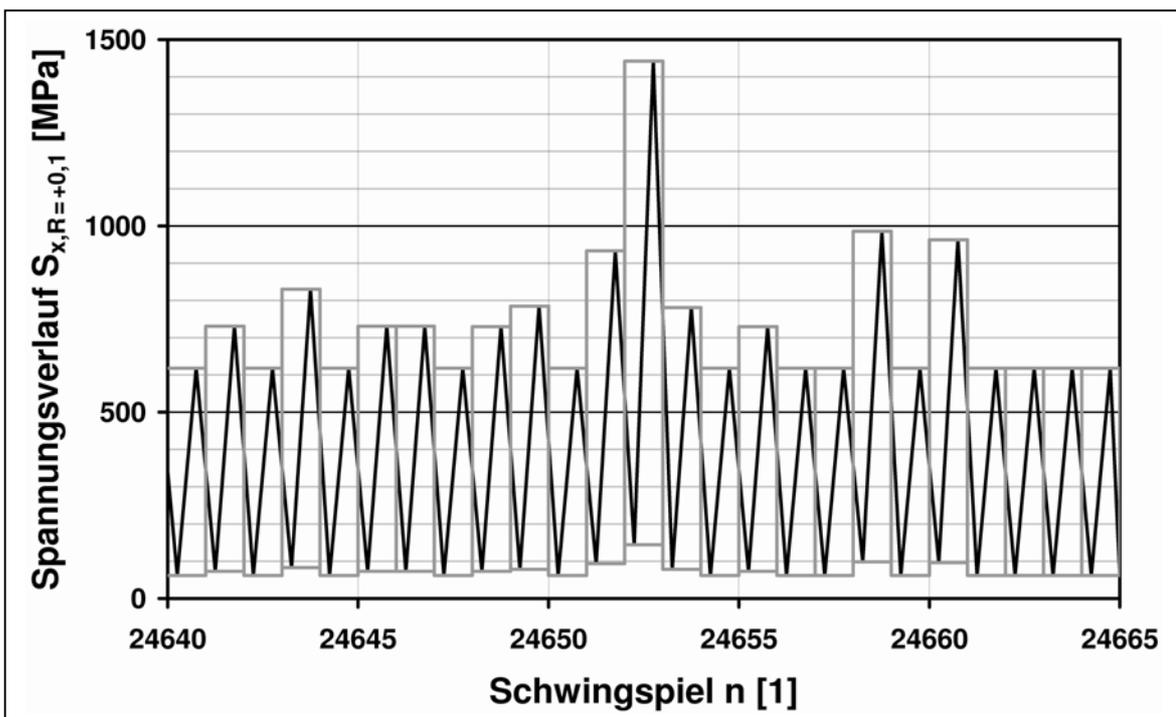


Bild 5.2: Ausschnitt der lebensdaueräquivalent unter Verwendung des Zeitfestigkeitsmodells nach Haigh und linearer S-N Modellierung bei Erhalt der Reihenfolge auf $R = +0,1$ umgerechneten miniTWIST-Lastfolge mit $\bar{S}_{x,\max} = 1500$ MPa über der Schwingspielzahl

5.3 Reihenfolgeeinfluss bei zyklischer Belastung mit veränderlicher Amplitude

Zur Untersuchung eines möglichen Reihenfolgeeinflusses und zur Charakterisierung des Schwingerermüdungsverhaltens bei zyklischer Belastung mit veränderlicher Amplitude wurden Zweistufen-Blocklastversuche mit $R = +0,1$ und den in Tabelle 5.2 aufgeführten Laststufen und Stufenlängen an $[0^\circ]_8$ -, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminaten des (CF/VEUH:ETBN)-Werkstoffsystems durchgeführt.

Tabelle 5.2: Parameter der Zweistufen-Blocklastversuche an (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten, Spannungsverhältnis $R = +0,1$

Laminat-konfiguration	Proben-anzahl	Maximalspannung $S_{i,x,max}$ [MPa]		Laststufenlänge n_i [1]	
		niedrig	hoch	niedrig	hoch
$[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$	24	275	350	50.000	1.000
$[0^\circ]_8$	42	1.000	1.100	50.000	2.000
$[0^\circ/90^\circ]_{2S}$	15	450	500	200.000	1.000

Tabelle 5.3 gibt die gewählten Maximalspannungsniveaus und Stufenlängen der Vierstufen-Blocklastversuche mit $R = +0,1$ am $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat wieder. Bei diesem Versuch wurden die Stufenlängen zu 5 % der jeweiligen Versagensschwingspielzahl aus dem Einstufenversuch bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % angesetzt.

Tabelle 5.3: Parameter des Vierstufen-Blocklastversuchs an $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminaten, Spannungsverhältnis $R = +0,1$

Last stufe i	Maximalspannung $S_{i,x,max}$ [MPa]	Versagensschwing-spielzahl $N_{i,50\%}$ [1]	Laststufenlänge n_i [1]
A	80	1.078.284	53.914
B	90	189.234	9.462
C	100	33.210	1.660
D	110	5.828	291

Die Mehrstufenversuche wurden in aufsteigender (niedrig-hoch bzw. A-B-C-D) und absteigender (hoch-niedrig bzw. D-C-B-A) Reihenfolge durchgeführt. Mit Restzugfestigkeitsversuchen an Proben aus $[0^\circ]_8$, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten nach Zweistufen-Belastung wurde untersucht, inwieweit sich bei den untersuchten Werkstoffen mögliche Reihenfolgeeinflüsse mit dieser Kenngröße erfassen lassen. Hierzu wurde bei Durchläufern die zyklische Belastung nach jeweils 6 Teilfolgen abgebrochen. Die Ergebnisse der Restzugfestigkeitsmessungen sind in Bild 5.3 dargestellt. Dabei wurden die Mittelwerte der einzelnen Messreihen mit dem jeweiligen quasi-statischen Zugfestigkeitskennwert normiert.

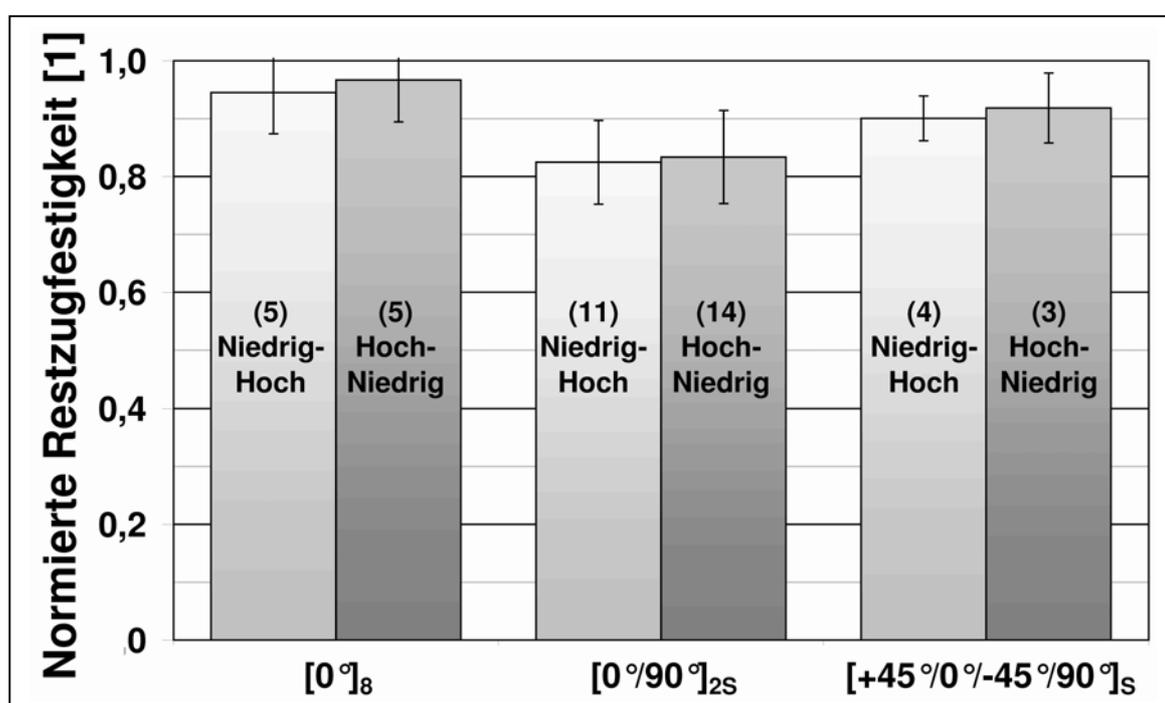


Bild 5.3: Normierte Restzugfestigkeiten nach Zweistufen-Blocklastversuchen an (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten, Fertigungsverfahren RTM

Aufgrund der ähnlich großen Mittelwerte und Streuungen kann ein Reihenfolgeeinfluss anhand der Restzugfestigkeitskennwerte nicht nachgewiesen werden.

Für eine Bewertung der akkumulierten Ermüdungsschädigung wurde die Schadenssumme nach Palmgren und Miner verwendet: In Tabelle 5.4 sind die Anzahl der versagten Probekörper und der Durchläufer nach sechs und drei Teilfolgen bei den Zwei- bzw. Vierstufenversuchen angegeben. Weiterhin enthält die Tabelle die auf die Palmgren-Miner-Summen bezogenen Mittelwerte der Schadenssumme der versagten Prüfkörper.

Tabelle 5.4: ($R = +0,1$)-Blocklastversuche an (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten, Fertigungsverfahren RTM: Anzahl versagter Prüfkörper und Durchläufer und relative Mittelwerte der Palmgren-Miner-Summe bei Versuchsabbruch

Laminat-konfiguration	Anzahl versagter Prüfkörper	Anzahl der Durchläufer	Mittelwert der nach Gl. (2.7) ermittelten Schadenssumme der versagten Prüfkörper bezogen auf die Schadenssumme bei Versuchsabbruch [%]	
Zweistufen-Blocklastversuche			niedrig-hoch	hoch-niedrig
$[0^\circ]_8$	17	25	34	2
$[0^\circ/90^\circ]_{2S}$	4	7	83	74
$[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$	14	10	29	19
Vierstufen-Blocklastversuche			A-B-C-D	D-C-B-A
$[\pm 45^\circ]_{3S}$	14	-	50	44

Aufgrund der nur geringfügig höheren relativen Schadenssummen bei den Lastfolgen mit ansteigender Amplitude im Vergleich zu den Versuchen mit umgekehrter Belastungsreihenfolge kann eine Reihenfolgeabhängigkeit der untersuchten CFK-Werkstoffe tendenziell zwar vermutet, zusammenfassend betrachtet jedoch für folgende Untersuchungen vernachlässigt werden.

5.4 Rechnerische Lebensdaueranalyse von Versuchen unter betriebsnaher Belastung bei Erhalt der Reihenfolge

Ein Verlust der Reihenfolge geht mit der Verwendung standardisierter Last-Zeit-Folgen per se einher, da die an realen Strukturbauteilen festgestellten Beanspruchungen in einer entsprechend synthetischen Lastfolge zusammengefasst wurden. Im Folgenden wird der Begriff des Reihenfolgeerhalts durch die exakte Nachrechnung der Abfolge eines standardisierten Lastkollektivs definiert.

Das Programmsystem *LEBEN* benötigt die Eingabe der zyklischen Belastung zur rechnerischen Lebensdauervorhersage als Eingangsgröße. Mit *ProLife* wird erstmals die direkte Umrechnung einer beliebigen Umkehrpunktfolge in eine Abfolge von Mittelspannung und Spannungsamplitude möglich, mit welcher anschließend eine lebensdaueräquivalente Umrechnung auf ein beliebiges Spannungsverhältnis ohne Anwendung von Zähl- oder Klassierungsverfahren basierend auf den bestimmten Einstufen- und Zeitfestigkeitsmodellen durchgeführt und eine entsprechende Eingabedatei für *LEBEN* zur Verfügung gestellt werden kann.

Auf diese Weise wurde die miniTWIST-Lastfolge repräsentativ für ein beliebiges Lastkollektiv untersucht. Durch *ProLife* wird als Eingabe für *LEBEN* eine Datei mit einer Zeilenanzahl entsprechend der Anzahl der Zyklen für eine Teilfolge (hier: 62.442 Zyklen) generiert. Pro Eingabezeile werden die Anzahl der Schwingspiele (jeweils 1), das konstante Spannungsverhältnis (jeweils $R = +0,1$) und die zugehörige aus der Transformation nach (5.20) umgerechnete Oberspannung übergeben. Wird in der rechnerischen Lebensdaueranalyse nach Abschluss der Berechnung einer Teilfolge kein Versagen festgestellt, so wird daran anschließend eine weitere Teilfolge berechnet. Auf diese Weise können experimentelle Versuchsergebnisse exakt nachgerechnet und die angewendeten Modelle bewertet werden.

In Bild 5.4 und Bild 5.5 sind die rechnerischen Lebensdauervorhersagen bei Verwendung der zuvor beschriebenen Modellansätzen für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit mit den experimentellen Versuchsergebnissen der unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Lamine dargestellt. Weiterhin ist die durch lineare Schadensakkumulation ermittelte Lebensdauer nach Palmgren und Miner aufgeführt. Als Grenzen sind die quasi-statische Zugfestigkeit, der Ablauf einer miniTWIST-Teilfolge und die in der Luftfahrt Anwendung findenden Auslegungskriterien für insgesamt 50.000 Flüge sowie eine Maximaldehnung von 0,45 % angegeben.

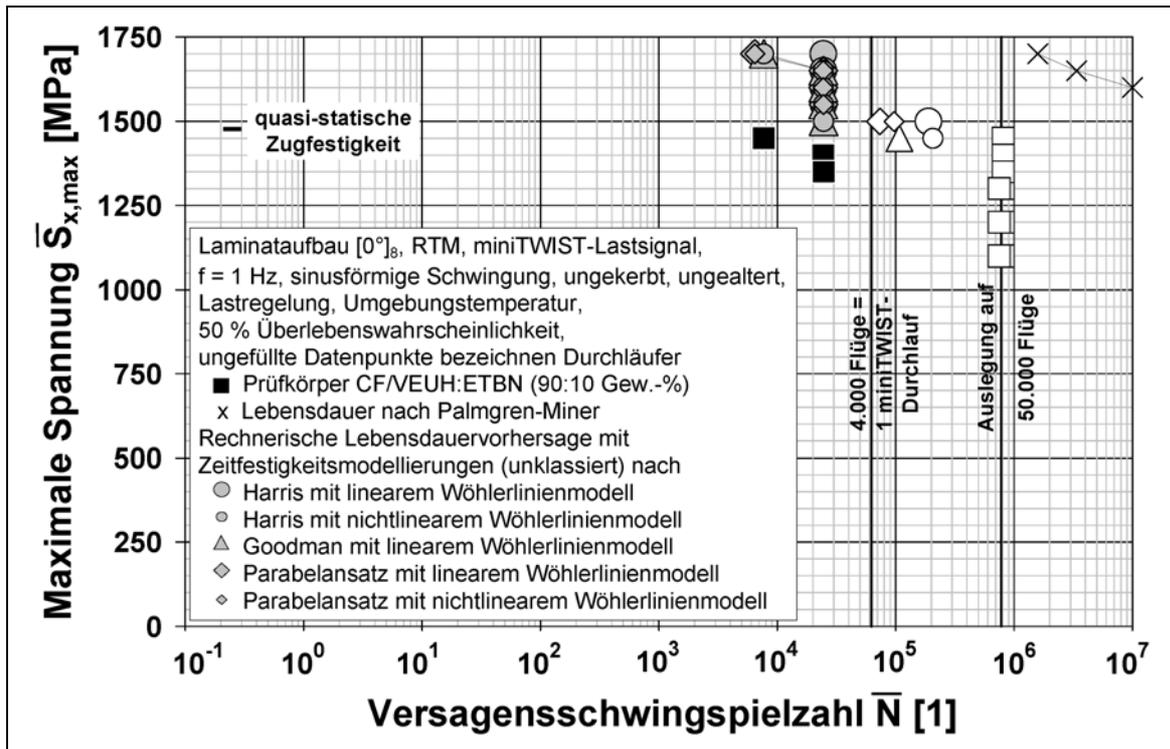


Bild 5.4: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[0^\circ]_8$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats, unklassiert, Herstellverfahren RTM

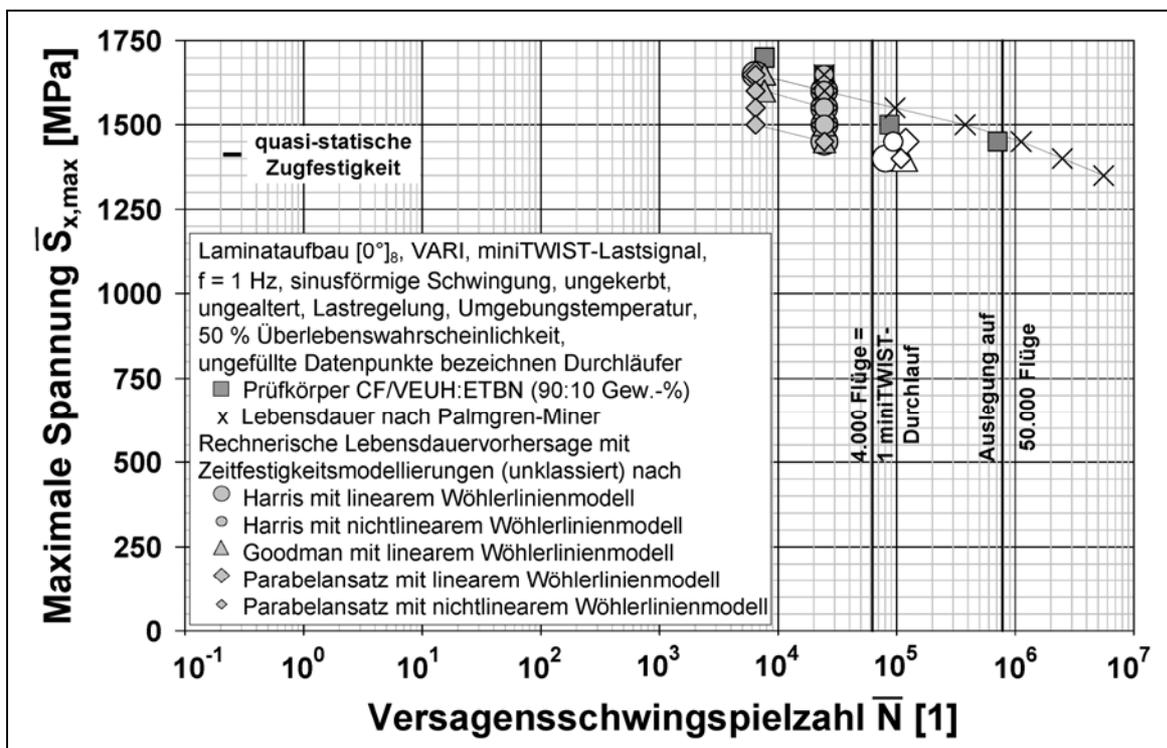


Bild 5.5: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[0^\circ]_8$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminats, unklassiert, Herstellverfahren VARI

Zur rechnerischen Lebensdaueranalyse des unidirektionalen Laminats aus CF/VEUH:ETBN werden aufgrund des Fehlens sub-kritischer Schichten keine Steifigkeitsdegradationsmodelle benötigt. Anhand der rechnerischen Durchläufer wird jedoch die Problematik der Vorgehensweise deutlich. Mit aktuellen Rechnern (3,2 GHz Prozessor; 3,4 GB Arbeitsspeicher) liegt die Tagesleistungsgrenze bei etwa 60.000 Berechnungen, d. h. entsprechend etwa 350.000 Schwingspiele pro Woche, da sich die Berechnungsgeschwindigkeit durch die Belegung von Speicherkapazitäten über die Gesamtzeit herabsetzt. Für eine praxisnahe Auslegung auf 50.000 Flüge bei Verwendung der miniTWIST-Lastfolge werden jedoch 780.525 Berechnungsschritte notwendig, so dass diese Vorgehensweise erst zukünftig mit der Verfügbarkeit von größeren Prozessorleistungen praktikabel wird.

Für die Abschätzung der Approximationsgüte der aufgestellten Modellansätze und der resultierenden rechnerischen Lebensdauer vorhersagen wurde der experimentelle Untersuchungsschwerpunkt nach den Untersuchungen an unidirektionalen RTM-Prüfkörpern auf das Erreichen von Versagen nach Möglichkeit im Bereich von $N < 10^5$ Schwingspiele gelegt.

Der Vergleich der nach Palmgren und Miner bestimmten Lebensdauern mit den Versuchsergebnissen zeigt eine sehr unkonservative zum Teil deutliche Lebensdauerüberschätzung. Im Gegensatz dazu können durch die rechnerischen Lebensdauer vorhersagen konservativere und somit Lebensdauerabschätzungen mit größerer Realitätsnähe erzielt werden. Die untersuchten Modellansätze unterscheiden sich in den Berechnungsergebnissen nur sehr geringfügig, wobei die rechnerischen mit den im Versuch ermittelten Versagensschwingspielzahlen oft exakt übereinstimmen.

In Bild 5.6 sind die experimentellen Ergebnisse und rechnerischen Lebensdauer vorhersagen nach lebensdaueräquivalenter Transformation auf $R = +0,1$ bei stochastischer miniTWIST-Belastung für das $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Kreuzlaminat dargestellt. Hier wurde für die 90° -Schicht die in Bild 4.22 dargestellte Steifigkeitsdegradation bei 50 % Wahrscheinlichkeit angesetzt.

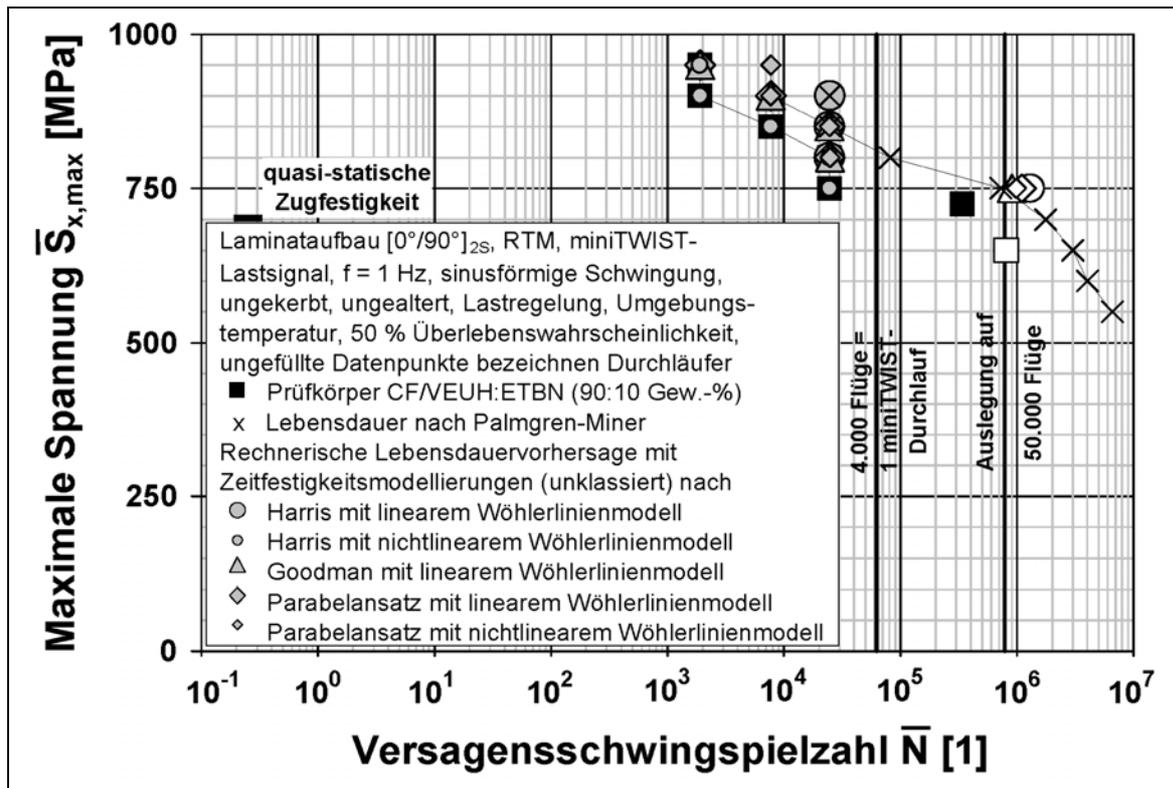


Bild 5.6: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, unklassiert, RTM

Der Vergleich der Lebensdauer vorhersagen mit den experimentellen Ergebnissen am untersuchten Kreuzlaminat zeigt einerseits geringfügige Defizite anhand einer Lebensdauer überschätzung auf. Andererseits unterscheiden sich die Lebensdauer vorhersagen deutlicher. Besonders hervorzuheben sind die Übereinstimmungen der Lebensdauer vorhersagen bei Verwendung des Haigh-Diagramms mit nichtlinearer Einstufenmodellierung. Hieran lässt sich eindeutig die Verbesserung der Vorhersage alleine durch die realitätsnähere Modellierung der Einstufenversuche nachweisen. Ebenso kann im Vergleich der vereinfachten Zeitfestigkeitsdiagramme festgestellt werden, dass die Modellierung durch einen parabelförmigen Verlauf Vorteile gegenüber der linearen Modellierung nach Goodman bietet.

In Bild 5.7 und Bild 5.8 werden die Versuchsergebnisse und die rechnerischen Lebensdauer vorhersagen an den quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminaten dargestellt. Aufgrund der Delaminationsproblematik wurde die in Bild 4.23 dargestellte Steifigkeitsdegradation alleine den $\pm 45^\circ$ -Schichten zugewiesen, um zunächst eine maximale Steifigkeitsumlagerung zu untersuchen.

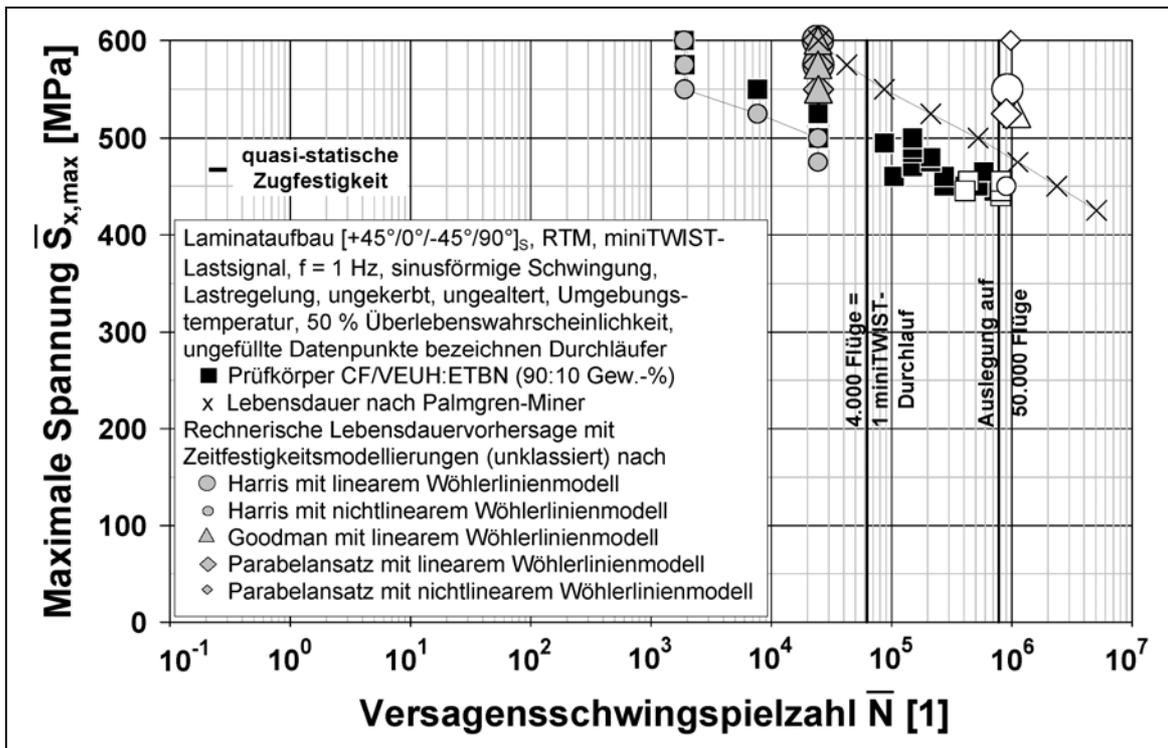


Bild 5.7: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, unklassiert, RTM

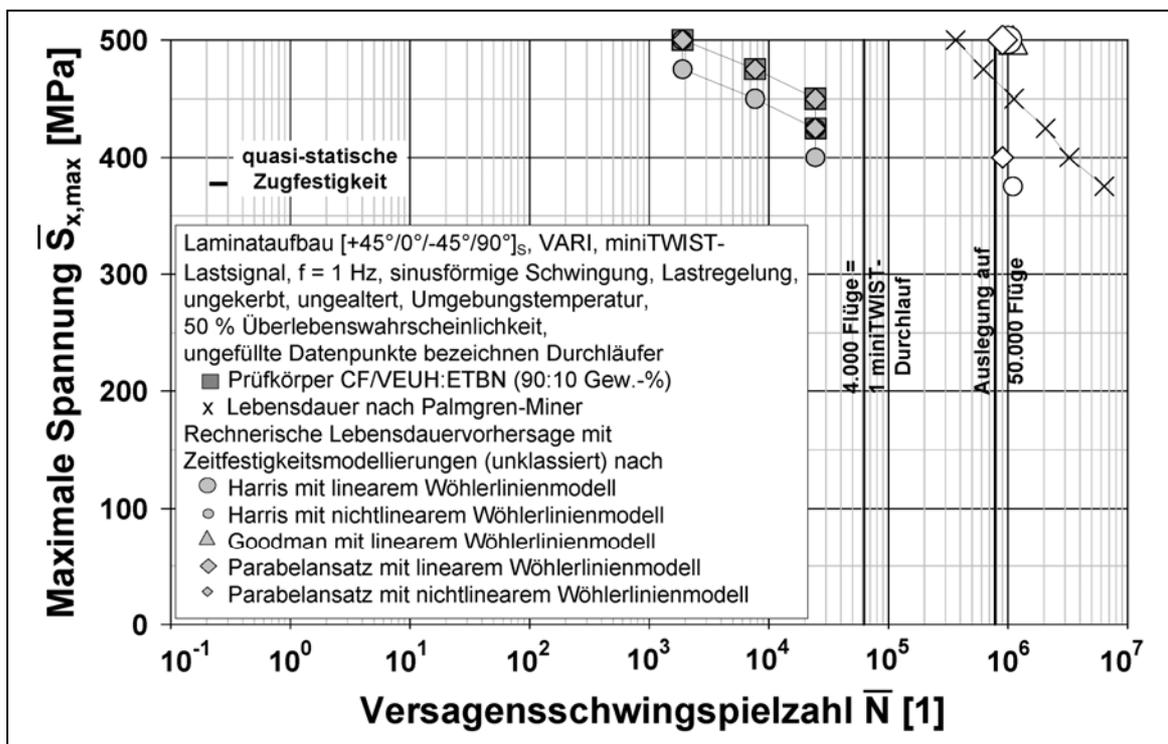


Bild 5.8: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, unklassiert, VARI

Im Ergebnisvergleich der Untersuchungen an den quasi-isotropen RTM- und VARI-Laminaten kann weiterführend festgehalten werden, dass bessere Approximationen durch die Modelle mit nichtlinearer $S-N$ Modellierung erreicht werden können. Die geringfügige Unterschätzung der Lebensdauern mit dem Ansatz nach Haigh und nichtlinearer Einstufenmodellierung legt den Verdacht nahe, dass die getroffenen Annahmen bezüglich einer theoretisch maximalen Steifigkeitsdegradation der $\pm 45^\circ$ -Schichten relativiert werden muss. Hierzu folgen weitere Untersuchungen.

In allen Untersuchungen resultieren hohe Lebensdauerüberschätzungen bei Verwendung der Palmgren-Miner-Regel. Somit kann festgehalten werden, dass eine Lebensdauervorhersage für die betrachteten CFK-Werkstoffe alleine mit Hilfe der linearen Schadensakkumulation zu sehr unkonservativen Ergebnissen führt.

Aufgrund der bestehenden Limitierung der rechnerischen Ergebnisse auf den Kurzzeitfestigkeitsbereich bis etwa $3 \cdot 10^5$ Berechnungen respektive Schwingspiele wurden Untersuchungen mit Anwendung von Zähl- und Klassierungsverfahren näher untersucht.

5.5 Rechnerische Lebensdaueranalyse von Versuchen unter betriebsnaher Belastung bei Verwendung von Klassierung

Die stochastischen miniTWIST-Lastfolgen wurden durch Zählung im Klassendurchgangsverfahren sowie durch Klassierung mit Hilfe der Rainflow-Methode, welche in das Programmsystem *ProLife* integriert wurden, erstellt. Hierbei wurden die miniTWIST-Umkehrpunktfolgen im Klassendurchgangsverfahren zur Erhöhung der Genauigkeit mit insgesamt 64 Klassen gezählt, wobei für eine Gesamterfassung aufgrund der Standardisierung eine Mindestanzahl von 41 Klassen ausreicht. In gleicher Weise wurde zur Begrenzung der Rechenzeit eine (64 x 64)-Rainflow-Matrix zwecks Klassierung verwendet.

Nachfolgend bestehen in *ProLife* die Möglichkeiten der lebensdaueräquivalenten Umrechnung anhand der bestimmten Zeitfestigkeits- und Einstufenmodelle sowie der Umsetzung der klassierten Abfolge in eine lebensdaueräquivalente Blocklastenabfolge. In beiden Fällen können die notwendigen Eingangsdateien für das Programmsystem *LEBEN* erzeugt werden.

Bei Verwendung der klassierten miniTWIST-Abfolge kann die Reihenfolge lediglich näherungsweise erhalten bleiben. Die rechnerische Lebensdaueranalyse erfolgt dabei wie zuvor erläutert.

Der wesentliche Vorteil der Verwendung dieser Klassierungsmethodik besteht in der Erstellung einer lebensdaueräquivalenten Blocklastenabfolge. Nach dem Auslesen der Rainflow-Matrix werden die zu einem jeweiligen Schwingspiel zugehörigen Schwingspiele ermittelt. Eine miniTWIST-Abfolge besteht daher aus insgesamt maximal 92 verschiedenen Mittelspannungs- und Spannungsamplitudenpaaren (Hysteresisschleifen). Die Paarungen wurden in *ProLife* jeweils anhand der Zeitfestigkeits- und Einstufenmodelle nach Gl. (5.20) transformiert und mit den aus der Rainflow-Matrix ausgelesenen Informationen über die Anzahl der zugehörigen Schwingspiele pro Blocklast vereint. Anhand dieser Vorgehensweise kann die für eine Teilfolge lebensdaueräquivalente Blocklastenabfolge erstellt werden, mit dem Vorteil, dass eine miniTWIST-Teilfolge mit insgesamt 62.442 Zyklen durch 92 Blocklasten respektive 92 Berechnungsschritte im Programm *LEBEN* berechnet werden kann. Auf diese Weise können Versagensschwingspielzahlen bis zum Langzeitfestigkeitsbereich von $N > 10^7$ berechnet werden, wobei der maximale Fehler konstant bei ebenfalls 62.442 Schwingspielen liegt, der jedoch bei hohen Versagensschwingspielzahlen zunehmend an Bedeutung verliert.

Die Ergebnisse aus den beiden Vorgehensweisen werden in den folgenden Abbildungen zusammengefasst dargestellt, wobei die Berechnungsergebnisse bei Verwendung der Blocklastenumrechnung erst ab Durchlauf mindestens einer miniTWIST-Teilfolge aufgetragen sind.

In Bild 5.9 und Bild 5.10 sind die experimentellen Ergebnisse und rechnerischen Lebensdauervorhersagen nach Klassierung und lebensdaueräquivalenter Transformation auf $R = +0,1$ bei stochastischer miniTWIST-Belastung für das $[0^\circ]_8$ - (CF/VEUH:ETBN)-Laminat dargestellt.

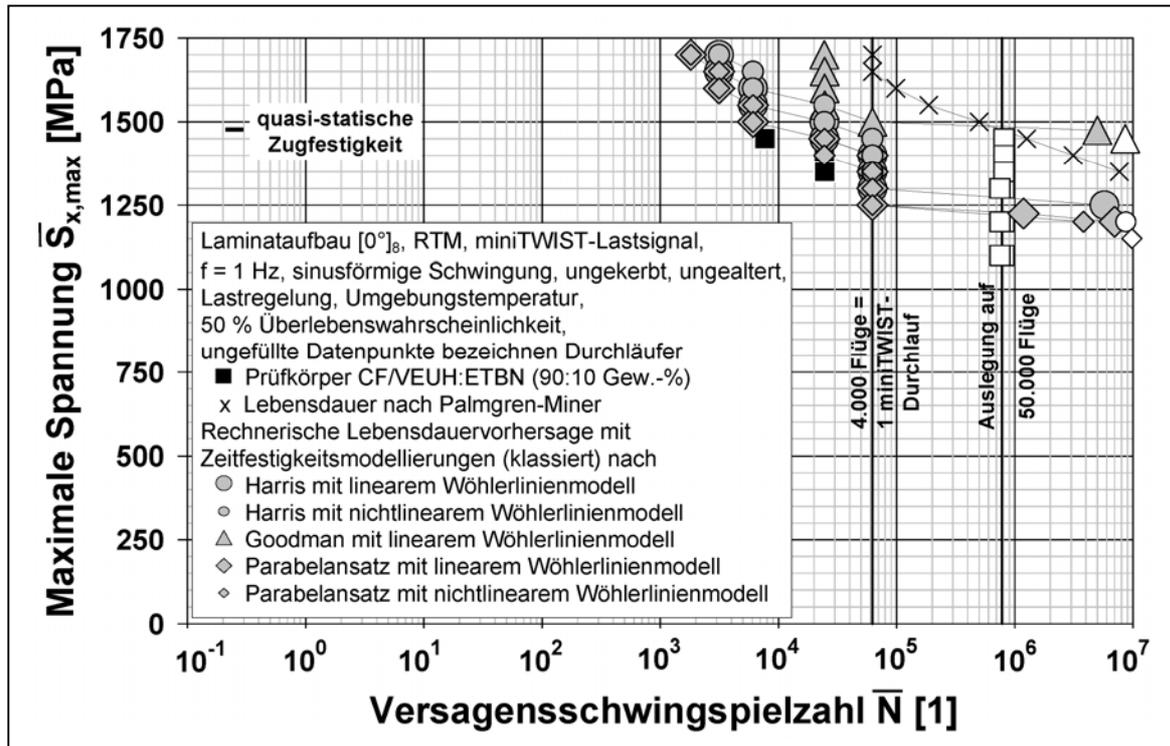


Bild 5.9: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, klassiert, Herstellverfahren RTM

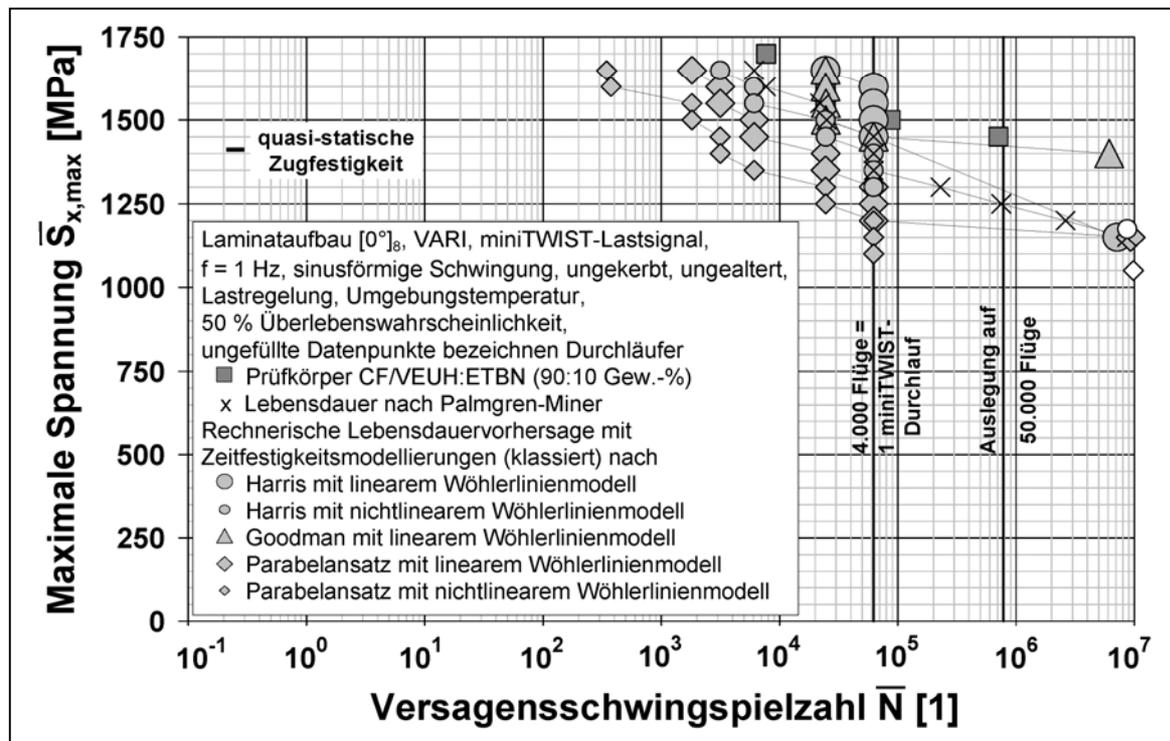


Bild 5.10: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauer vorhersagen des $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, klassiert, Herstellverfahren VARI

Zwar bleibt die Reihenfolge nur näherungsweise erhalten, dennoch werden im Vergleich zu den rechnerischen Lebensdauervorhersagen bei Erhalt der Reihenfolge insgesamt betrachtet konservativere Abschätzungen erreicht. Die Unterschiede bei Anwendung der untersuchten Zeitfestigkeits- und Einstufenmodellierungen fallen ebenso weit größer aus.

Der von Kienert [54] beschriebene Umstand, dass bei Anwendung des Restfestigkeitsabfallsmodells als Schadensakkumulationsmodell für Lastgeschichten mit realitätsnaher Amplitudendurchmischung keine erkennbare Verbesserung in der Lebensdauervorhersage für FKV gegenüber der linearen Palmgren-Miner-Regel festgestellt werden kann (vgl. Bild 2.1) und der daraufhin erbrachte mathematische Nachweis, dass für realistische Werte von k nach Gl. (2.4) keine deutliche Abweichung von der Palmgren-Miner-Regel zu erwarten ist, kann hier anhand der rechnerischen Lebensdauervorhersagen bei hohen Versagensschwingspielzahlen bestätigt werden.

Bild 5.11 zeigt die Ergebnisse der rechnerischen Lebensdaueranalysen nach Klassierung für das (CF/VEUH:ETBN)-Kreuzlaminat.

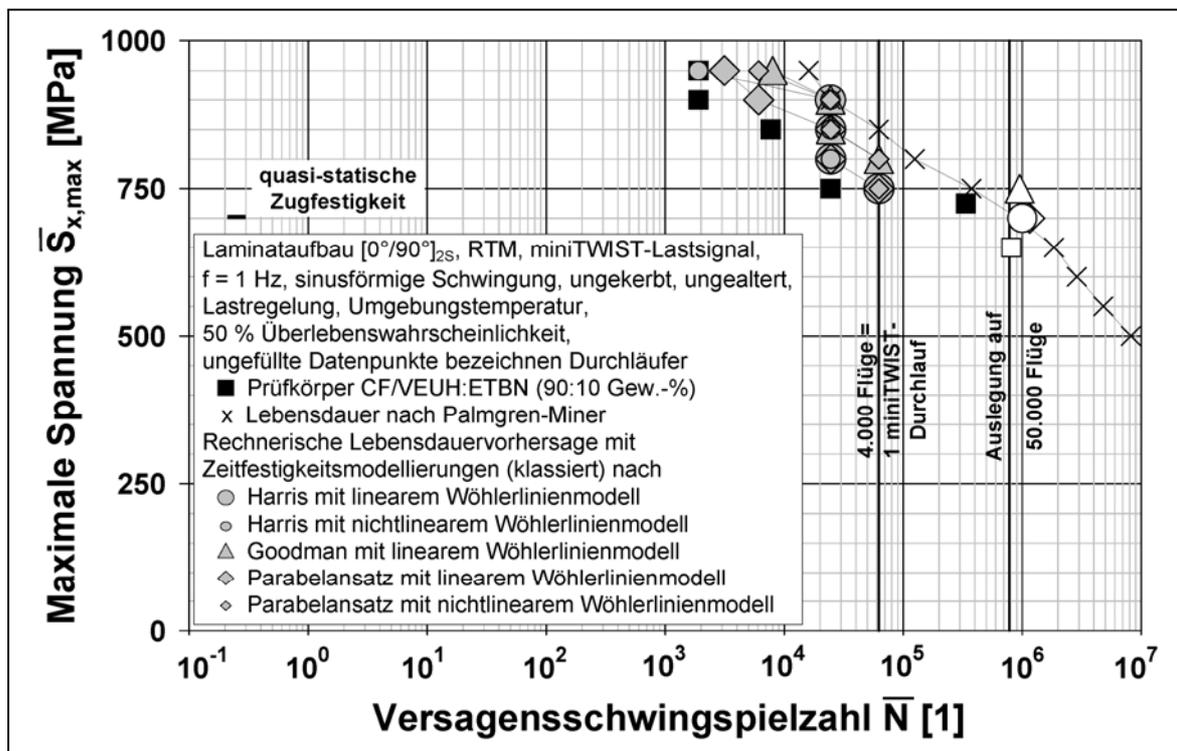


Bild 5.11: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauervorhersagen des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, klassiert, RTM

Zusammen betrachtet liefert das linearisierte Zeitfestigkeitsmodell nach Goodman nicht zuletzt aufgrund der Überschätzung die schlechteste Lebensdauervorhersage. Das parabelförmige und das Haigh-Diagramm folgen in der Güte der Lebensdauerabschätzung. Die größten Übereinstimmungen können wiederum bei Verwendung der Zeitfestigkeitsmodelle unter Berücksichtigung nichtlinearer Einstufenmodellierung festgestellt werden.

Die Approximationsgüte kann insbesondere an den untersuchten quasi-isotropen Laminaten aus CF/VEUH:ETBN, die für das RTM-Laminat in Bild 5.12 und für das VARI-Laminat in Bild 5.13 aufgeführt sind, gezeigt werden. Hier deuten die Verläufe der berechneten Lebensdauervorhersagen ebenso wie in den vorangegangenen Untersuchungen auf eine anfänglich zu hoch angesetzte Steifigkeitsdegradation der $\pm 45^\circ$ -Schichten.

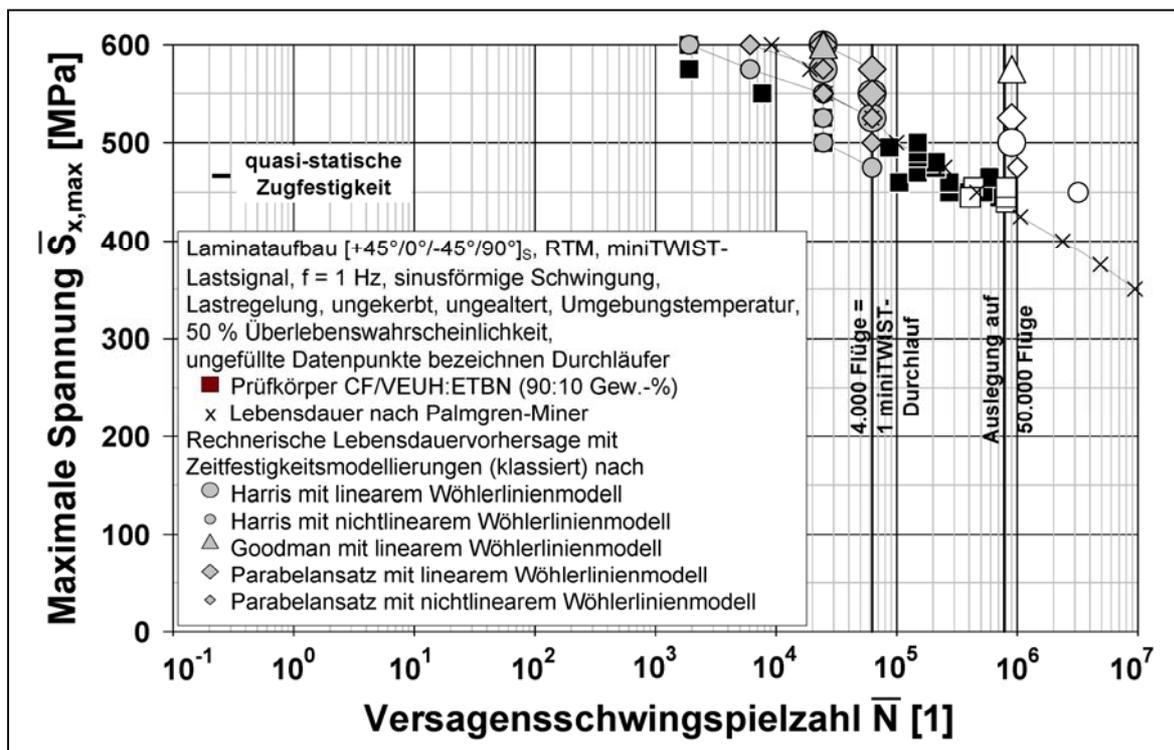


Bild 5.12: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x-Richtung und rechnerische Lebensdauervorhersagen des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, klassiert, RTM

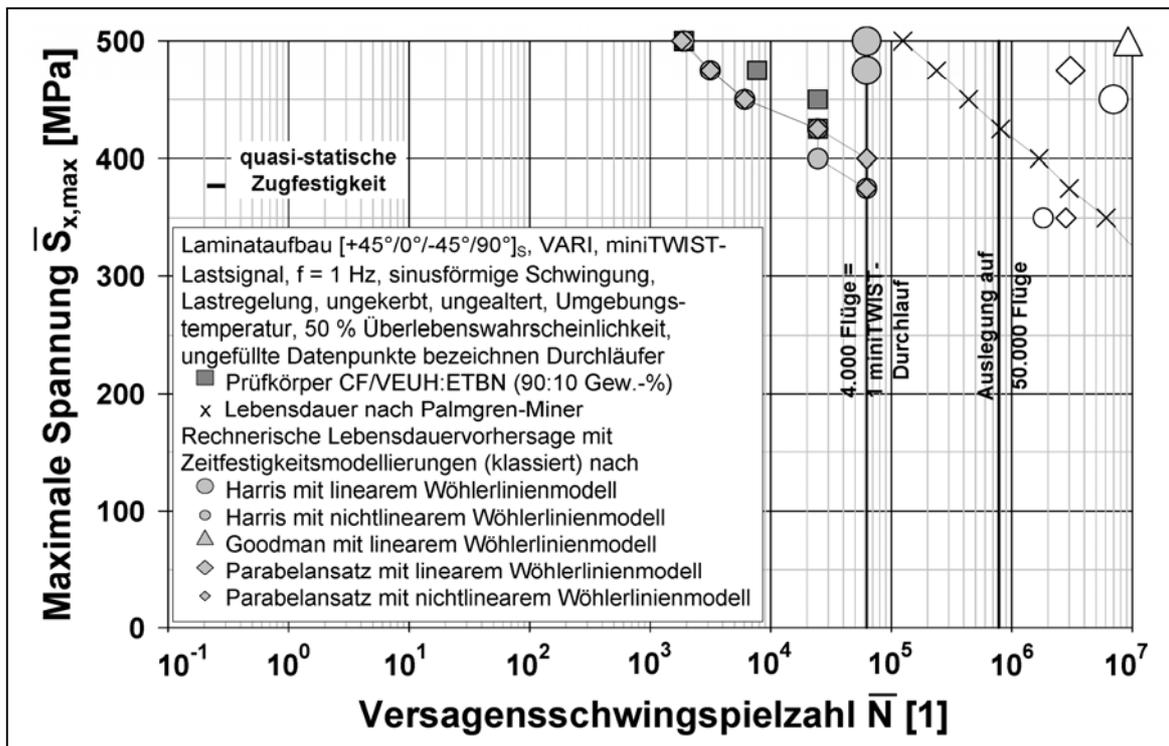


Bild 5.13: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge parallel zur x -Richtung und rechnerische Lebensdaueranalysen des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, klassiert, VARI

Anzumerken ist hierbei, dass die rechnerische Lebensdaueranalyse unabhängig vom Fertigungsverfahren zu ähnlichen Ergebnissen führt, sie somit zudem unabhängig vom Faservolumengehalt ist.

Nachfolgend werden die unterschiedlichen Einflüsse der vorgestellten Eingangsgrößen bezogen auf die rechnerische Lebensdaueranalyse in einer Sensitivitätsanalyse ermittelt und anschließend hinsichtlich ihrer Bedeutung bewertet werden.

5.6 Sensitivitätsanalyse

5.6.1 Einfluss der Zeitfestigkeitsmodellierung

Auffällig ist, dass die Verwendung des vereinfachten Zeitfestigkeitsansatzes nach Goodman meist zu den höchsten Lebensdauervorhersagen führt. Die größten Defizite im Vergleich der Zeitfestigkeitsmodelle bestehen hierbei im Bereich positiver Mittelspannungen, insbesondere bei unidirektionaler Laminatkonfiguration. Um den Einfluss der Zeitfestigkeitsmodellierung etwas näher beleuchten zu können, wurde daher der Laststeigerungsversuch mit mittelspannungsfreier Wechselbelastung am unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Laminat nachgerechnet.

In Bild 5.14 sind die Versuchsergebnisse und die Ergebnisse aus der rechnerischen Lebensdaueranalyse unter Verwendung der oben beschriebenen Zeitfestigkeitsmodellansätze nach lebensdaueräquivalenter Transformation auf das Spannungsverhältnis $R = +0,1$ für den Laststeigerungsversuch unter ($R = -1$)-Wechselbelastung am $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat dargestellt, [110].

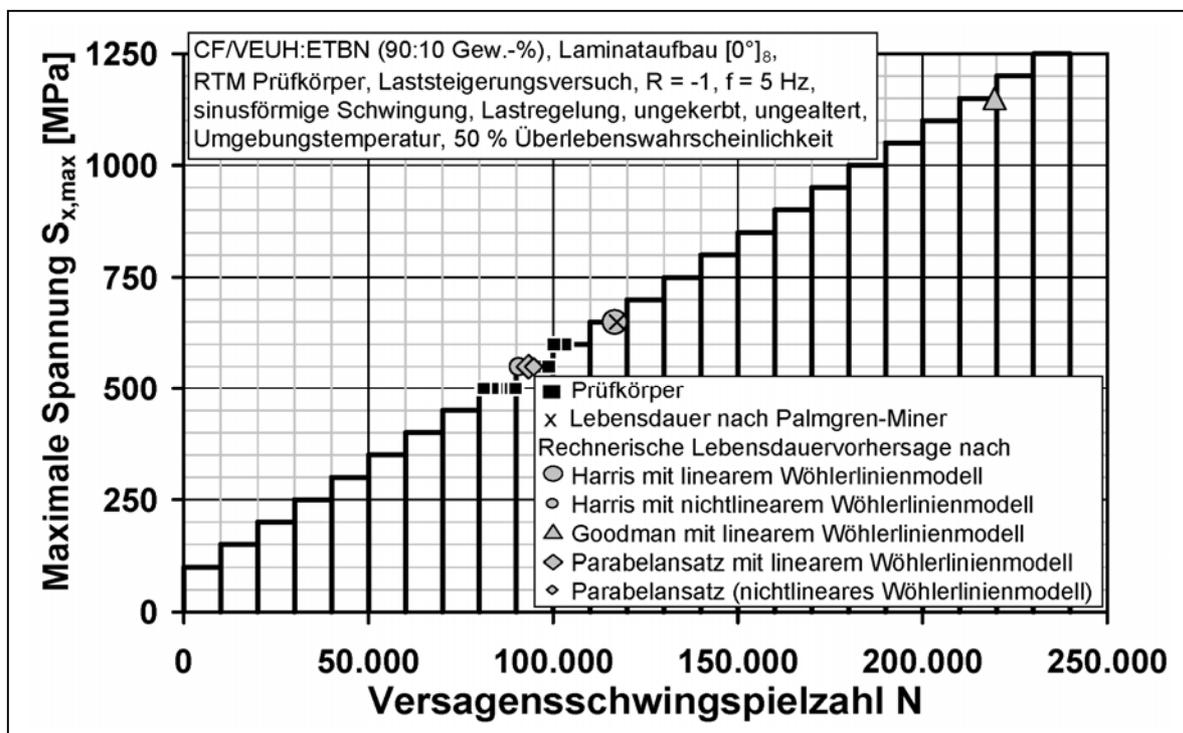


Bild 5.14: ($R = -1$)-Laststeigerungsversuche an flüssigimprägnierten $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminaten und rechnerische Lebensdauervorhersagen, Belastung parallel zur x-Richtung des Laminats, RTM

Anhand dieser Berechnungsergebnisse kann offensichtlich ein großes Defizit in der vereinfachten Zeitfestigkeitsmodellierung nach Goodman konstatiert werden. Die hohe Abweichung von den rechnerischen Lebensdauervorhersagen der übrigen Modellansätze liegt dabei in der in der starken Vereinfachung der Zeitfestigkeitsverläufe insbesondere im Bereich positiver Mittelspannungen begründet. Da die Lebensdauerabschätzung nach Goodman bereits in der Industrie aufgrund ihrer relativ einfachen Handhabung und geringem experimentellen Aufwandsbedürfnis Anwendung findet, sollten die Abschätzungsergebnisse nach Goodman mit erhöhter Vorsicht betrachtet bzw. mit einem erhöhten Sicherheitsbeiwert beaufschlagt werden.

Um diese vereinfachte Betrachtungsweise dennoch beibehalten und verbessern zu können, wurde der parabelförmige Zeitfestigkeitsansatz untersucht, der sowohl mit linearer als auch nichtlinearer Einstufenmodellierung zu sehr guten Lebensdauervorhersagen führt. Leicht erhöhte Defizite besitzen aufgrund der Lebensdauerüberschätzung sowohl die Vorhersagen nach Palmgren-Miner und nach Haigh bei Verwendung der linearen $S-N$ Modellierung. Besonders geeignet ist jedoch die Zeitfestigkeitsmodellierung nach Haigh mit Ansatz nichtlinearer $S-N$ Kurven, weshalb der Einfluss der Einstufenmodellierung nachfolgend näher untersucht werden soll.

5.6.2 Einfluss der Einstufenmodellierung

Da bis dato ein Dauerfestigkeitsbereich für FKV nicht eindeutig nachgewiesen wurde und in [58] aufgrund von Ergebnissen bei der Untersuchung insbesondere Gauß'scher Zufallsprozesse die Aussage getroffen werden konnte, dass theoretische Versagensschwingspielzahlen von $N > 10^{20}$ ohne Beeinträchtigung der Lebensdauervorhersage aus der Lastfolge herausfiltern zu können, wurde nachfolgend insbesondere der Zeitfestigkeitsbereich von $N > 10^9$ durch Herausfilterung entsprechender Schwingspiele auf entsprechende Relevanz untersucht. Erst in diesem Zeitfestigkeitsbereich unterscheiden sich die lineare und nichtlineare Einstufenmodellierung erneut durch ihre Verläufe, vgl. Abb. Bild 4.2.

Sinnvollerweise wurden hierzu die untersuchten $[0^\circ]_8$ -, $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminatkonfigurationen mit Rainflow-Klassierung betrachtet, wobei zur Begrenzung des Aufwandes lediglich die im RTM-Verfahren hergestellten Lamine aus CF/VEUH:ETBN verwendet wurden.

Die in Bild 5.15 im Vergleich zu Bild 5.9 für das unidirektionale Laminat dargestellten Ergebnisse der rechnerischen Lebensdauervorhersagen jeweils mit sowie ohne Herausfilterung von $N > 10^9$ Schwingspielen zeigen Unterschiede lediglich bei niedrigen Maximalbeanspruchungen bei gleichzeitig hohen Lebensdauern auf.

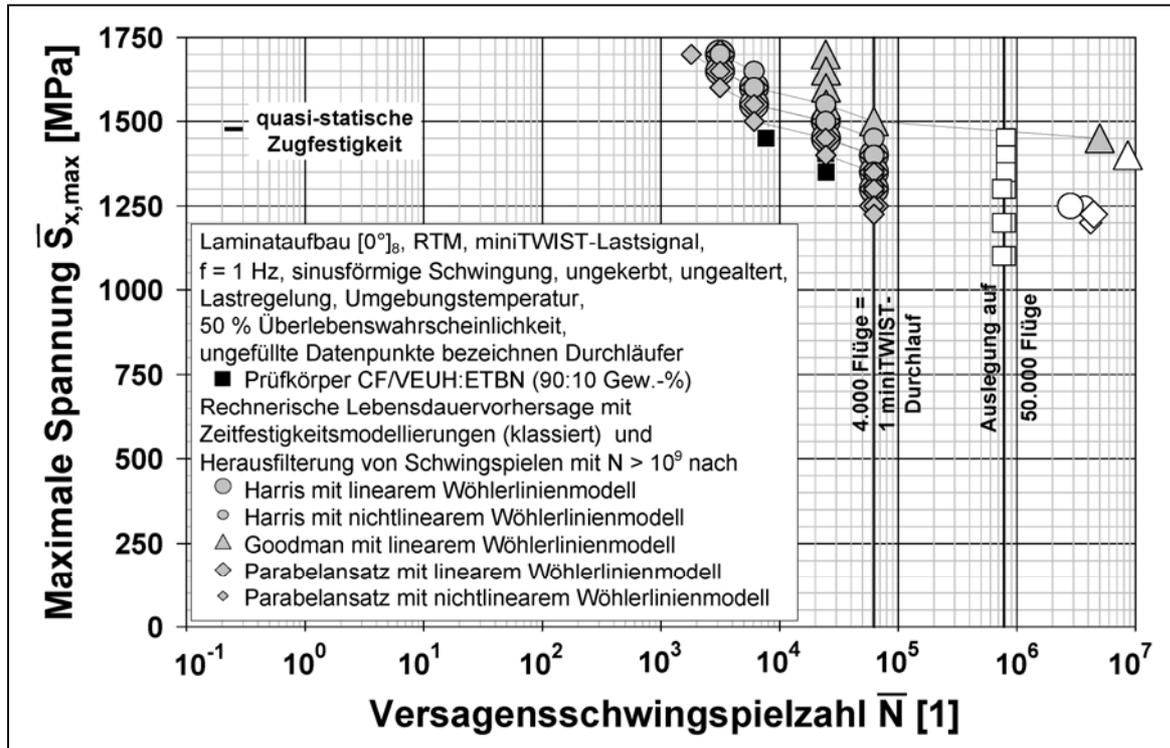


Bild 5.15: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und rechnerische Lebensdauervorhersagen des $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit Herausfilterung von $N > 10^9$, klassiert, Herstellverfahren RTM

Gleiches kann man anhand der Kreuz- und quasi-isotropen Laminats in Bild 5.16 bis Bild 5.17 im Vergleich zu Bild 5.11 und Bild 5.12 feststellen. Änderungen in den Lebensdauervorhersagen begründen sich auf die Tatsache, dass bei miniTWIST-Lastfolgen mit niedriger maximaler Spannung vermehrt niedrigerer Spannungsamplituden ergeben, so dass eine größer werdende Anzahl von Schwingspielen herausgefiltert wird. So kommt es zu Lastfolgen mit geringerem Schädigungsinhalt und somit zu entsprechend höheren Lebensdauervorhersagen. Die hier durchgeführten Betrachtungen mit Herausfilterung von $N > 10^9$ Schwingspiele zeigen jedoch deutlich, dass dieser Zusammenhang bis zum konstruktiven Auslegungsbereich für 50.000 Flüge irrelevant ist, da sich bis dorthin keine Änderungen ergeben.

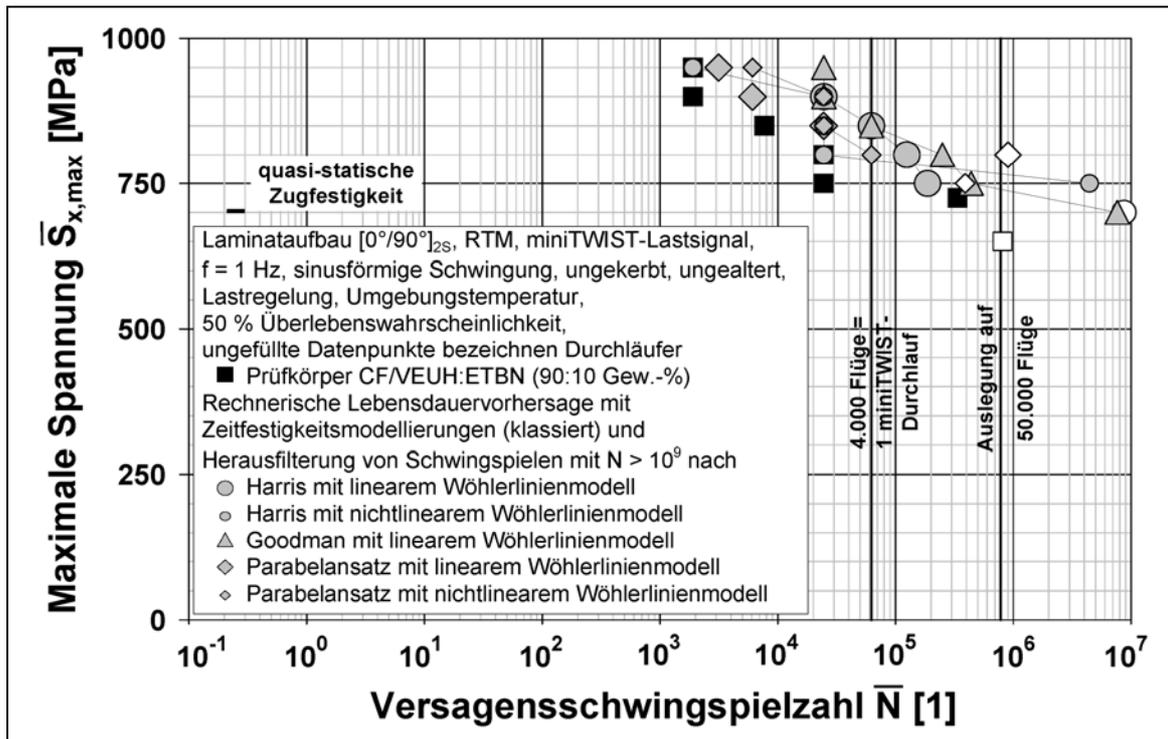


Bild 5.16: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und rechnerische Lebensdauervorhersagen des $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, Herausfilterung von Schwingspielen $N > 10^9$, Rainflow-klassiert, RTM

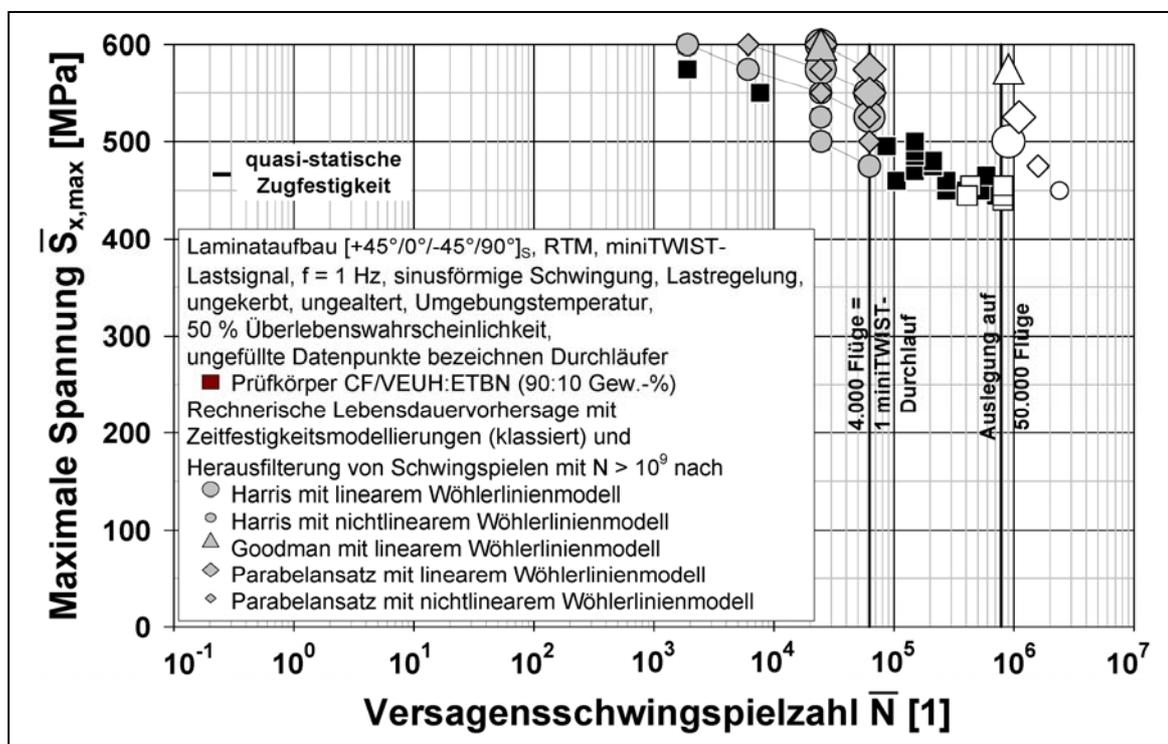


Bild 5.17: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und rechn. Lebensdauervorhersagen des $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats, Herausfilterung von Schwingspielen $N > 10^9$, Rainflow-klassiert, RTM

5.6.3 Einfluss der Restfestigkeitsmodellierung

Da der Restzugfestigkeit als Versagenskriterium bei Anwendung des CE-Konzepts entscheidende Bedeutung zukommt, wurde der Einfluss statistisch minimal und maximal möglicher Restzugfestigkeitsverläufe bezogen auf die Ausfallwahrscheinlichkeiten bei 5 und 95 % (vgl. Bild 4.20) näher untersucht. Hierbei wurde der Ansatz nach Gl. (2.4) maßgeblich für die Exponenten $k = 9$ für ein an CFK-Werkstoffen häufig beobachtetes und somit typisches „sudden death“-Verhalten und $k = 0,6$ repräsentativ für einen stark abfallenden Restzugfestigkeitsverlauf gewählt.

Um den Einfluss während der rechnerischen Lebensdaueranalyse durch subkritische Schichten auszuschließen und somit lediglich den Einfluss der Restfestigkeitsmodellierung betrachten zu können, wurden Versuche an unidirektionalen Laminaten aus CF/VEUH:ETBN nachgerechnet.

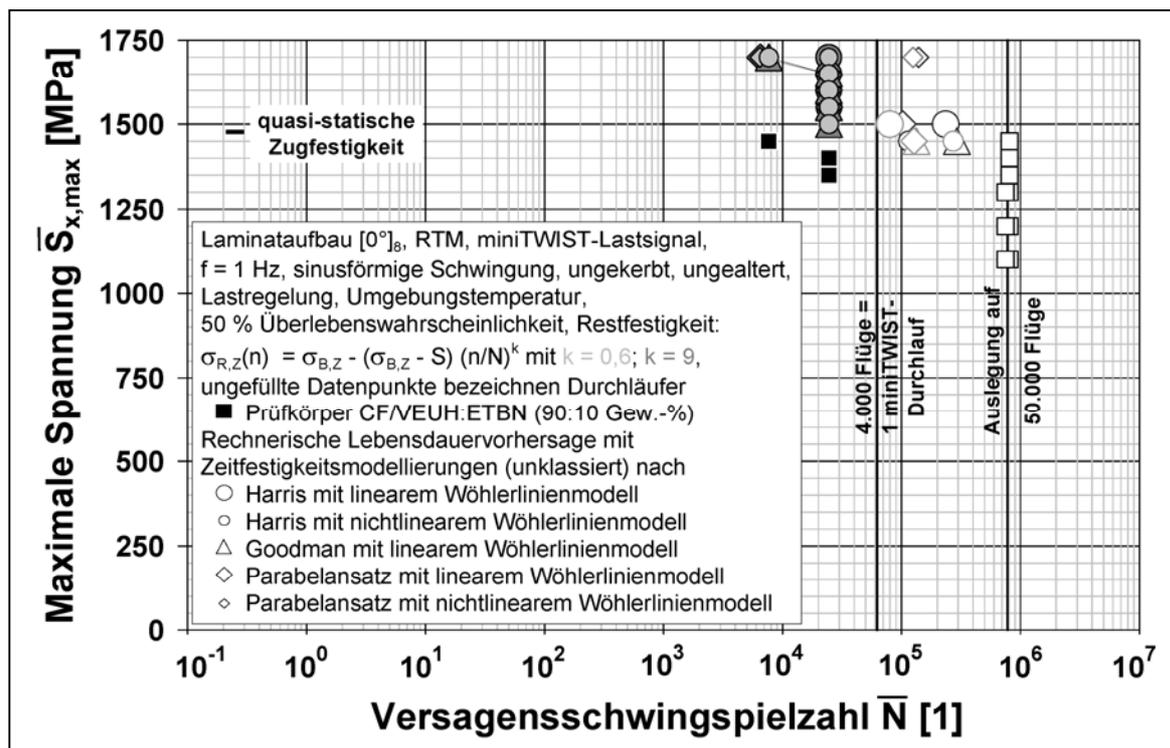


Bild 5.18: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauervorhersagen des $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminats bei minimalem und maximalem Restfestigkeitsansatz, unklassiert, Herstellverfahren RTM

In Bild 5.18 sind die Ergebnisse der rechnerischen Lebensdaueranalyse am unidirektionalen $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat unter miniTWIST-Belastung bei Berechnung ohne Klassierung und Anwendung der zuvor beschriebenen Restfestigkeitsansätze mit $k = 9$ und $k = 0,6$ dargestellt. Im Vergleich zu Bild 5.4 lassen sich in den Ergebnissen der Lebensdauervorhersagen nahezu keine Unterschiede bei Verwendung der beschriebenen abgeänderten Exponenten der Restzugfestigkeitsfunktion nach Hahn und Kim feststellen. Bei dieser Versuchsreihe dominieren einzelne markante Schwingspiele der stochastischen miniTWIST-Lastfolge, so dass nahezu keine Unterschiede in der Lebensdauerberechnung auftreten. Anhand dieser Resultate liegt zunächst der Verdacht nahe, dass der Restfestigkeitsverlauf einen eher geringen Einfluss als Eingangsgröße für die rechnerische Lebensdaueranalyse besitzt. Ein Unterschied im Verlauf der Restfestigkeit macht sich zudem erst bei mehrfacher Berechnung großer Spannungsamplituden bemerkbar. Dies ist bei den stochastischen Lastfolgen jedoch nicht gegeben. Daher wurde der in Bild 3.14 dargestellte ($R = -1$)-Laststeigerungsversuch am unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Laminat mit der Ansatzfunktion nach Gl. (2.4) und den Exponenten $k = 9$, $k = 2,6$ sowie $k = 0,6$ nachgerechnet., vgl. Bild 5.19.

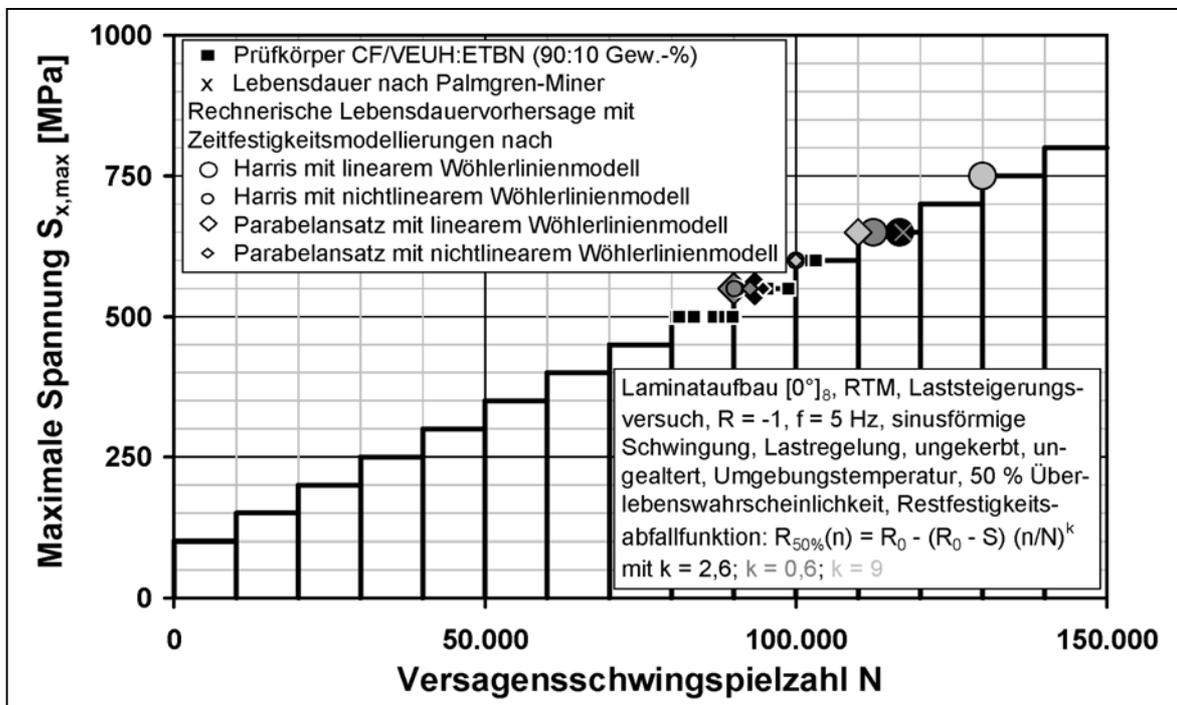


Bild 5.19: ($R = -1$)-Laststeigerungsversuche an $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminaten und rechnerische Lebensdauervorhersagen, Belastung parallel zur x-Richtung des Laminats, RTM

Interessanterweise sind im Vergleich zu den Lebensdauervorhersagen bei Verwendung des Exponenten $k = 2,6$ nach Hahn und Kim die Unterschiede zum „sudden death“-Restfestigkeitsverlauf weitaus größer als bei Verwendung des flacheren „wear-out“-Kurvenverlaufs. Weiterhin kann festgestellt werden, dass der Einfluss des Restfestigkeitsansatzes geringer als die experimentelle Streubreite ist. Zudem wird wie erwartet durch den gewählten „wear-out“-Ansatz ein durchweg konservativeres Berechnungsergebnis erzielt. Die Unterschiede zum experimentell bestimmten Restzugfestigkeitsansatz mit $k = 2,6$ sind dabei nahezu vernachlässigbar gering, so dass die Notwendigkeit des experimentellen Aufwands zur Bestimmung der Restfestigkeitsabfallfunktion durchaus in Frage gestellt werden kann. Vielmehr kann für den hier betrachteten endlos kohlenstofffaserverstärkten Kunststoff ein Exponent von $k \approx 1$, wie er beispielsweise in der Literatur für glasfaserverstärkte Kunststoffe experimentell bestimmt wurde, konservativ angesetzt werden. Ob dies auch für den strukturelle relevanteren quasi-isotropen Laminataufbau mit entsprechend sub-kritischen Schichten und unter stochastischer miniTWIST-Belastung gilt, wurde am $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat untersucht, vgl. Bild 5.20.

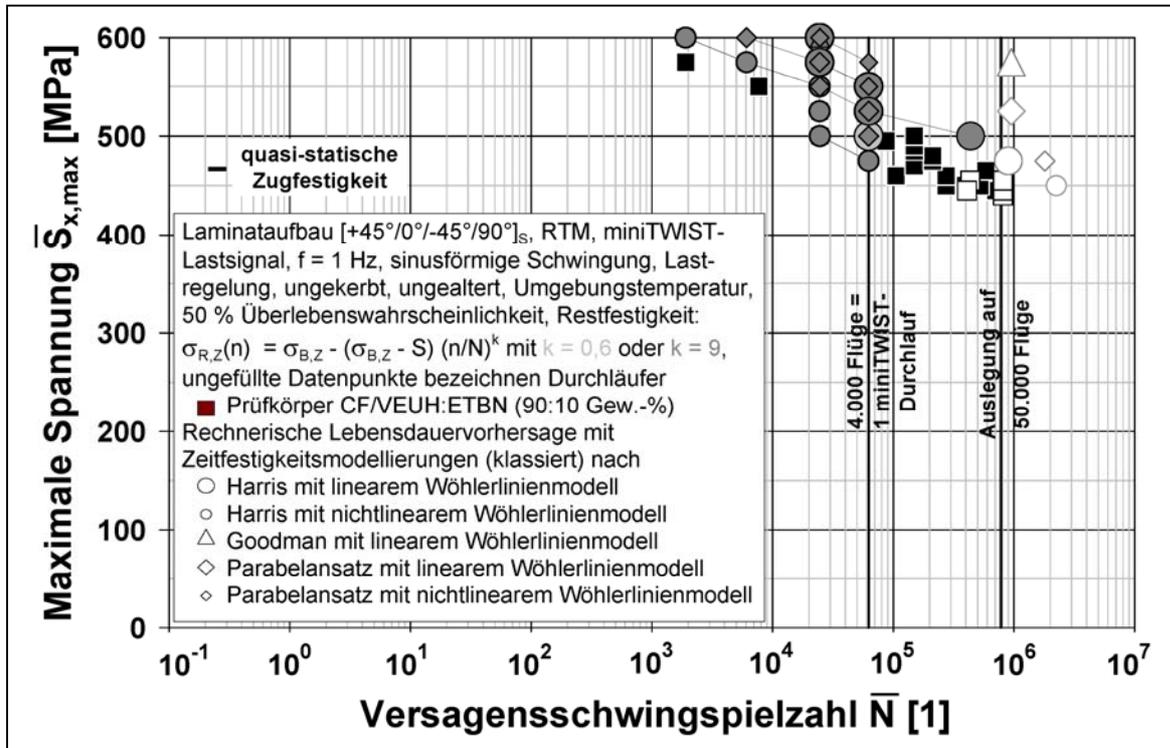


Bild 5.20: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdaueranalysen des quasi-isotropen Laminats aus CF/VEUH:ETBN bei minimalem und maximalem Restfestigkeitsansatz, klassiert, RTM

Festzuhalten bleibt, dass sich unter betriebsnaher Belastung bei quasi-isotroper Laminatkonfiguration nahezu keine Unterschiede bei den untersuchten Restzugfestigkeitsverläufen ergeben. Durch die Annahme eines „wear out“-Kurvenverlaufs erfolgt die rechnerische Lebensdauervorhersage konservativ, wobei sich nur marginale Unterschiede im Vergleich zur genaueren Betrachtung des Restzugfestigkeitsverlaufs ergeben. Betrachtet man die Verläufe bis zur Auslegungsgrenze von 50.000 Flügen, so sind die Unterschiede der Lebensdauervorhersagen beispielsweise gegenüber dem aus der Zeitfestigkeitsmodellierung resultierenden Einfluss vernachlässigbar gering.

Da das Versagenskriterium bezogen auf die kritische Schicht einen untergeordneten Einfluss auf die Lebensdauervorhersage besitzt, soll nachfolgend untersucht werden, inwieweit sich die Steifigkeitsdegradationsmodellierungen der subkritischen Schichten auf die Berechnungsergebnisse auswirken.

5.6.4 Einfluss der Steifigkeitsmodellierung

Aufgrund der beobachteten Randdelaminationsproblematik an den geprüften quasi-isotropen Flachprüfkörpern und der Feststellung an quasi-isotropen Rohrprüfkörpern, dass sich ein Einfluss der Delaminationsschädigung auf die Versagensschwingspielzahlen im ($R = +0,1$)-Einstufenversuch innerhalb der statistischen Streubreite befindet (vgl. Bild 4.5), wurde im folgenden untersucht, inwieweit sich der Ansatz einer maximalen bzw. minimalen Steifigkeitsumlagerung der subkritischen Schichten auf die kritische Schicht auf die rechnerische Lebensdauervorhersage auswirkt. Hierbei wird die Betrachtung, dass keine Steifigkeitsumlagerung auf die kritische 0° -Schicht stattfindet als unrealistische Annahme ausgeschlossen.

Vielmehr befindet sich eine realitätsnahe Betrachtungsweise zwischen dem alleinigen Ansatz der gemessenen Steifigkeitsdegradation der 90° -Schicht (vgl. Bild 4.22) ohne Degradation der $\pm 45^\circ$ -Schichten und der bisherigen Betrachtungsweise, der gesamten Zuordnung der gemessenen Degradation des quasi-isotropen Laminats alleine auf die $\pm 45^\circ$ -Schichten sowie der zusätzlichen Degradation der 90° -Schichten.

In Bild 5.21 sind die Ergebnisse der rechnerischen Lebensdaueranalyse des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit Rainflow-Klassierung bei alleiniger Berücksichtigung der Steifigkeitsdegradation nach Bild 4.22 in den 90°-Schichten dargestellt.

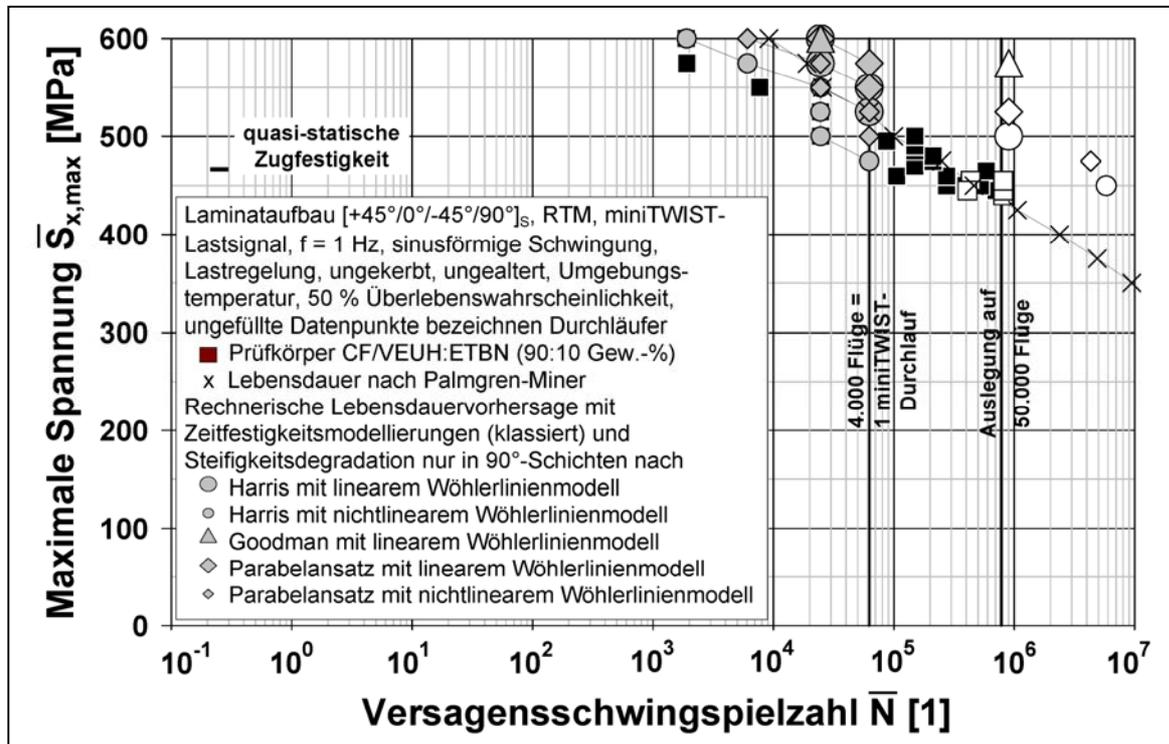


Bild 5.21: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauer vorhersagen des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit Steifigkeitsdegradation lediglich in den 90°-Schichten, klassiert, RTM

Im Vergleich zu Bild 5.12 werden grundsätzlich erhöhte Lebensdauern erreicht, da keine Spannungsumlagerung von den sub-kritischen $\pm 45^\circ$ -Schichten auf die kritischen 0° -Schichten erfolgt. Aufgrund des flacheren Verlaufs der Lebensdauerlinien für die untersuchten Zeitfestigkeitsmodelle mit linearer und nichtlinearer Einstufenmodellierung ergeben sich zudem wesentliche Unterschiede insbesondere beim Auslegungskriterium für 50.000 Flüge. So erhöht sich hier die ertragbare maximale Spannung der miniTWIST-Lastfolge um etwa 15 % gegenüber der konservativeren Betrachtungsweise. Insbesondere die Zeitfestigkeitsmodelle nach Goodman und Haigh führen jedoch zu Lebensdauerüberschätzungen, weshalb diese Betrachtungsweise relativiert werden muss.

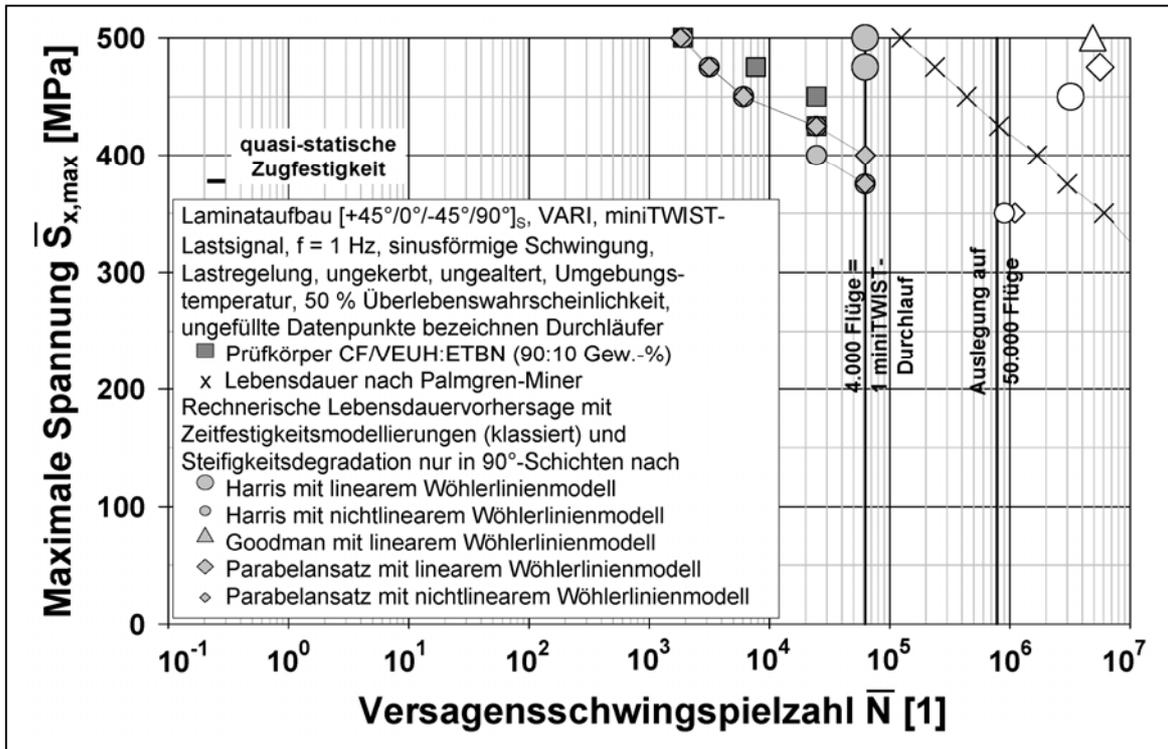


Bild 5.22: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauervorhersagen des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit Steifigkeitsdegradation lediglich in den 90°-Schichten, klassiert, VARI

Werden, wie in Bild 5.22 dargestellt, vergleichbare Untersuchungen am quasi-isotropen VARI-Laminat aus CF/VEUH:ETBN betrachtet zeigt sich eine deutlichere Separierung in der zusätzlichen Betrachtungsweise der Zeitfestigkeitsmodellierung. Hier spiegelt sich abermals wider, dass die nichtlineare Modellierung der S-N Kurven deutliche Vorteile in der Genauigkeit der Lebensdauervorhersage bietet. Hier werden im Vergleich zu Bild 5.13 erhöhte Lebensdauerüberschätzungen bei Verwendung der übrigen Zeitfestigkeitsmodelle beobachtet.

Insgesamt betrachtet bietet sich die bisherige Betrachtungsweise der Steifigkeitsdegradation sowohl in den 90°- als auch in den ±45°-Lagen an, da sich insgesamt konservativere Lebensdauerabschätzungen ergeben. Der Einfluss der Steifigkeitsdegradation unter betriebsnaher Belastung ist dabei wesentlich für die Lebensdauervorhersage, insbesondere bei hohen Lebensdauern.

5.6.5 Einfluss geringer Spannungsamplituden

Da die standardisierten Last-Zeit-Folgen, wie TWIST oder miniTWIST auf der Basis von Messungen an Tragflügelstrukturen von Transportflugzeugen bestimmt worden sind, resultieren zum Teil sehr niedrige Belastungsamplituden. Hieraus leiten sich sehr lange Prüfdauern bis zum Versagenseintritt ab und somit ebenfalls lange Berechnungsdauern der Lebensdaueranalyse. Nachfolgend wurde daher untersucht, inwieweit sich ohne größere Auswirkungen auf die rechnerischen Lebensdauervorhersagen Spannungsamplituden durch Filterungsmethoden vernachlässigt werden können, so dass das konstruktive Auslegungskriterium durch die unklassierte Berechnungsmethodik erreicht werden kann.

Erste Untersuchungen fanden diesbezüglich indirekt über die Filterung von Versagensschwingspielzahlen für $N > 10^9$ statt, womit bereits der Nachweis eines vernachlässigbaren Einflusses in dem relevanten Zeitfestigkeitsbereich erbracht wurde.

Als geeignete Versuchsreihe für Vorabuntersuchungen wurde das Laststeigerungsprofil nach Bild 3.14 gewählt. Hierbei wurden zunächst rechnerische Lebensdaueranalysen bei Nichtberücksichtigung zunächst der ersten 3 und nachfolgend der ersten 6 Laststeigerungsstufen durchgeführt, wobei die Berechnung mit Hilfe des Zeitfestigkeitsmodells nach Goodman nach den Untersuchung in Bild 5.14 nicht näher betrachtet wurden. Hierbei wurden nur sehr geringfügig voneinander abweichende Lebensdauervorhersagen berechnet. Nachfolgend wurden Laststeigerungsversuche an $[0^\circ]_8$ -Laminaten aus CF/VEUH:ETBN parallel zur x-Richtung des Laminats mit $R = -1$ durchgeführt. In Bild 5.23 sind die Ergebnisse der rechnerischen Lebensdauervorhersagen sowie die entsprechenden experimentellen Versuchsergebnisse für das unidirektionale RTM-Laminat dargestellt.

Im Vergleich der experimentellen Ergebnisse lassen sich keine wesentlichen Unterschiede in den Versagensschwingspielzahlen bei Nichtberücksichtigung der ersten 3 respektive ersten 6 Laststeigerungsstufen feststellen. Dies bestätigt einerseits die rechnerische Lebensdaueranalyse. Andererseits wurde auf diese Weise nachgewiesen, dass in dieser Versuchsreihe Schwingspiele mit kleineren Spannungsamplituden bis über 50 % bezogen auf das maximale Oberspannungsniveau von 600 MPa keinen Einfluss auf die Lebensdauer besitzen.

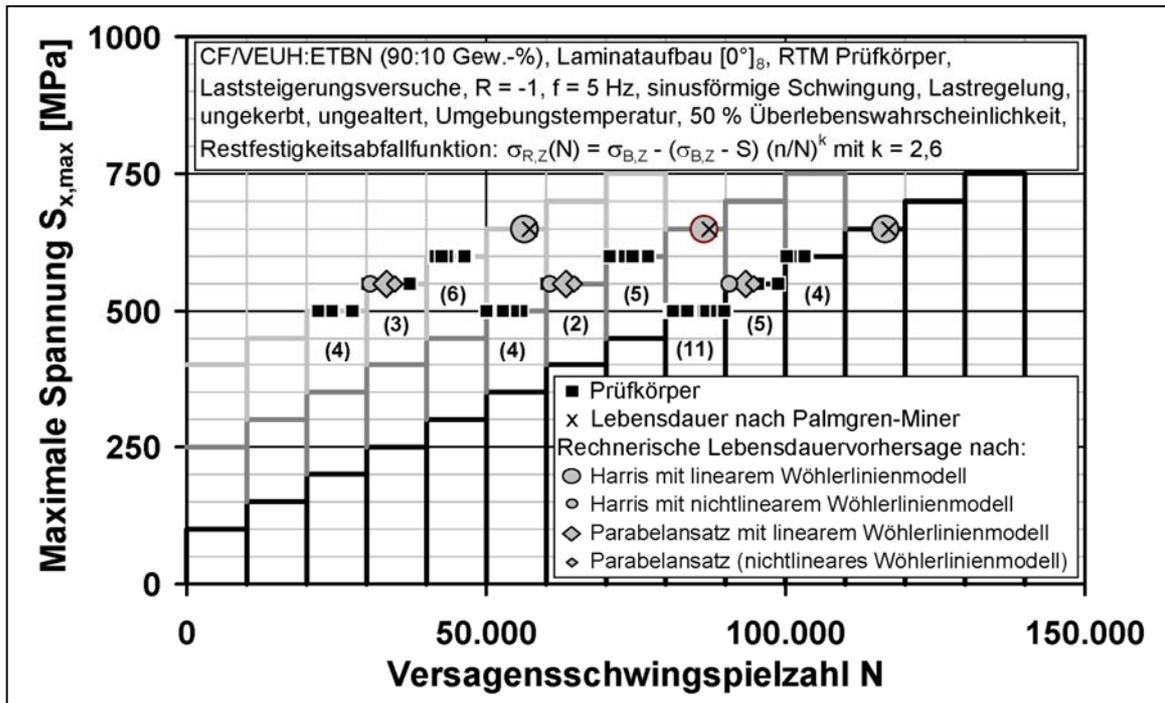


Bild 5.23: $(R = -1)$ -Laststeigerungsversuche an flüssigimprägnierten $[0^\circ]_8$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminaten und rechnerische Lebensdauer-
vorhersagen, Belastung parallel zur x-Richtung des Laminats, RTM

Vor diesem Hintergrund sollen weitere Untersuchungen unter betriebsnaher Belastung bei Verwendung gefilterter miniTWIST-Lastfolgen näher untersucht werden, um das Potenzial quantifizieren zu können, inwieweit Schwingspiele ohne Einbußen in der Qualität der rechnerischen Lebensdauer vorhersage herausfiltern zu können. Hierzu wurden entsprechende Filteroptionen in das Programmsystem *ProLife* integriert, die sowohl vor als auch nach der lebensdaueräquivalenten Transformation entsprechende Filterungsmöglichkeiten eröffnen.

In Bild 5.24 sind zur Veranschaulichung die untersuchten gefilterten und ungefilterten miniTWIST-Lastkollektive, sowie zum Vergleich das ungefilterte TWIST-Kollektiv neben einer sinusförmigen Belastung nach Zählung mit Hilfe des Klassendurchgangsverfahrens aufgeführt. Die Prozentzahlen P bedeuten hierbei das jeweilige Herausfiltern nach

$$2 \cdot S_a = P [\%] \cdot \bar{S}_{x,max} \quad (5.21)$$

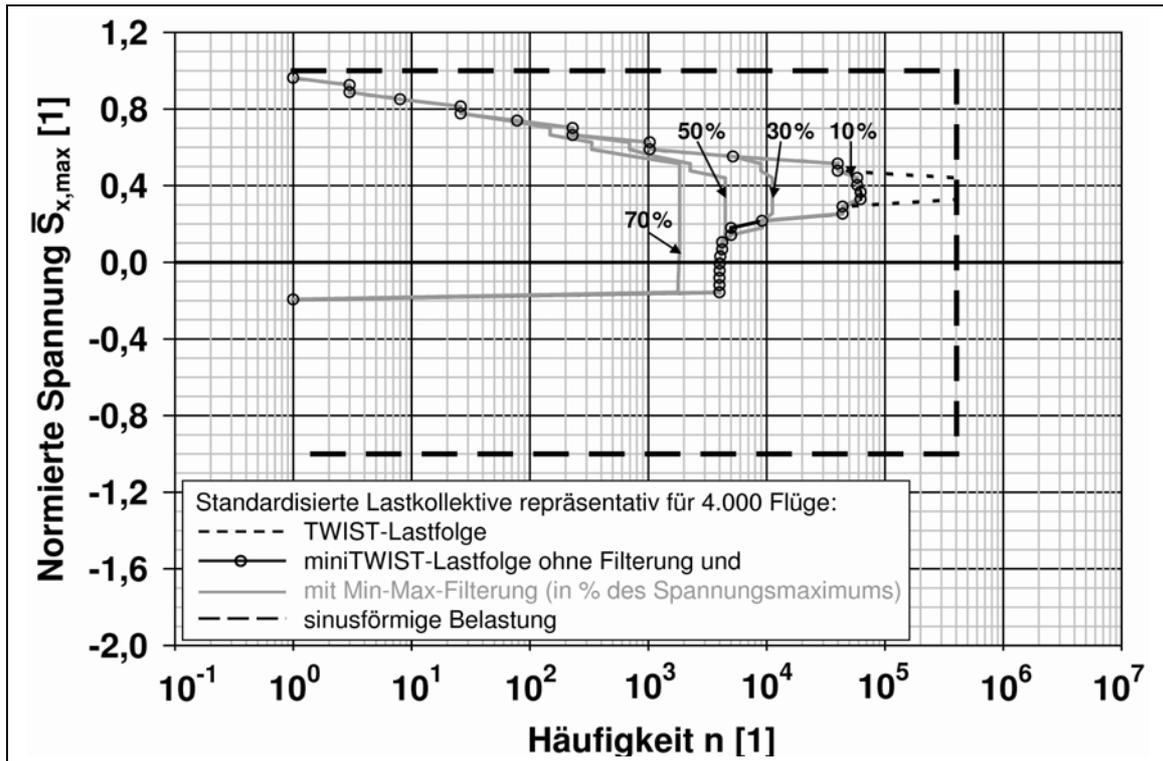


Bild 5.24: Kollektiv der Klassenüberschreitungen bei standardisierten TWIST- und miniTWIST-Belastungsfolgen mit und ohne Herausfilterung von Spannungsamplituden in Abhängigkeit der maximalen Oberspannung

Um den Einfluss der Herausfilterung der Spannungsamplituden näher zu untersuchen, wurden zunächst aus den miniTWIST-Lastfolgen 10, 30, 50 oder 70 % der maximalen Zugspannung nach Gl. (5.21) herausgefiltert. Hiermit wurde die Lebensdaueranalyse wie zuvor beschrieben für das quasi-isotrope RTM-Laminat aus CF/VEUH:ETBN durchgeführt, vgl. Bild 5.25.

Während nahezu keine Unterschiede im Vergleich zu den Lebensdauervorhersagen ohne Filterung lediglich bis etwa zur Herausfilterung von 30 % der maximalen Zugspannung bestehen, unterscheiden sich die Lebensdauervorhersagen durch die Herausfilterung von 50 % und 70 % zunehmend insbesondere bei hohen Lebensdauern. Die zunehmende Lebensdauerüberschätzung verbleibt dabei bis zur Herausfilterung von 70 % der maximalen Zugspannung konservativ.

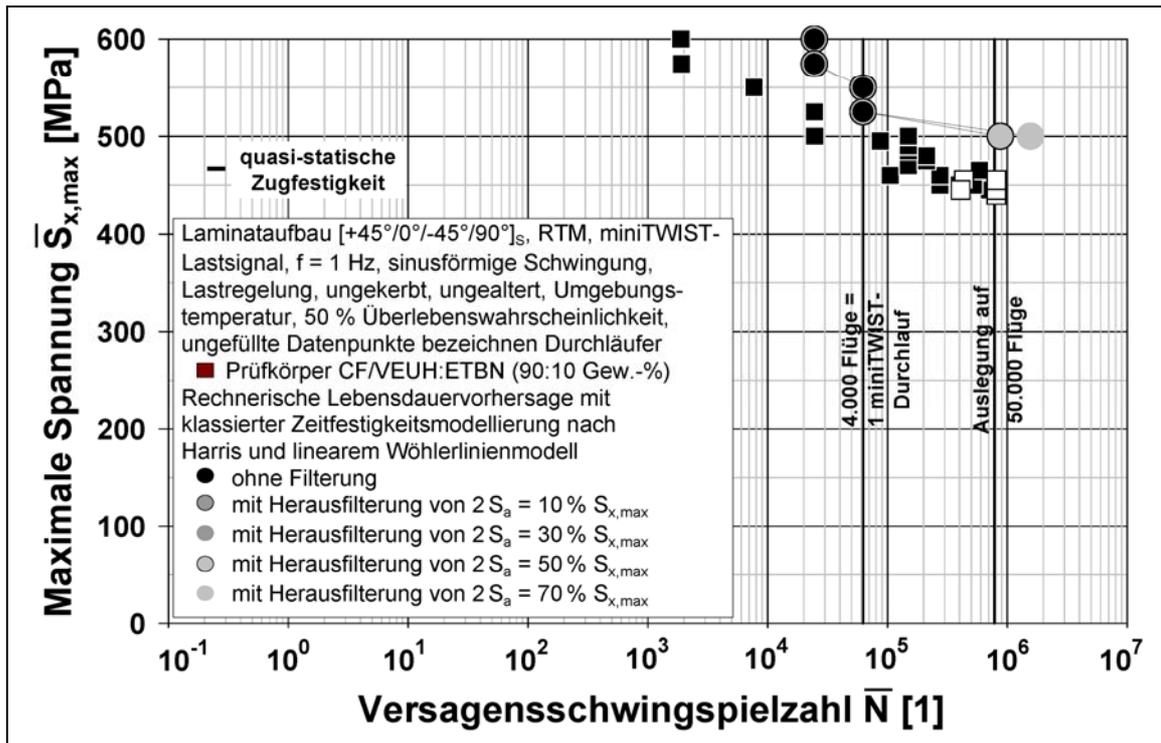


Bild 5.25: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauervorhersagen des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit und ohne Herausfilterung von Spannungsamplituden, klassiert, RTM

Resultierend wurde das $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminat ohne Klassierung jedoch mit Herausfilterung von Spannungsamplituden in Höhe von 30 oder 50 % der maximalen Zugspannung untersucht.

In Bild 5.27 sind die Versuchsergebnisse und die Ergebnisse aus der rechnerischen Lebensdaueranalyse unter Verwendung der oben beschriebenen Filtermethodik für 30 % der maximalen Zugspannung des miniTWIST-Belastungskollektivs am quasi-isotropen Laminat aus CF/VEUH:ETBN dargestellt. Aufgrund der Reduzierung der Schwingspielanzahl pro Lastkollektivdurchlauf wird eine Abschätzung bis zum konstruktiven Auslegungskriterium bei 50.000 Flügen ermöglicht. Im Vergleich der Zeitfestigkeitsmodellierungen zeigt sich eine Annäherung der Lebensdauerabschätzungen bei höheren Versagensschwingspielzahlen. Lediglich die Verwendung des Zeitfestigkeitsmodells nach Harris mit nichtlinearer Einstufenmodellierung führt hierbei zu einer geeigneten nicht überschätzenden Lebensdauervorhersage.

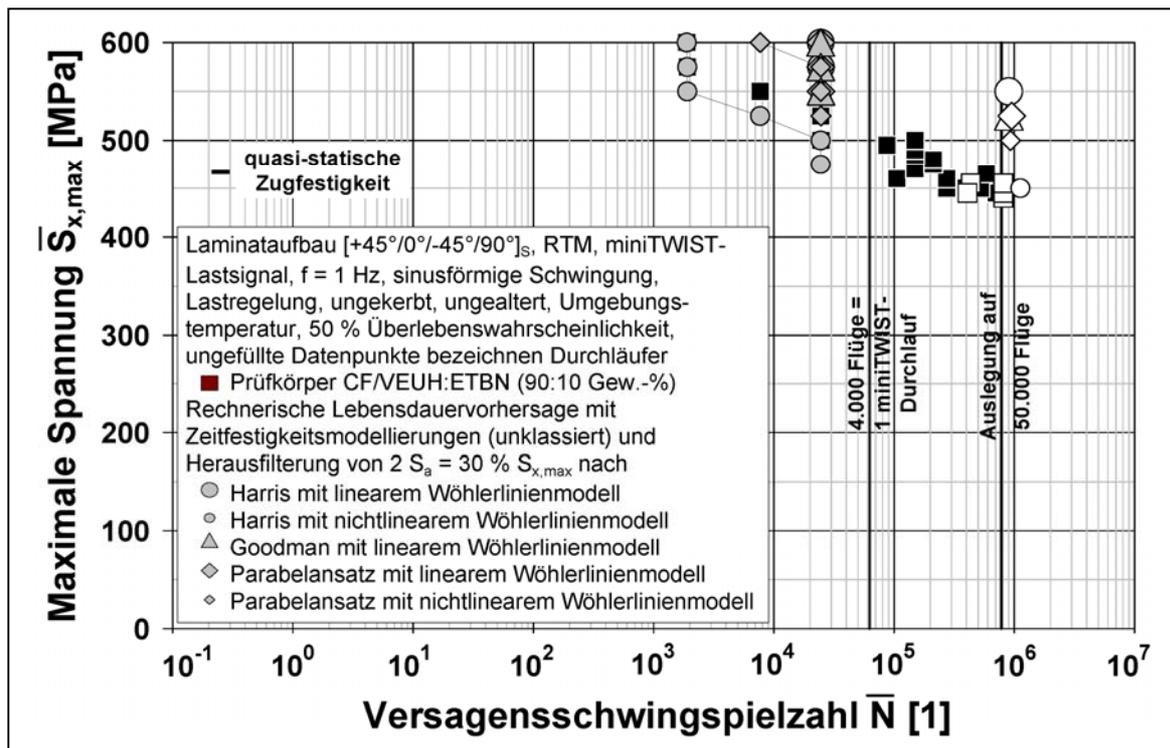


Bild 5.26: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauer vorhersagen des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit Herausfilterung von Spannungsamplituden (50 %), unklassiert, RTM

Diese Erkenntnisse können selbst bei der Herausfilterung von Schwingspielen mit Spannungsamplituden kleiner 50 % der maximalen Zugspannung bestätigt werden, vgl. Bild 5.26. Zwar muss eine geringfügige Verschiebung der berechneten Lebensdauer vorhersagen festgestellt werden, die Verwendung des Zeitfestigkeitsmodells nach Harris bei nichtlinearer Einstufenmodellierung kann dennoch für eine Lebensdauerabschätzung Anwendung finden.

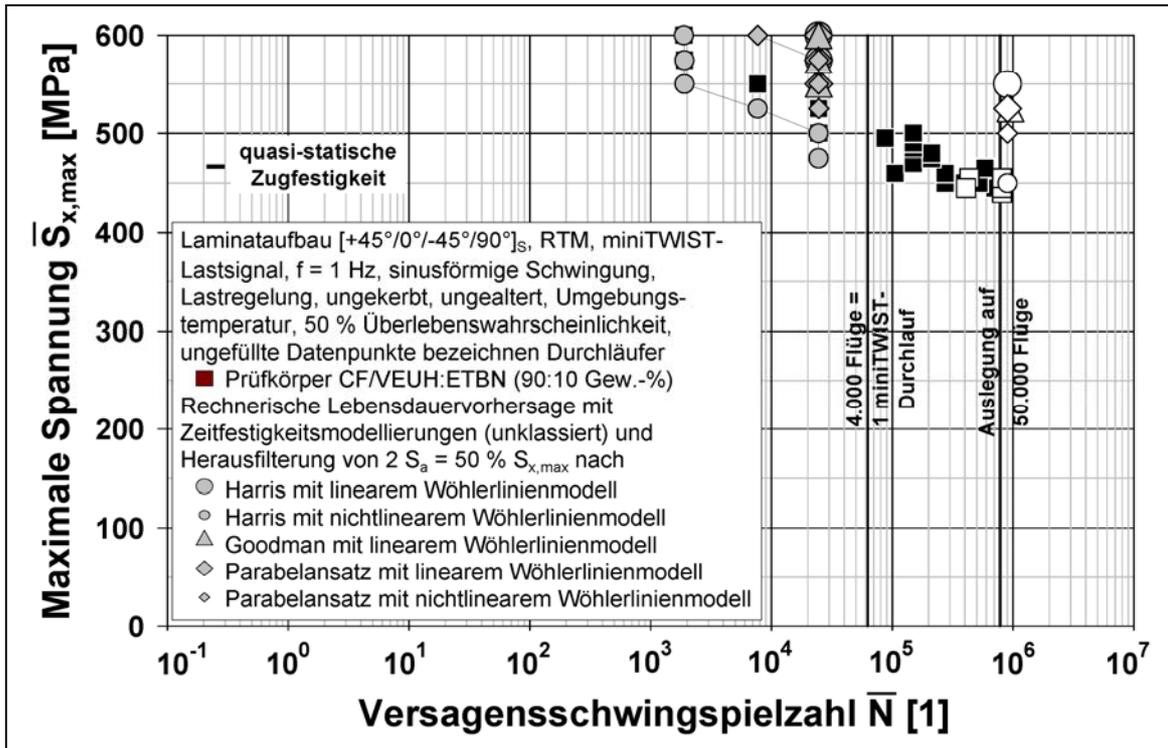


Bild 5.27: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauervorhersagen des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats mit Herausfilterung von Spannungsamplituden (70 %), unklassiert, RTM

5.6.6 Einfluss der Überlebenswahrscheinlichkeiten

Repräsentativ wurde in Bild 5.28 zur Betrachtung des Einflusses der Überlebenswahrscheinlichkeiten die strukturell relevante quasi-isotrope Laminatkonfiguration gewählt. Für die rechnerische Lebensdaueranalyse finden die quasi-statischen Zug- und Druckfestigkeiten bei 95 % Ausfallwahrscheinlichkeit, die lineare oder nichtlineare Einstufenmodellierung sowie sämtliche Zeitfestigkeitsmodellierungen für 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit Eingang in die Berechnung.

Hierbei zeigt sich für das konstruktive Auslegungskriterium auf eine Gesamtlebensdauer von 50.000 Flügen, dass eine Steigerung des maximalen Dehnungskriteriums zunächst auf 0,75 % zulässig wäre. Bei weiterer Reduzierung der zulässigen statistischen Ausfallquote, wie sie beispielhaft für die Luftfahrtindustrie relevant wird, gewinnt die rechnerische Lebensdaueranalyse für schwingend beanspruchte CFK-Strukturbauteile unter Betriebsbeanspruchung als Bestandteil der konstruktiven Auslegung zunehmend an Bedeutung.

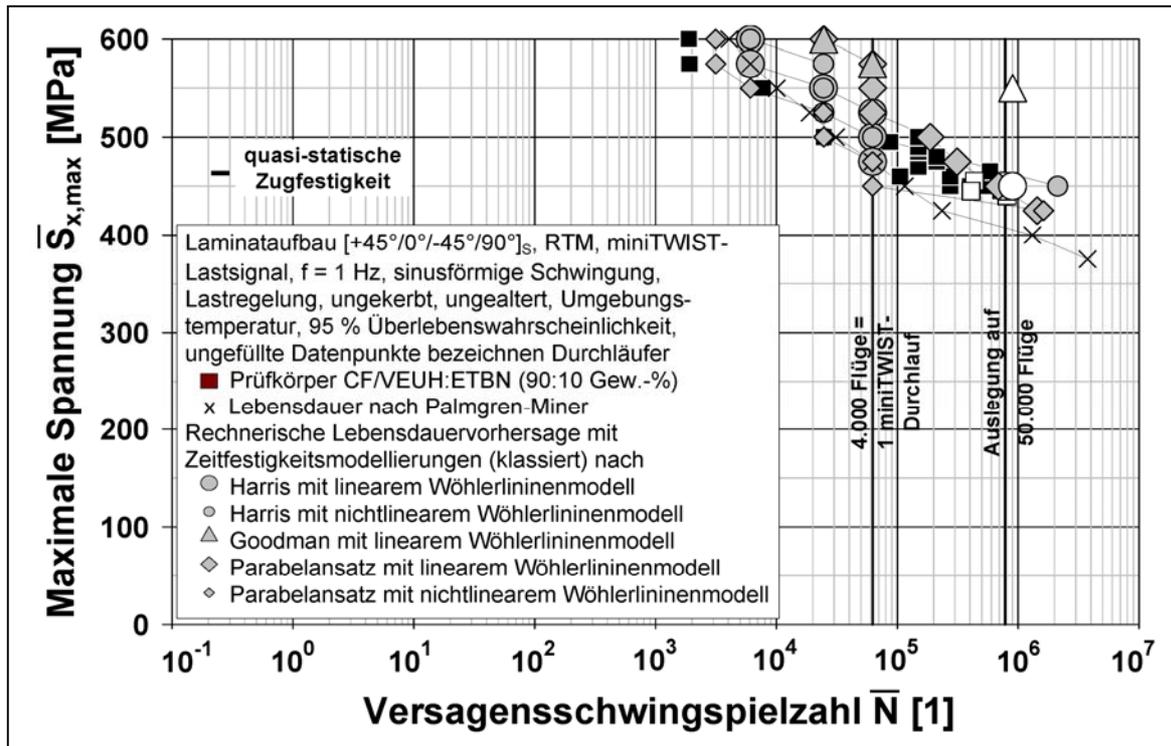


Bild 5.28: Versuche mit stochastischer miniTWIST-Lastfolge und Lebensdauer vorhersagen des quasi-isotropen (CF/VEUH:ETBN)-Laminats bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 %, klassiert, RTM

6 Zusammenfassung und Ausblick

Zielsetzung dieser Arbeit war die Erforschung von Grundlagen und Methoden zur Auslegung von Leichtbaustrukturen aus neuen Kohlenstofffaser/Vinylester-Werkstoffen unter Schwingerermüdungsbelastung.

Hierzu wurden als Verstärkungshalbzeug trockene Kohlenstofffasergelege (Sty-le 796, Fa. E. C. C., Kohlenstofffaser HTA 5131, Garnfeinheit 400 tex) festgelegt, die durch Schusshaltfäden aus E-Glas (EC 9 1383, 34 tex) stabilisiert sind. Die verwendeten Halbzeuge wurden zu ebenen Laminatplatten mit einer Länge und Breite von 540 mm verarbeitet, aus denen 250 mm lange und 25 mm breite Flachprobekörper mit Aufleimern gefertigt wurden. Zur Reduzierung der aufzubringenden Prüfkräfte wurde die Breite der unidirektional verstärkten Prüfkörper auf 10 mm reduziert. Alle Versuche wurden unter Umgebungsbedingungen an ungealterten und ungekerbten Prüfkörpern durchgeführt. Statische Zug- und Druckprüfungen wurden parallel zur x-Richtung des Laminats mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min., alle Schwingerermüdungsversuche kraft geregelt mit sinusförmiger Belastung bei einer Frequenz von maximal 5 Hz durchgeführt. Für Versuche mit Exkursionen in den Druckbereich wurde eine Knickstütze verwendet. Als Schwingerermüdungsversagen wurde der Bruch des Prüfkörpers definiert.

Zusätzlich zur Herstellung von Laminaten mit Überdruckimprägnierung (RTM) wurden (CF/VE:Al-EP)-; (CF/VE:CaI-EP)- und (CF/VEUH:ETBN)-Lamine durch Vakuumimprägnierung (VARI) hergestellt. Hiermit wurde das statische und zyklische Verhalten unter ($R = +0,1$)-Schwingerermüdungsbelastung orientierend untersucht. Zwar existieren resultierend aus vielen Einzelstudien klassierende Versuchsreihen, diese Arbeit leistet jedoch anhand der systematischen Durchführung von Laststeigerungs- und Einstufenversuchen an $[0^\circ]_8$ - und $[\pm 45^\circ]_{3S}$ -(CF/VE)-Werkstoffen, die im RTM-Verfahren hergestellt wurden, einen wesentlichen Beitrag zur Etablierung des Laststeigerungsversuchs als geeignetes Prüfverfahren zur Klassifizierung von endlosfaserverstärkten Polymermatrizen. Basierend auf diesen Versuchsreihen, die insbesondere mit der Zielrichtung einer für die Industrie zeitnahen experimentellen Beurteilung in verkürzter Laststeigerungsfolge etabliert werden konnten, wurde das ETBN-modifizierte Vinylester/Urethan-Matrixsystem (VEUH:ETBN) als Referenzsystem ausgewählt.

Die Fertigungsqualität der durch VARI und RTM hergestellten (CF/VEUH:ETBN)-Lamine wurde durch lichtmikroskopische Untersuchung von Schliifproben sowie durch Faservolumen- und Porengehaltsmessungen mittels thermischer Veraschung festgestellt. Die Faservolumenanteile der durch beide Verarbeitungsverfahren hergestellten Lamine lagen zwischen 50 und 55 % etwa in gleicher Höhe, die Porengehalte der VARI-Lamine waren mit knapp 10 % rund dreimal so hoch wie die der RTM-Lamine.

Für das quasi-isotrope $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -(CF/VE)-Laminat mit dem Referenzmatrixsystem wurden zur näherungsweisen Bestimmung von Zeitfestigkeitsschaubildern sowohl über $\log N$ lineare als auch nichtlineare $S-N$ Kurven für $R = +0,1$, $R = -1$ und $R = +10$ ermittelt. Trotzdem die verwendeten Flachprobekörper unter ($R = +0,1$)- und ($R = -1$)-Belastung deutliche Randdelaminationen zeigten, wurden die Versuche bis zum Ermüdungsbruch (Bruch der 0° -Fasern) fortgesetzt. Anstrengungen, die Delaminationsschädigungen durch Auflaminieren von Glas- oder Aramidgeweben auf die freien Probenränder oder durch Änderungen von Laminataufbau und Laminatdicke waren nicht erfolgreich. Erste Versuche an Rohrprobekörpern zeigten nach ($R = +0,1$)-Zug-Schwellbelastung außer lokalen Faserbrüchen keine Delaminationsschädigungen. Darüber hinaus wurden die $S-N$ Kurven für $R = +0,1$, $R = -1$ und $R = +10$ des unidirektional verstärkten Werkstoffs ($[0^\circ]_8$ -Laminat) sowie des Kreuzlaminats ($[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ -Laminat) bestimmt. Zur Erstellung der Zeitfestigkeitsmodelle für die RTM- und VARI-Lamine aus CF/VEUH:ETBN kamen die vereinfachten Ansätze nach Goodman und mit parabelförmigem Verlauf sowie der Zeitfestigkeitsansatz nach Haigh zur Anwendung.

Die Rest-Zugfestigkeitsabfallfunktion des unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Werkstoffs wurde an Prüfkörpern ermittelt, die zuvor im ($R = +0,1$)-Einstufenversuch bei einer Maximalspannung von 1.100 MPa mit 10^3 , 10^4 , 10^5 und $7 \cdot 10^5$ Schwingspielen ohne Ermüdungsversagen belastet wurden. Die Steifigkeitsdegradationsfunktionen der sub-kritischen Schichten infolge ($R = +0,1$)-Einstufenbelastung wurden an $[0^\circ/90^\circ]_{2S}$ - und $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_S$ -Laminaten durch Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls ermittelt und durch E -Modulmessungen bei den Restfestigkeitsversuchen bestätigt, nachdem eine mögliche Steifigkeitsdegradation am unidirektionalen Laminat ausgeschlossen werden konnte.

Zur Untersuchung möglicher Reihenfolgeeffekte wurden an $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_{S^-}$, $[0^\circ]_{8^-}$, $[0^\circ/90^\circ]_{2S^-}$ und $[\pm 45^\circ]_{3S^-}$ -Laminaten aus CF/VEUH:ETBN zwei- und vierstufige Blocklastversuche mit $R = +0,1$ durchgeführt. Rest-Zugfestigkeitsmessungen an den $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_{S^-}$, $[0^\circ]_{8^-}$ und $[0^\circ/90^\circ]_{2S^-}$ -Proben lieferten keine Anhaltspunkte für einen Einfluss der Belastungsreihenfolge. Aufgrund der höheren relativen Schadenssummen bei den Lastfolgen mit ansteigender Amplitude im Vergleich zu den Versuchen mit umgekehrter Belastungsreihenfolge kann eine Reihenfolgeabhängigkeit der untersuchten Werkstoffe nur vermutet werden.

Zur Weiterentwicklung und Verifikation der Lebensdauermodellierung wurden Schwingermüdungsversuche mit quasi-stochastischer Belastungsamplitude (mini-TWIST-Lastfolge) an $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_{S^-}$, $[0^\circ]_{8^-}$ und $[\pm 45^\circ]_{3S^-}$ -(CF/VEUH:ETBN)-Laminaten durchgeführt.

Ergebnisse aus der rechnerischen Lebensdaueranalyse unter betriebsnaher miniTWIST-Belastung bei Erhalt der Reihenfolge wurden mit einem in dieser Arbeit erstellten Programmsystem zur Aufbereitung beliebiger stochastischer Last-Zeit-Folgen möglich. Die anhand der linearen Schadenakkumulationshypothese nach Palmgren und Miner ermittelten Lebensdauern haben dabei im Vergleich zu den experimentellen Versuchsergebnissen generell zu Lebensdauerüberschätzungen geführt. Hervorzuheben sind die sehr guten Übereinstimmungen der Lebensdauer vorhersagen bei Verwendung des Haigh-Diagramms mit nichtlinearer Einstufenmodellierung. Hieran ließ sich eine eindeutige Verbesserung der Lebensdaueranalyse durch Verwendung der entwickelten über $\log N$ nichtlinearen Einstufenmodellierung nachweisen. Im Vergleich der vereinfachten Zeitfestigkeitsmodelle bieten die parabelförmigen Ansätze sowohl mit linearem als auch nichtlinearem $S-N$ Kurvenverlauf eindeutige Vorteile gegenüber der Abschätzung bei Verwendung des Goodman-Ansatzes. Bei Nutzung dieser Berechnungsmethodik bildet jedoch die aktuelle Rechnerleistung die obere Grenze der maximal berechenbaren Schwingenspielzahl. Die Kapazitätsgrenze befindet sich bei etwa 350.000 Berechnungen respektive Schwingenspielen.

Klassierungsmethoden, wie das hier angewendete 4-Punkt-Rainflow-Verfahren, bieten die Möglichkeit der Berechnung weit höherer Lebensdauern. Die rechnerischen Lebensdaueranalysen zeigen, dass das linearisierte Zeitfestigkeitsmodell nach Goodman nicht zuletzt aufgrund der Überschätzung die schlechteste Lebensdauer vorhersage liefert.

Das parabelförmige und das Haigh-Diagramm folgen in der Güte der Lebensdauerabschätzung. Die größten Übereinstimmungen können wiederum bei Verwendung der Zeitfestigkeitsmodelle unter Berücksichtigung nichtlinearer Einstufenmodellierung festgestellt werden. Hierbei wurde festgestellt, dass die rechnerische Lebensdaueranalyse unabhängig vom Fertigungsverfahren zu ähnlichen Ergebnissen führt, sie somit zudem unabhängig vom Faservolumengehalt ist.

Schließlich wurden in einer Sensitivitätsanalyse die Schwächen der Goodman-Modellierung anhand der Nachrechnung eines Laststeigerungsversuchen an einem unidirektionalen (CF/VEUH:ETBN)-Laminat herausgearbeitet.

Aufgrund der bisher mangelnden experimentellen Untersuchungsergebnisse zur Schwingerermüdung bei hohen Versagensschwingspielzahlen in internationaler Literatur, wurde untersucht, inwieweit generell ein Einfluss durch hohe Schwingspielzahlen bei gleichzeitig niedrigen Spannungsamplituden auf das Ergebnis der Lebensdauer vorhersagen vorherrscht. Dabei wurde anhand der durchgeführten Betrachtungen mit Herausfilterung von $N > 10^9$ Schwingspiele gezeigt, dass der Einfluss dieser Schwingspiele bis zum konstruktiven Auslegungsbereich für 50.000 Flüge irrelevant ist, da sich bis dorthin keine Änderungen ergeben.

Die Untersuchungen zum Einfluss der Restzugfestigkeitsmodellierung als Versagenskriterium der kritischen 0° -Schicht führte zu dem sehr interessanten Resultat, dass der exakte Kurvenverlauf eine nur untergeordnete Rolle bei der rechnerischen Lebensdauer vorhersage spielt. Dies wurde sowohl an unidirektionalen Laminaten unter betriebsnaher Belastung und im Laststeigerungsversuch als auch am quasi-isotropen Laminat aus CF/VEUH:ETBN unter miniTWIST-Belastung nachgewiesen. Für eine konservative Lebensdauerabschätzung kann daher für endlos kohlenstofffaserverstärkte Polymere vereinfacht der Restfestigkeitsansatz nach Hahn und Kim mit einem Exponenten von $k \approx 1$ verwendet werden mit der Folge, dass eine aufwändige experimentelle Bestimmung des Restfestigkeitsansatzes entfallen kann.

Abschließend wurde der Einfluss geringer Spannungsamplituden mit der Zielsetzung untersucht, Schwingspiele einer stochastischen Lastfolge ohne großen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer vorhersage herausfiltern zu können, um anhand der unklassierten Berechnungsmethodik einen größeren Zeitfestigkeitsbereich abdecken zu können, ggf. sogar bis zum konstruktiven Auslegungskriterium. Anhand verkürzter Laststeigerungsversuche konnten rechnerische Lebensdauer-

analysen am unidirektionalen Laminat, die bei Herausfilterung von kleineren Spannungsamplituden nahezu zu keiner Veränderung der Lebensdauervorhersage führten, experimentell bestätigt werden. Nach Herausfilterung von Spannungsamplituden bis zu 70 % der maximalen Zugspannung der miniTWIST-Lastfolgen, wurden am quasi-isotropen Laminat des (CF/VEUH:ETBN)-Werkstoffs lediglich geringe Unterschiede im Bereich hoher Versagensschwingspielzahlen identifiziert. Nahezu keine Unterschiede im Vergleich zu den Lebensdauervorhersagen ohne Filterung bestehen dabei bis etwa zur Herausfilterung von 30 % der maximalen Zugspannung.

Anhand dieser Betrachtungen wurde das quasi-isotrope Laminat unter miniTWIST-Belastung bei Herausfilterung der Spannungsamplituden von 50 % oder 70 % der maximalen Zugspannung ohne Klassierung berechnet. Hierbei wurde herausgestellt, dass bei Verwendung des Zeitfestigkeitsmodells nach Harris mit nichtlinearer Einstufenmodellierung eine Lebensdauerabschätzung zuverlässig bis zu einer Herausfilterung von Schwingspielen mit Spannungsamplituden kleiner 50 % der maximalen Zugspannung des miniTWIST-Kollektivs möglich ist.

Aufgrund der Berücksichtigung der statistischen Ausfall- bzw. Überlebenswahrscheinlichkeiten für die quasi-statischen Zug- und Druckfestigkeiten, die lineare oder nichtlineare Einstufenmodellierung sowie die bestimmten Zeitfestigkeitsmodellierungen wurden für das quasi-isotrope (CF/VEUH:ETBN)-Laminat rechnerische Lebensdauervorhersagen für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % ermittelt. Diese Betrachtungsweise macht deutlich, dass bei sinkender Zulassung einer statistischen Ausfallwahrscheinlichkeit, bisherige statische Auslegungskriterien tangiert werden können und folglich die rechnerische Lebensdaueranalyse für Faser-Kunststoff-Verbunde zunehmend auch für die Auslegung tragender FKV-Strukturbauteile weiter an Bedeutung gewinnt.

Literaturverzeichnis

Fremdveröffentlichungen

- [1] Airbus Industrie Test Method AITM 1-0002: Fibre Reinforced Plastics - Determination of in-plane shear properties ($\pm 45^\circ$ tensile test). Airbus Industrie, 1998, S. 1–11.
- [2] Adam, T., Fernando, G., Dickson, R. F., Reiter, H., Harris, B.: Fatigue life prediction for hybrid composites. *International Journal of Fatigue*, Vol. 11 (1989), S. 233–237.
- [3] Adam, T., Gathercole, N., Reiter, H., Harris, B.: Life prediction for fatigue of T800/5245 carbon-fibre composites: II. Variable-amplitude loading. *International Journal of Fatigue*, Vol. 16 (1994), S. 533–547.
- [4] Andersons, J., Korsgaard, J.: Residual strength of GRP at high cycle fatigue. *Proceedings ,International Conference on Composite Materials‘*, Gold Coast, Australian Composites Structures Society, Institute of Polymer Mechanics, Melbourne, Australia, 1997, S. 135–144.
- [5] Bao, R., Zhang, J.: Fatigue Life Prediction Method for Composites Under Spectrum Loading. 15th International Conference on Composite Materials ICCM 15, Durban, Südafrika, 27. Juni–1. Juli 2005.
- [6] Baron, C., Schulte, K.: Einfluß der Laminatkomponenten von CFK-Werkstoffen auf das statische und das dynamische Verhalten. *Zeitschrift für Werkstofftechnik*, Vol. 18 (1987), S. 306–313.
- [7] Beheshty, M. H., Harris, B.: A constant-life model of fatigue behaviour for carbon-fibre composites: the effect of impact damage. *Composite Science and Technology*, Vol. 58 (1998), S. 9–18.
- [8] Beheshty, M., Harris, B., Adam, T.: An empirical fatigue-life model for high-performance fibre composites with and without impact damage. *Composites Part A*, Vol. 30 (1999), S. 971–987.
- [9] Bond, I. P.: Fatigue life prediction for GRP subjected to variable amplitude loading. *Composites Part A*, Vol. 30 (1999), S. 961–970.
- [10] Broutman, L. H., Sahu, S.: A new theory to predict cumulative fatigue damage in fibre-glass reinforced plastics. In: *Composite Materials: Testing and Design*, ASTM STP 497, 1972, S. 170–188.

-
- [11] Carmine, R., Himmel, N.: Life Prediction for continuous Fibre reinforced Composites under Stochastic Loading Based on the Critical Element Concept. In: Reifsnider, K. L., Dillard, D. A., Cardon, A. H. (Hrsg.): Progress in Durability Analysis of Composite Systems (DURACOSYS 1997), Blacksburg, Virginia, USA, 14.–17. September 1997.
- [12] Case, S. W., Reifsnider, K. L.: MRLife12™: A Strength and Life Prediction Code for Laminated Composite Materials. User manual, Materials Response Group, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, USA, 1999.
- [13] Chou, P. C., Croman, R.: Degradation and Sudden-Death Models of Fatigue of Graphite/Epoxy Composites. In: Tsai, S. W. (Hrsg.): Composite Materials: Testing and Design ASTM STP 674, 1979, S. 431–454.
- [14] Chou, P. C., Croman, R.: Residual Strength in Fatigue Based on the Strength-Life Equal Rank assumption. Journal of Composite Materials, Vol. 12 (1978), S. 177–194.
- [15] Degrieck, J., Van Paepegem, W.: Fatigue Damage Modelling of Fibre-Reinforced Composite Materials: Review. Applied Mechanics Reviews, Vol. 54 (2001), S. 279–300.
- [16] DIN 50 100: Werkstoffprüfung – Dauerschwingversuch. Beuth Verlag, Berlin, 1978.
- [17] DIN 65 586: Luft- und Raumfahrt - Faserverstärkte Kunststoffe, Schwingfestigkeitsverhalten von Faserverbundwerkstoffen im Einstufenversuch. Beuth Verlag, Berlin, 1994.
- [18] DIN EN 2561: Luft- und Raumfahrt - Kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe, Unidirektionale Laminat, Zugprüfung parallel zur Faserrichtung. Beuth Verlag, Berlin, 1995.
- [19] DIN EN ISO 14 129: Faserverstärkte Kunststoffe - Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungskurve, des Schubmoduls in der Lagenebene. Beuth Verlag, Berlin, 1998.
- [20] El Mahi, A., Berthelot, J.-M., Brilloud, J.: Stiffness reduction and energy release rate of cross-ply laminates during fatigue tests. Composites Structures, Vol. 30 (1993), S. 123–130.

-
- [21] Fong, J. T.: What is fatigue damage?. In: Reifsnider, K. L. (Hrsg.): *Damage in Composite Materials ASTM STP 775*, Washington: National Bureau of Standards, 1982, S. 243–266.
- [22] Franke, O., Schürmann, H.: Federlenker für Hochgeschwindigkeitszüge – Ein neues Konstruktionsprinzip mit Faser-Kunststoff-Verbunden. *Materialprüfung*, Vol. 10 (2003), S. 428–437.
- [23] Gathercole, N., Reiter, H., Adam, T., Harris, B.: Life prediction for fatigue of T800/5245 carbon-fibre composites: I. Constant-amplitude loading. *International Journal of Fatigue*, Vol. 16 (1994), S. 523–532.
- [24] Geier, B.: Composite laminate stiffness and their sensitives. Forschungsbericht, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt DLR, Braunschweig, 1992.
- [25] Goodman, J.: *Mechanics applied to engineering*. Longmans, Green and Co. Verlag, London, 1899.
- [26] Gryshchuk, O., Jost, N., Karger-Kocsis, J.: Toughening of vinylester-urethane hybrid resins by functional liquid nitrile rubbers and Hyperbranched polymers. *Polymer*, Vol. 43 (2002), S. 4763–4768.
- [27] Gryshchuk, O., Jost, N., Karger-Kocsis, J.: Toughening of Vinylester-Urethane Hybrid Resins Through Functionalized Polymers. *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 84 (2002), S. 672–680.
- [28] Gryshchuk, O., Karger-Kocsis, J.: Influence of the Type of Epoxy Hardener on the Structure and Properties of Interpenetrated Vinyl Ester/Epoxy Resins. *Journal of Polymer Science: Part A: Polymer Chemistry*, Vol. 42 (2004), S. 5471–5481.
- [29] Hahn, H. T., Kim, R. Y.: Fatigue behaviour of composite laminates. *Journal of Composite Materials*, Vol. 10 (1976), S. 635–648.
- [30] Hahn, H., Kim, R. Y.: Proof testing of composite materials. *Journal of Composite Materials*, Vol. 9 (1975), S. 297–311.
- [31] Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989, ISBN: 3184008282.

- [32] Haigh, B. P.: Experiments on the fatigue of brasses. *Journal of the Institute of Metals*, Vol. 18 (1917), S. 55–86.
- [33] Haigh, B. P.: Experiments on the fatigue of brasses. *Engineering*, Vol. 104 (1917), S. 315–319.
- [34] Haldenwanger, H. G.: *Hochleistungs-Faserverbundwerkstoffe im Automobilbau – Entwicklung, Berechnung, Prüfung, Einsatz von Bauteilen*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1993.
- [35] Halpin, J. C., Jerina, K. L., Johnson, T. A.: Characterization of composites for the purpose of reliability evaluation. In: Whitney, J. M. (Hrsg.): *Analysis of test Methods for High Modulus Fibers and Composites*, ASTM STP 521, Philadelphia, USA, 1973, S. 5–64.
- [36] Harris, B.: The Fatigue Behaviour of Fibre-Reinforced Plastics and Life Prediction. In: *Actas del Cuarto Congreso Nacional de Materiales Compuestos MATCOMP'01*, Gijon, Spanien, November 2001, S. 3–42.
- [37] Harris, B., Carroll, H. E., Davies, A. J.: Validation of a Parametric Constant-Life Model for Fatigue-Life Prediction for Carbon-Fibre Laminates. *Advanced Composite Letters*, Vol. 12 (2003), S. 7–11.
- [38] Harris, B., Gathercole, N., Lee, J. A., Almond, D. P., Adam, T., Reiter, H.: Fatigue Life Prediction for Fibre-Reinforced Plastics. *Proceedings of 7th European Conference on Composites ECCM 7* (1996), S. 69–74.
- [39] Harris, B., Gathercole, N., Reiter, H., Adam, T.: Constant-Stress Fatigue Response and Life-Prediction for Carbon-Fibre Composites. In: Cardon, A. H., Fukuda, H., Reifsnider, K. L. (Hrsg.): *Progress in Durability Analysis of Composite Structures (DURACOSYS 1995)*, S. 63–73.
- [40] Harris, B., Reiter, H., Adam, T., Dickson, R. F., Fernando, G.: Fatigue behaviour of carbon fibre reinforced plastics. *Composites*, Vol. 21 (1990), S. 232–242.
- [41] Herakovich, C. T., Aboudi, J., Lee, S. W., Strauss, E. A.: Damage in composite laminates: effects of transverse cracks. *Mechanics of Materials*, Vol. 7 (1998), S. 91–107.
- [42] Herrmann, A. S., Baisch, P.: Das „virtuelle Modell“ zur CFK-Produkt- und Prozessgestaltung. *Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress DGLR*, Friedrichshafen, 26.–29. September 2005.

-
- [43] Herrmann, A. S., Kütemeier, U.: CFK-Valley – Vorsprung durch Technologie. Congress Intelligente Leichtbau Systeme, Hannover, 9.–10. September 2003
- [44] Highsmith, A. L., Reifsnider, K. L.: Stiffness-Reduction Mechanisms in Composite Laminates. In: Reifsnider, K. L. (Hrsg.): Damage in Composite Materials, ASTM STP 775, 1982, S. 103–117.
- [45] Himmel, N.: Faserkunststoffverbund-Bauweisen. Habilitationsschrift, Schlarb, A. K. (Hrsg.), Technische Universität Kaiserslautern, 2003, ISBN: 3934930352.
- [46] Himmel, N.: Fatigue life prediction of laminated polymer matrix composites. International Journal of Fatigue, Vol. 24 (2002), S. 349–360.
- [47] 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. (Hrsg.): International Mechanical Engineers Congress and Exhibition, Anaheim, USA, 15.–20. November 1998, S. 75–84.
- [48] Huston, R. J.: Fatigue life prediction in composites. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 59 (1994), S. 131–140.
- [49] Hwang, W., Han, K. S.: Cumulative damage models and multi-stress fatigue life prediction. Journal of Composite Materials, Vol. 20 (1986), S. 125–153.
- [50] Hwang, W., Han, K. S.: Fatigue of composites - Fatigue modulus concept and life prediction. Journal of Composite Materials, Vol. 20 (1986), S. 154–165.
- [51] Jamison, R. D., Schulte, K., Reifsnider, K. L., Stinchcomb, W. W.: Characterization and Analysis of Damage Mechanisms in Tension-Tension Fatigue of Graphite/Epoxy Laminates. In: Wilkins, D. J. (Hrsg.): Effects of Defects in Composite Materials, ASTM STP 836, 1984, S. 21–55.
- [52] Karger-Kocsis, J., Gryshchuk, O., Jost, N.: Toughness Response of Vinylester/Epoxy-Based Thermosets of Interpenetrating Network Structure as a Function of the Epoxy Resin Formulation: Effects of the Cyclohexylene Linkage. Journal of Applied Polymer Science, Vol. 88 (2003), S. 2124–2131.

- [53] Karger-Kocsis, J., Gryshchuk, O., Schmitt, S.: Vinylester/epoxy-based thermosets of interpenetrating network structure: An atomic force microscopic study. *Journal of Materials Science*, Vol. 38 (2003), S. 413–420.
- [54] Kienert, M.: Rechnerische Lebensdauervorhersage für mehrschichtige Faser-Kunststoff-Verbunde. Neitzel, M. (Hrsg.), Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 1999.
- [55] 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*, Vol. 56 (1996), S. 635–648.
- [56] Lemaitre, J., Plumtree, A.: Application of Damage Concepts to Predict Creep-Fatigue Failures. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 101 (1979), S. 284–292.
- [57] Lenz, C.: Untersuchung des Langzeitverhaltens von kohlenstofffaser-verstärkten Faser-Kunststoff-Verbunden unter betriebsnaher Belastung. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2005.
- [58] Lenz, C., Himmel, N.: Lebensdauervorhersage von kohlenstofffaser-verstärkten Mehrschichtverbunden unter Betriebsbeanspruchung. 4. Internationale AVK-TV-Tagung, Baden-Baden, 11.–12. Oktober 2001, S. C11-(1–8).
- [59] Liu, B., Lessard, L. B.: Fatigue and damage tolerance analysis of composite laminates: stiffness loss, damage modeling, and life prediction. *Composites Science and Technology*, Vol. 51 (1994), S. 43–51.
- [60] 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.
- [61] Marco, S. M., Starkey, W. L.: A Concept of Fatigue Damage. *Transactions of the ASME*, Vol. 76 (1954), S. 627–632.
- [62] Mi, Y., Crisfield, M. A., Davies, G. A. O., Hellweg, H. B.: Progressive delamination using interface elements. *Journal of Composite Materials*, Vol. 32 (1998), S. 1246–1272.
- [63] Miner, M.: Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 12 (1945), S. A159–A164.

-
- [64] Müller, G.: Zulässige Inanspruchnahme des Schmiedeeisens bei Brückenkonstruktionen. Zeitschrift Österreichischer Ingenieure und Architekten, Vol. 25 (1873), S. 197–202.
- [65] O'Brien, T. K., Reifsnider, K. L.: Fatigue damage evaluation through stiffness measurements in boron-epoxy laminates. Journal of Composite Materials, Vol. 15 (1981), S. 55–69.
- [66] Ogin, S. L., Smith, P. A., Beaumont, P. W. R.: Matrix cracking and stiffness reduction during the fatigue of a (0/90)s GFRP laminate. Composites Science and Technology, Vol. 22 (1985), S. 23–31.
- [67] Owen, M. J., Howe, R. J.: The Accumulation of Damage in a Glass-Reinforced Plastic under Tensile and Fatigue Loading. Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 5 (1972), S. 1637–1649.
- [68] Palmgren, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. VDI-Zeitschrift, Vol. 58 (1924), S. 339–341.
- [69] Petrossian, Z., Wisnom, M. R.: Prediction of delamination initiation and growth from discontinuous plies using interface elements. Composites, Vol. 29 (1998), S. 503–515.
- [70] Plumtree, A., Shen, G.: Fatigue Damage Evolution and Life Prediction. International Conference on Composite Materials ICCM 8, 15.–19. Juli 1991, Honolulu, USA, S. 38-M-(1–10).
- [71] Poursartip, A., Ashby, M. F., Beaumont, P. W. R.: The Fatigue Damage Mechanism of a Carbon Fibre Composite Laminate: I – Development of the Model. Composite Science and Technology, Vol. 25 (1986), S. 193–218.
- [72] Poursartip, A., Beaumont, P. W. R.: The Fatigue Damage Mechanism of a Carbon Fibre Composite Laminate: II – Life Prediction. Composite Science and Technology, Vol. 25 (1986), S. 283–299.
- [73] Reifsnider, K. L.: Damage and Damage Mechanics. In: Reifsnider, K. L. (Hrsg.): Fatigue of Composite Materials, Elsevier Amsterdam/Oxford/New York/Tokyo, 1991, S. 11–77.
- [74] Reifsnider, K. L.: Engineering life prediction of composite materials - Elements of a mechanistic model. Composites Technology Review, Vol. 6 (1984), S. 124–126.

- [75] Reifsnider, K. L.: Performance Simulation of Polymer Based Composite Systems. In: Cardon, A. H., Verchery, G. (Hrsg.): Durability of Polymer Based Composite Systems for Structural Applications, Elsevier Applied Science, New York, USA, 1990.
- [76] Reifsnider, K. L.: The Critical Element Model: A Modeling Philosophy. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 25 (1986), S. 739–749.
- [77] Reifsnider, K. L., Stinchcomb, W. W.: A Critical-Element Model of the Residual Strength and Life of Fatigue-Loaded Composite Coupons. In: Hahn, H. T. (Hrsg.): *Composite Materials: Fatigue and Fracture*, ASTM STP 907, 1986, S. 298–313.
- [78] Rosso, P., Friedrich, K.: Einfluss der Faser/Matrix-Haftung auf das mechanische Eigenschaftsprofil modifizierter kohlenstofffaserverstärkter Vinylester-Harze. In: Schlarb, A. K. (Hrsg.): 6. IVW-Kolloquium 2004, Kaiserslautern, 5.–6. Oktober 2004, S. 91–103, ISBN: 3934930441.
- [79] 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.
- [80] 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.
- [81] Schulte, K., Reifsnider, K. L., Stinchcomb, W. W.: Entstehen und Ausbreiten von Ermüdungsschädigung in CFK. 18. AVK-Tagung, Freudenstadt, 5.–7. Oktober 1982, S. 29-(1–8).
- [82] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin/Heidelberg, Springer Verlag, 2005, S. 4–5, ISBN: 3540402837.
- [83] Schütz, D., Gerharz, J. J.: Die Schwingfestigkeit von Bauteilen aus faserverstärkten Werkstoffen. *Zeitschrift für Werkstofftechnik*, Vol. 8 (1977), S. 417–423.
- [84] Schütz, D., Gerharz, J. J.: Fatigue strength of a fibre-reinforced material. *Composites*, Vol. 8 (1977), S. 245–250.
- [85] Schütz, D., Gerharz, J. J.: Verfahren zur Lebensdauervorhersage für Faserverbundwerkstoffe. LBF-Bericht 3975, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1981.

- [86] Schütz, D., Lowak, H.: Zur Verwendung von Bemessungsunterlagen aus Versuchen mit betriebsähnlichen Lastfolgen zur Lebensdauerabschätzung. LBF-Bericht FB-109, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1976.
- [87] 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.
- [88] Sendeckyi, G. P.: Constant life diagrams – a historical review. *International Journal of Fatigue*, Vol. 23 (2001), S. 347–353.
- [89] Sendeckyj, G. P.: Life Prediction for Resin-Matrix Composite Materials. In: Reifsnider, K. L. (Hrsg.): *Fatigue of Composite Materials*, Amsterdam, Oxford/New York/Tokyo, 1990, S. 431–483.
- [90] Silberschmidt, V. V.: Model of matrix cracking in carbon fiber reinforced cross-ply laminates. *Mechanics of Composite Materials and Structures*, Vol. 3, (1997), S. 23–28.
- [91] 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*, Vol. 38 (1990), S. 85–93.
- [92] 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*, Vol. 44 (1992), S. 159–168.
- [93] Subramanyan, S., Reifsnider, K. L., Stinchcomb, W. W.: A cumulative damage model to predict the fatigue life of composite laminates including the effect of a fiber-matrix interphase. *International Journal of Fatigue*, Vol. 17 (1995), S. 343–351.
- [94] Weyrauch, F.: Konzeption und Auslegung einer Regelung für qualitätsgesicherte Harzinjektionsprozesse. 7. Internationale AVK-TV-Tagung, Baden-Baden, 28.–29. September 2004, S. C4-(1–9).
- [95] Weyrauch, F., Mitschang, P.: Geregelte LCM-Prozesse mit neuartigen innovativen Harzsystemen. In: Schlarb, A. K. (Hrsg.): 6. IVW-Kolloquium 2004, Kaiserslautern, 5.–6. Oktober 2004, S. 104–115, ISBN: 3934930441.

-
- [96] Weyrauch, F., Stadtfeld, H., Kissinger, C.: Harzinjektionsverfahren. In: Neitzel, M., Mitschang, P. (Hrsg.): Handbuch Verbundwerkstoffe, Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung, München/Wien, Carl Hanser Verlag, 2004, S. 271–287, ISBN: 3446220410.
- [97] Wielage, B., Thielemann, G.: Dedicated Applications of Carbon Fiber Reinforced Plastics in Machine Engineering. *Advanced Engineering Materials*, Vol. 6 (2004), S. 151–153.
- [98] Wilson, J. S., Haigh, B. P.: Stresses in bridges. *Engineering*, Vol. 116 (1923), S. 411-3–446-8.
- [99] Wu, W. F., Lee, L. J., Choi, S. T.: A study of fatigue damage and fatigue life of composite laminates. *Journal of Composite Materials*, Vol. 30 (1996), S. 123–138.
- [100] Yao, W. X., Himmel, N.: A new cumulative fatigue damage model for fibre-reinforced plastics. *Composite Science and Technology*, Vol. 60 (2000), S. 59–64.
- [101] Yang, J. N.: Fatigue and Residual Strength Degradation for Graphite/Epoxy Composites Under Tension-Compression Cyclic Loadings. *Journal of Composite Materials*, Vol. 12 (1978), S. 19–39.
- [102] Yang, J. N., Liu, M. D.: Residual strength degradation model and theory of periodic proof test for graphite/epoxy laminates. *Journal of Composite Materials*, Vol. 11 (1977), S. 176–203.

Eigene Veröffentlichungen

- [103] Bach, C., Himmel, N.: Cyclic Fatigue Behavior of Carbon Fibre Reinforced Vinylester-Urethane Resin Composites Produced by RTM and VARI. Recent Developments in Durability Analysis of Composite Systems (DURACOSYS 2004), Riga, Lettland, 12.–15. Mai 2004.
- [104] Bach, C., Himmel, N.: Cyclic Fatigue Behavior of RTM and VARI Produced Carbon Fibre Reinforced Vinylester-Urethane Resin Composites. 9th Euro-Japan Symposium on Reliability and Life Prediction of Composite Structures, Technische Universität Hamburg-Harburg, 26.–28. Mai 2004.
- [105] Bach, C., Himmel, N.: Schwingermüdungsverhalten kohlenstofffaser-verstärkter Vinylester-Urethan-Hybridharze. In: Schlarb, A. K. (Hrsg.): 6. IVW-Kolloquium 2004, Kaiserslautern, 5.–6. Oktober 2004, S. 116–127, ISBN: 3934930441.
- [106] Himmel, N., Bach, C.: Cyclic Fatigue Behavior of Carbon Fibre Reinforced Vinylester Resin Composites Manufactured by RTM and VARI. International Journal of Fatigue (Special Issue on International Conference on Fatigue of Composites ICFC 3, Kyoto, Japan, Sept. 13–15, 2004), Oktober 2004 (in Begutachtung).

Betreute Praktika und Studienarbeiten

- [107] Budnik, J.: Cyclic Fatigue Delamination Failure of flat quasi-isotropic CFRP Specimens. Praktikum, Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 1. August – 31. September 2003.
- [108] Economopoulos, G.: Experimental Determination of the Fiber Volume Fraction of Carbon Fiber Reinforced Plastics by Thermal Ashing. Praktikum, Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 1. Oktober – 31. Dezember 2004.
- [109] Göddel, M.: Experimentelle Untersuchung der Schädigungsverhaltens von quasi-isotrop aufgebauten Flach- und Rohrprüfkörpern unter zyklischer Zug-Schwellbelastung. Praktikum, Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 11. Oktober – 03. Dezember 2004.
- [110] Friedrich, D.: Rechnerische Lebensdaueranalyse für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffverbunde unter zyklischer Ein- und Mehrstufenbelastung mit Hilfe des Critical-Element-Konzepts. Studienarbeit, IVW-Bericht 05-027, Technische Universität Kaiserslautern 2005.

Anhang

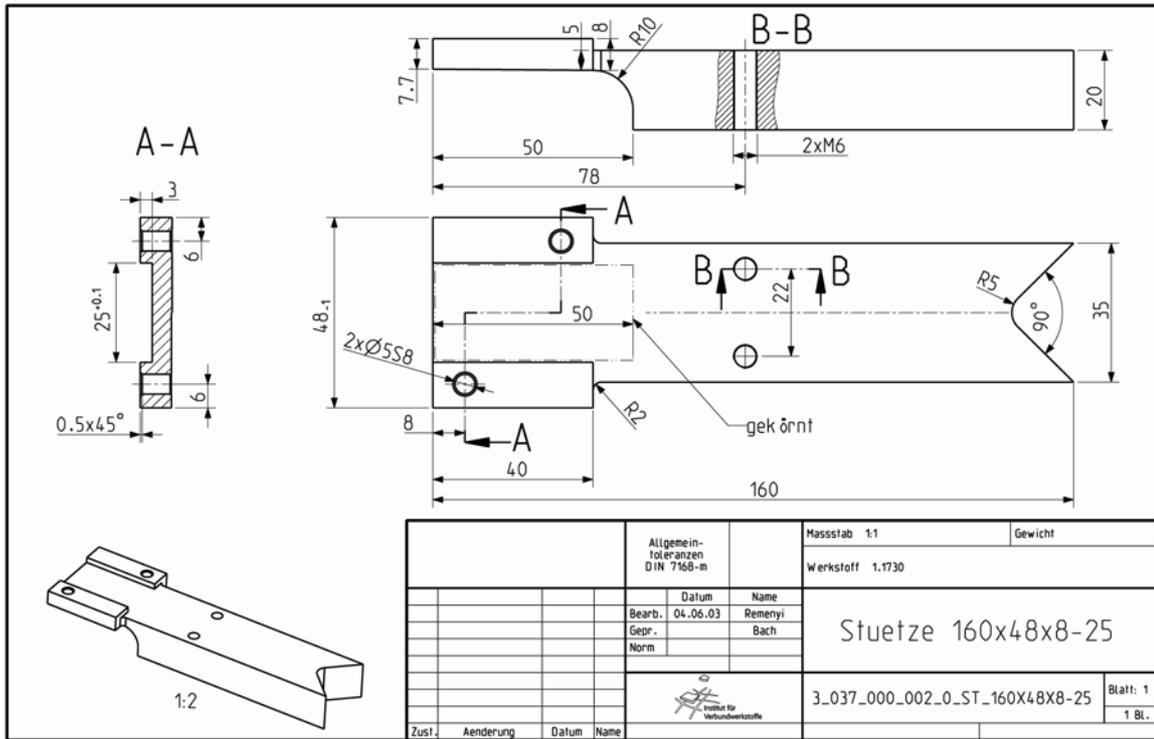


Bild A. 1 Knickstütze, Teil 1

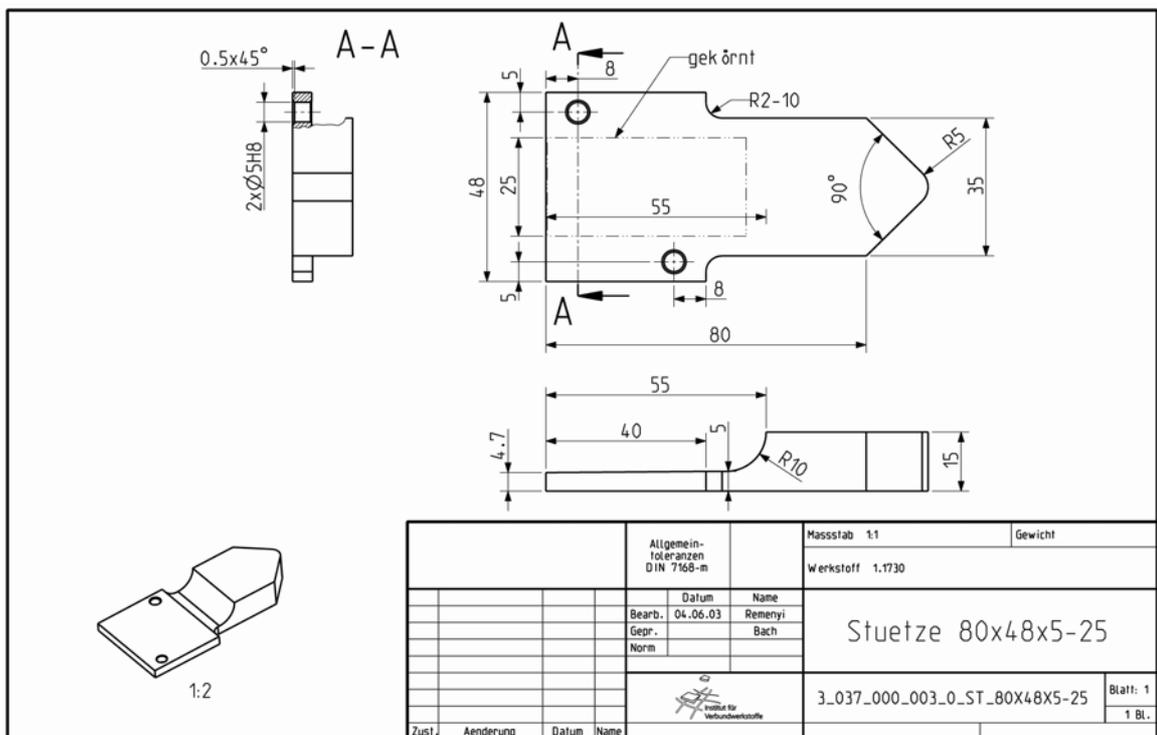


Bild A. 2 Knickstütze, Teil 2

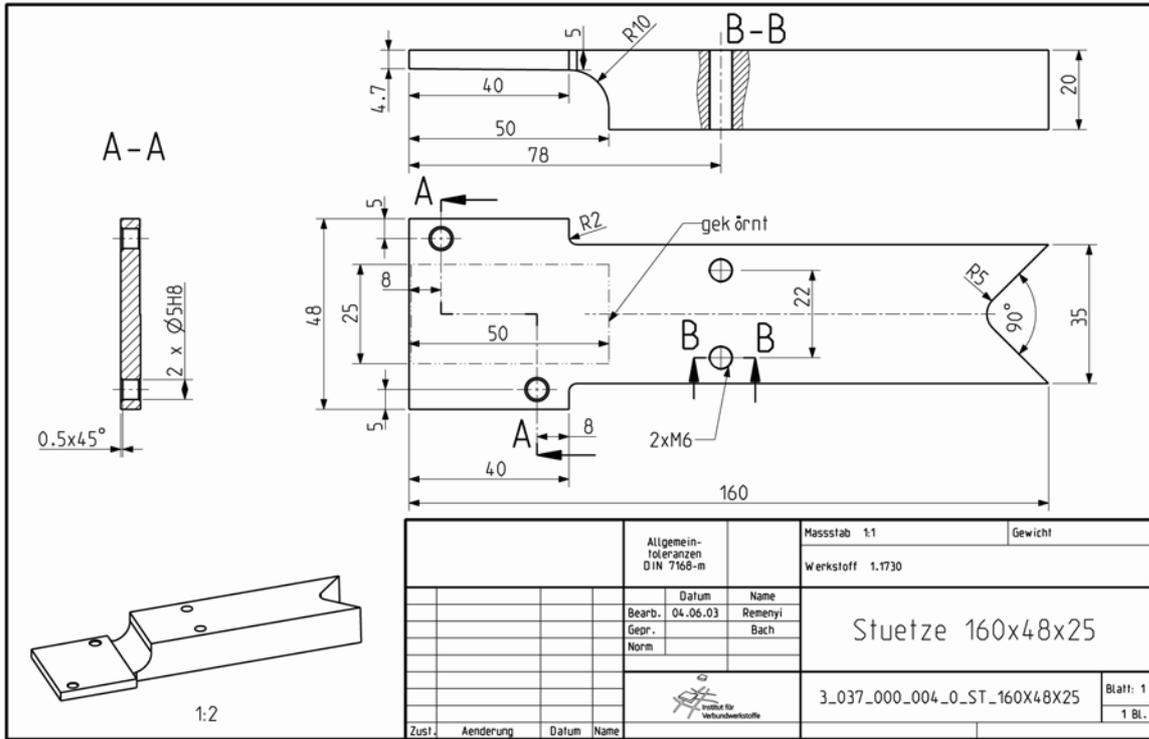


Bild A. 3 Knickstütze, Teil 3

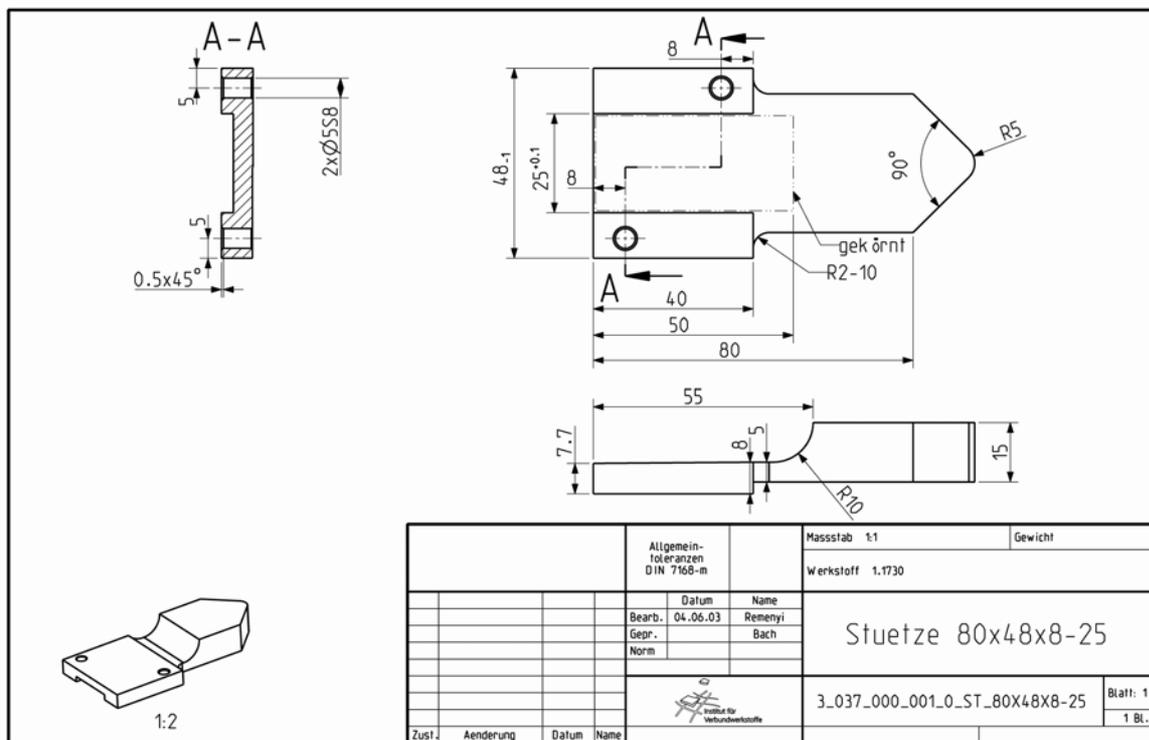
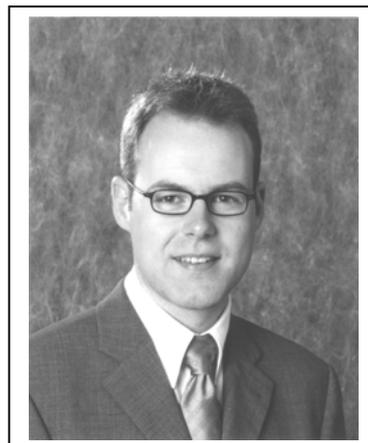


Bild A. 4 Knickstütze, Teil 4

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name Christoph Bach
Geburtsdatum 05.06.1977
Geburtsort Trier
Familienstand ledig



Schulbildung

Friedrich-Spee-Gymnasium Trier 07.1987 – 05.1996
Allgemeine Hochschulreife

Praktikum

Hoch- und Tiefbaupraktikum 05.1996 – 11.1996

Wehrdienst

FmEloAufklBrig 94, Daun 11.1996 – 08.1997

Praktikum

Praktikum beim Staatsbauamt Trier 08.1997 – 10.1997

Hochschulausbildung

Bauingenieurwesen, TU Kaiserslautern 10.1997

Vordiplom 10.1999

Vertiefungsrichtungen: Stahlbau, Baustatik, Baubetrieb

Thema der Diplomarbeit: Realitätsnahe Berechnung von Stahl-Beton-Verbundbrücken

Abschluss: Diplom 10.2002

Berufstätigkeit

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Abteilung Berechnung und Konstruktion, Arbeitsgebiet: Werkstoff- und Bauteilermüdung, Lebensdauermodellentwicklung 10.2002 – 02.2006

Heinkel Engineering GmbH, Arbeitnehmerüberlassung für Airbus Deutschland GmbH, Werk Stade, Statiker Faserverbundbauweise seit 02.2006