

Geführte Ultraschallwellen zur Bewertung der Schadensakkumulation in Faser-Kunststoff-Verbunden

Von der Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie der
Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Martin Rheinfurth

aus Mülheim an der Ruhr

Hauptberichter:	Prof. Dr. rer. nat. habil. Gerhard Busse
Mitberichter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Horst
Tag der mündlichen Prüfung:	09.09.2013

Institut für Kunststofftechnik der Universität Stuttgart
2013

Kurzfassung

Die Arbeit stellt eine Methode zur berührungslosen Bewertung von Ermüdungsschädigung und verschiedenen Defekten in Faser-Kunststoff-Verbunden vor. Die Eignung der zerstörungsfreien Methode wird durch umfangreiche Untersuchungen und den Vergleich mit anderen Prüfverfahren gezeigt.

Flach- und Rohrprüfkörper aus glasfaserverstärktem Kunststoff dienen als Untersuchungsobjekte. Eine besondere Herausforderung stellt die Heterogenität des Faserverbundwerkstoffes (hergestellt mit Resin Transfer Moulding aus Multi-Axial-Gelege bzw. trockener Wickelung) dar. Die Prüfkörper werden schrittweise mit uni- und biaxialen Lasten ermüdet, um mit wiederholter zerstörungsfreier Prüfung die Ermüdungsschädigung verfolgen zu können. Neben der Verwendung verschiedener Spannungsverhältnisse (Zugschwell-, Wechsel- und Druckschwellbereich) wird auch der Effekt von Defekten (Porosität, Faserondulationen und Aufprallschäden) betrachtet.

Die entwickelte Technik basiert auf luftultraschallerzeugten geführten Wellen im Mehrschichtverbund, wobei einseitige Zugänglichkeit hinreichend ist. Quantitativ gemessener Anstieg der Dämpfung sowie Abfall der Phasengeschwindigkeit korrelieren mit den konventionellen Indikatoren für globale Ermüdungsschädigung, Zwischenfaserrissdichte und resultierende Steifigkeitsdegradation. Die Streuung an Grenzflächen steigt mit der Zunahme der Rissdichte, was zu einem Dämpfungsanstieg der Welle führt. Der Zusammenhang zwischen Steifigkeitsdegradation und Abnahme der Phasengeschwindigkeit wird durch die Berechnung von Dispersionskurven mit der Globalmatrixmethode analysiert, wobei die Steifigkeitsdegradation einzelner Lagen mit einem bereits vorhandenen Modell aus den beobachteten Rissdichten ermittelt wird.

Abrasterung mit geführten Ultraschallwellen erlaubt die Charakterisierung lokaler Defekte. Das Verfahren eignet sich, um den Effekt dieser Defekte auf die Ermüdungsmechanismen während der zyklischen Belastung zerstörungsfrei zu verfolgen. Thermografie- und Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bestätigen, dass mit der vielseitigen Luftultraschalltechnik inhomogen beschleunigte Degradation und versagensrelevante Defekte frühzeitig erfassbar sind. In vielen Fällen ist nicht nur ein baldiges Versagen prognostizierbar sondern auch der Ort von dem das Versagen der Rohrprüfkörper ausgeht.

Abstract

A non-destructive technique for remote characterisation of fatigue damage and various defects in fibre reinforced polymers is presented. Its applicability is investigated in comprehensive studies and compared to competing methodologies.

Therefore, coupon and tube specimens made of glass fibres and epoxy are manufactured by resin transfer moulding, which involves non-crimp fabric and filament winding, respectively. Defects examined before cyclic loading and monitored under fatigue loads include porosity, fibre waviness, and impact damage. Fatigue damage is induced by uni- and biaxial mechanical loads in specimens with and without defects. The study comprises fatigue damage induced by different load ratios (tension-tension, tension-compression, and compression-compression).

Based on mode conversion of ultrasound in air, guided waves in composites are utilized as measures of progressive fatigue damage. Phase and amplitude as function of propagation distance enable to determine phase velocity and attenuation. Measured increase in attenuation and decrease in velocity correspond to observed formation of matrix cracks and resulting stiffness degradation. The non-contact measurements are performed with clamped coupons (in situ) and outside the servo-hydraulic testing machine (ex situ). Scattering on interfaces rises with increasing crack density, which results in higher attenuation of the wave. The correlation between stiffness degradation and drop in phase velocity is studied by calculating dispersion curves from single ply properties with and without matrix cracks using a finite element based model and the global matrix method.

Accumulation of damage and effects of defects are monitored in area scans using air-coupled guided waves. Initiation and growth of delamination affected and unaffected by pre-damage are studied using the single-sided access configuration. Thermal imaging shows spots of accelerated damage evolution which coincide with conspicuous areas in the air-coupled area scans. High-speed imaging reveals that these spots initiate ultimate failure of the tube specimens.

Concluding, air-coupled guided waves are suitable to assess global fatigue state and local defects in polymer-matrix composites. The versatile approach detects defects and spots of accelerated degradation being crucial for ultimate failure.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	V
Tabellenverzeichnis	IX
Abkürzungen	X
Verwendete englischsprachige Begriffe	XII
Formelzeichen	XIII
1. Einleitung	1
2. Grundlagen der Faser-Kunststoff-Verbunde und deren Schädigungen	3
2.1 Typische Konstituenten	3
2.2 Verbreitete Herstellungsverfahren für Leichtbauanwendungen	4
2.3 Betriebsbedingte Schädigung und Herstellungsfehler	5
2.3.1 Ermüdungsschädigung unter mechanischer Last	6
2.3.2 Defekte und deren Einfluss bei Ermüdungsbelastung.....	9
2.4 Berechnungsmethoden zur Bestimmung der Elastizität	10
2.4.1 Ingenieurskonstanten.....	10
2.4.2 Elastizitätsgrößen der UD-Schicht	12
2.4.3 Steifigkeitsberechnung des Mehrschichtverbundes	13
2.4.4 Steifigkeitsdegradation durch Rissbildung	14
3. Zerstörungsfreie Prüfmethode für FKV – Stand der Technik	17
3.1 Optische Verfahren	17
3.2 Thermografie	19
3.3 Radiografie	20

3.4	Verfahren zur kontinuierlichen Überwachung von Bauteilen.....	22
3.5	Weitere ZfP-Verfahren.....	23
3.6	Ultraschall.....	24
3.6.1	Konventionelle Ultraschalltechnik und deren Verwandte.....	25
3.6.2	Arten elastischer Wellen	26
3.6.3	Bewertung von Ermüdungsschädigung	29
3.6.4	Anwendbarkeit von Lamb-Wellen.....	30
3.6.5	Luftgekoppelte geführte Wellen	32
4.	Geführte Wellen in FKV	35
4.1	Lineare Elastizität.....	35
4.1.1	Prinzipielles Konzept	35
4.1.2	Dehnungstensor	36
4.1.3	Spannungstensor.....	37
4.1.4	Steifigkeitstensor.....	37
4.1.5	Matrixschreibweise	38
4.2	Ebene homogene Wellen in anisotropen Festkörpern	39
4.2.1	Bewegungsgleichung und dynamische Deformation	40
4.2.2	Bulkwellen in unendlich ausgedehnten Festkörpern	41
4.2.3	Beispielhafte analytische Berechnung für Sonderfälle.....	42
4.3	Geführte Wellen in geschichtetem orthotropen Material.....	43
4.3.1	Elastische Wellen an Grenzflächen.....	44
4.3.2	Feldgleichung der Einzellage	45
4.3.3	Die Globalmatrixmethode	49

5. Methodik	53
5.1 Prüfkörper.....	53
5.1.1 Flachprüfkörper.....	54
5.1.2 Rohrprüfkörper	56
5.2 Einbringung herstellungs- und betriebsbedingter Schäden	56
5.2.1 Zyklische mechanische Belastung der Flachprüfkörper.....	57
5.2.2 Zyklische mechanische Belastung der Rohrprüfkörper	58
5.2.3 Defekte in Rohrprüfkörpern vor der zyklischen Belastung.....	58
5.3 Methodik der luftgekoppelten geführten Wellen.....	59
5.3.1 Messung von Phasengeschwindigkeit und Dämpfung	62
5.3.2 In-situ-Messung der Phasengeschwindigkeit	64
5.3.3 Abrasterung der Rohrprüfkörper	66
5.4 Referenzverfahren	67
5.4.1 Zählung der Zwischenfaserrisse	68
5.4.2 Messung von Elastizitätsgrößen	69
5.4.3 Thermografie an Rohrprüfkörpern.....	70
5.4.4 Lichtbilder und Hochgeschwindigkeitsaufnahmen.....	71
5.5 Berechnung von Dispersionskurven.....	71
6. Ergebnisse und Diskussion	75
6.1 Charakterisierung des Ausgangszustandes der Prüfkörper	75
6.1.1 Ergebnisse zu den Flachprüfkörpern	75
6.1.2 Ergebnisse zu den Rohrprüfkörpern.....	77
6.1.3 Diskussion der Ergebnisse beider Probenarten	79
6.2 Uniaxiale Lasten an Flachprüfkörpern	81

6.2.1	Ergebnisse	81
6.2.2	Diskussion.....	86
6.3	Uni- und biaxiale Lasten an Rohrprüfkörpern	89
6.3.1	Verfolgung globaler Ermüdungsschädigung	89
6.3.2	Charakterisierung lokaler Degradation	93
6.4	Effekte von Defekten	99
6.4.1	Porosität	99
6.4.2	Faserondulation	102
6.4.3	Impactschäden	105
7.	Zusammenfassung und Ausblick	109
A.	Zusätzliches Formelwerk	111
A.1	Koordinatentransformation	111
A.1	Koeffizienten aus Gleichung (4.34)	111
B.	Daten zu den verwendeten Rohrprüfkörpern	113
	Literaturverzeichnis	115
	Danksagung	127
	Curriculum Vitae	129

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1: Typisches MAG mit vier UD-Schichten [Fle98].	5
Abb. 2.2: Typische Schädigungsarten in Mehrschichtverbunden.	7
Abb. 2.3: Spannungen am Beispiel der UD-Schicht.	11
Abb. 2.4: Steifigkeitsdegradation der UD-Schicht [Add09].	16
Abb. 3.1: Foto eines ondulierten GFK-MAG hergestellt mit VARI.	19
Abb. 3.2: Probe aus Abb. 3.1 mit optisch angeregter Shearografie.	19
Abb. 3.3: GFK-MAG mit Ondulationen (optisch angeregte Thermografie).	20
Abb. 3.4: GFK-MAG mit Matrixrissen (ultraschallangeregte Thermografie).	20
Abb. 3.5: CT-Schnittbild einer 45°-Lage im Inneren eines GFK-MAG.	21
Abb. 3.6: CT-Schnittbild eines GFK-MAG mit Zwischenfaserrissen.	21
Abb. 3.7: Longitudinalwelle mit Ausbreitungsrichtung von links nach rechts.	27
Abb. 3.8: Transversalwelle mit Ausbreitungsrichtung von links nach rechts.	27
Abb. 3.9: Oberflächenwelle (Rayleigh).	27
Abb. 3.10: Dehnwelle (s_0 -Mode).	27
Abb. 3.11: Biegewelle (a_0 -Mode).	27
Abb. 3.12: Symmetrische Plattenwelle erster Ordnung (s_1 -Mode).	28
Abb. 3.13: Antisymmetrische Plattenwelle erster Ordnung (a_1 -Mode).	28
Abb. 4.1: Allgemeine Darstellung der Spannungen in einem Volumenelement.	37
Abb. 4.2: Verallgemeinertes Snellius-Gesetz am Beispiel eines Kreuzlaminats.	45
Abb. 4.3: Partialwellen in Einzellagen.	48
Abb. 4.4: Extrapolation für zuverlässige und schnelle Suche der Wurzeln [Pav03].	51
Abb. 5.1: Lagenaufbau der Flachprüfkörper im Querschnitt [Rhe12a].	55
Abb. 5.2: Durchlichtscan des GFK aus MAG [Rhe12a].	55

Abb. 5.3: Maße der Flachprüfkörper.	56
Abb. 5.4: GFK Rohrprüfkörper [Schm12a].	56
Abb. 5.5: Wickelprozess [Schm12a].....	56
Abb. 5.6: Messkonfiguration für luftgekoppelte geführte Wellen [Rhe11].	60
Abb. 5.7: Vorrichtung zur Luftultraschallprüfung von Rohren [Rhe11].	64
Abb. 5.8: In-situ-Aufbau für Plattenwellenmessung [Rhe12a].	65
Abb. 5.9: Projizierte Linien (grau) zur Zählung der Risse (schwarz) [Rhe12a].....	69
Abb. 6.1: Skizze der Probe mit den jeweils 40 Anregungspunkten und Messlinien.	76
Abb. 6.2: Geschwindigkeit und Dämpfung der a_0 -Mode im GFK aus MAG.	76
Abb. 6.3: Scan (oben) und Schlibbild (unten) des GFK aus MAG.....	77
Abb. 6.4: Amplitude über Verfahrenweg des Empfängers.	79
Abb. 6.5: Scan des Rohrprüfkörpers Rohr-0 [Rhe11].....	79
Abb. 6.6: Charakteristische Rissbildung in den Flachprüfkörpern [Rhe12a].....	81
Abb. 6.7: Rissdichten in 0° -Proben bei $R = 0,1$ ($\sigma = 312$ MPa) [Rhe12a].....	82
Abb. 6.8: Rissdichten in 0° -Proben bei $R = -1$ ($\sigma = \pm 192$ MPa) [Rhe12a].....	82
Abb. 6.9: Rissdichten in 0° -Proben bei $R = 10$ ($\sigma = -264$ MPa) [Rhe12a].	82
Abb. 6.10: Rissdichten in 90° -Proben bei $R = 0,1$ ($N = 14,6$ k) [Rhe12a].	82
Abb. 6.11: Degradation des E-Moduls der 0° -Prüfkörper bei $R = 0,1$ [Rhe12a].....	83
Abb. 6.12: Degradation des E-Moduls der 0° -Proben bei $R = -1$ [Rhe12a].....	83
Abb. 6.13: Gemessene und berechnete Steifigkeit ($\sigma = \pm 192$ MPa) [Rhe12a].	84
Abb. 6.14: Degradation des E-Moduls der 0° -Prüfkörper bei $R = 10$ [Rhe12a].....	84
Abb. 6.15: Degradation des E-Moduls der 90° -Proben bei $R = 0,1$ [Rhe12a].....	84
Abb. 6.16: E-Moduldegradation der 90° -Proben ($R = 0,1$, in situ) [Rhe12a].....	84
Abb. 6.17: a_0 -Modengeschwindigkeit in 0° -Prüfkörpern für $R = 0,1$ [Rhe12a].	85

Abb. 6.18: a_0 -Modengeschwindigkeit in 0° -Prüfkörpern für $R = -1$ [Rhe12a]85

Abb. 6.19: Gemessene und berechnete a_0 -Geschw. ($\sigma = \pm 192$ MPa) [Rhe12a]. ...85

Abb. 6.20: a_0 -Modengeschwindigkeit in 0° -Prüfkörpern für $R = 10$ [Rhe12a].....85

Abb. 6.21: a_0 -Modengeschwindigkeit in 90° -Proben für $R = 0,1$ [Rhe12a].85

Abb. 6.22: a_0 -Modengeschw. in 90° -Prüfkörpern ($R = 0,1$, in situ) [Rhe12a].85

Abb. 6.23: Spannungsverteilung bei a_0 -Mode in 0° -Prüfkörper [Rhe12a].....87

Abb. 6.24: Rissdichten der Probe Rohr-60a über Lastwechsel [Rhe11].....90

Abb. 6.25: Gemittelte E-Moduln über Schwingenspielzahl [Rhe11].....90

Abb. 6.26: Geschwindigkeitsentwicklung an 20 Positionen, Rohr-60a [Rhe11].90

Abb. 6.27: Geschwindigkeit über Lastwechsel an 5 Positionen [Rhe11].91

Abb. 6.28: Mittlere Geschwindigkeit über Lastwechsel an 5 Proben [Rhe11].....91

Abb. 6.29: Dämpfung entlang von 5 Pfaden über Lastwechsel [Rhe11].....93

Abb. 6.30: Gemittelte Dämpfung über Schwingenspielzahl [Rhe11].....93

Abb. 6.31: Differenzbild bei 0% und 34% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].94

Abb. 6.32: Erste Delaminationen bei 60% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].94

Abb. 6.33: Delaminationen nach 80% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].95

Abb. 6.34: Delaminationen nach 99% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].95

Abb. 6.35: Differenzbild für 9% -0% der Lastwechsel (Rohr-30) [Rhe11].96

Abb. 6.36: Binarisiertes Bild mit Grenzwert 0,18 (Rohr-30, 9%) [Rhe11].96

Abb. 6.37: Binarisiertes Bild mit Grenzwert 0,18 (Rohr-60b, 7%) [Rhe11].96

Abb. 6.38: Differenzbild bei 95,6%-84,1% der Lastwechsel, Rohr-60a [Rhe11].97

Abb. 6.39: Beschleunigte Degradation, Differenzbild 98,7% - 95,6% [Rhe11].....97

Abb. 6.40: Versagensort: Luftultraschallscan (oben), IR-Bild (mittig) und Foto zum Versagenszeitpunkt (unten) [Rhe11].....98

Abb. 6.41: Gleichmäßig verteilte feine Porosität [Schm12c]100

Abb. 6.42: Anhäufung großer Poren [Schm12c].	100
Abb. 6.43: Scan der Probe Poren-gehäuft-60 [Schm12c].	102
Abb. 6.44: Differenzbild zwischen 91% und 97% der Lebensdauer [Schm12c].	102
Abb. 6.45: Geschwindigkeitsabnahme mit und ohne Poren (30°) [Schm12c].	102
Abb. 6.46: Geschwindigkeiten mit und ohne Porosität (60°) [Schm12c].	102
Abb. 6.47: Entwicklung von Delaminationen durch Ondulationen [Schm12a].	103
Abb. 6.48: Scan der Probe Ondulation-60 [Schm12a].	104
Abb. 6.49: Differenzbild zwischen 0% und 40% der Lebensdauer [Schm12a].	104
Abb. 6.50: Rissdichtenentwicklung mit und ohne Ondulation (60°) [Schm12a].	105
Abb. 6.51: Geschwindigkeit mit und ohne Ondulation (60°) [Schm12a].	105
Abb. 6.52: 8,4J-Impact (links) und 14J-Impact (rechts) [Schm12b].	105
Abb. 6.53: Hauptdelaminationen durch Impact (schematisch) [Schm12b].	106
Abb. 6.54: Scan der Probe Impact-14J-30 vor dem Impact [Schm12b].	106
Abb. 6.55: Scan der Probe Impact-14J-30 nach dem Impact [Schm12b].	106
Abb. 6.56: Differenzbild zwischen Scans vor und nach Impact [Schm12b].	107
Abb. 6.57: Phasenverschiebungsscan der Probe Impact-14J-30 [Schm12b].	107
Abb. 6.58: Geschwindigkeitsabnahme mit und ohne Impact (60°) [Schm12b].	108
Abb. 6.59: Steifigkeitsdegradation mit und ohne Impact (60°) [Schm12b].	108

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Parameter für Schädigungsmodell [Add09].	16
Tabelle 5.1: Materialeigenschaften der Konstituenten [Add10] [Rhe11].	54
Tabelle 6.1: Berechnete und gemessene Wellengeschwindigkeiten [Rhe12a].	76
Tabelle B.1: Nominell defektfreie Rohrprüfkörper [Rhe11].	113
Tabelle B.2: Ondulationsbehaftete Rohrprüfkörper [Schm12a].	113
Tabelle B.3: Rohrprüfkörper mit Impactschaden [Schm12b].	114
Tabelle B.4: Poröse Rohrprüfkörper [Schm12c].	114

Abkürzungen

CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNT	<i>carbon nanotubes</i> , Kohlenstoffnanoröhrchen
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DFT	diskrete Fourier-Transformation
E-Modul	Elastizitätsmodul
ESPI	<i>electronic speckle pattern interferometry</i>
ESPSI	<i>electronic speckle pattern shearing interferometry</i>
FBG	<i>fibre Bragg grating</i> , Faser-Bragg-Gitter
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FVK	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
IFB	Institut für Flugzeugbau
IFL	Institut für Flugzeugbau und Leichtbau
IKT	Institut für Kunststofftechnik
ILF	Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik
KLT	Klassische Laminattheorie
LCF	low-cycle fatigue (Kurzeitermüdung)
MAG	Multi-Axial-Gelege
RTM	<i>resin transfer moulding</i> (Verfahren zur Herstellung von Formteilen)
RVE	repräsentatives Volumenelement
SHM	<i>structural health monitoring</i> , Zustandsüberwachung von Strukturen
SMUDAV	Stuttgarter Matlab Ultraschall-Daten Analyse und Visualisierung
SWF	<i>stress wave factor</i> , Spannungswellenfaktor
TU	Technische Universität
TUHH	Technische Universität Hamburg-Harburg

UD	unidirektional
VARI	<i>vacuum assisted resin infusion</i> , vakuumunterstützte Harzinfusion
VARTM	<i>vacuum assisted resin transfer moulding</i> (RTM mit Vakuum)
ZfP	Zerstörungsfreie (Werkstoff-/Bauteil-) Prüfung
ZP	Zerstörende Prüfung

Verwendete englischsprachige Begriffe

Bulkwellen	Wellen in unendlich ausgedehnten Medien
Burst	gewisse Anzahl monofrequenter Schwingungen
Hot Spot	Ort erhöhter Wärmeentwicklung
Impactschaden	Schaden durch Aufprall eines Gegenstandes, Schlagschaden
Prepreg	mit Matrix vorimprägnierte Fasern
Roving	Faserbündel (aus endlos unverdrehten gestreckten Fasern)
Scan	Abtastung (z. B. mit Ultraschall)
Spike	Spitze (Nadelimpuls)
Titanliner	Behälter aus Titan, um den Rovings gewickelt werden können
Unwrapping	Entfalten der Phase

Formelzeichen

Lateinisch

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$[C]$		Steifigkeitsmatrix
$[G]$	versch.	„Global Matrix“
$[H]$	versch.	Matrix der Lagenfeldgleichung
\bar{k}	$[1/m]$	Wellenvektorkomponente entlang Grenzfläche
\bar{v}	$[m/s]$	Phasengeschwindigkeit entlang Grenzfläche
x_i		kartesische Koordinaten $x_1 = x, x_2 = y, x_3 = z$
$[\bar{Q}]$	$[N/m^2]$	Transform. Steifigkeitsm. des Scheibenelements
$[A]$	$[N/m]$	Scheibensteifigkeitsmatrix des Laminats
$[M]$		Transformationsmatrix für Rotation um x_3
$[N]$	$[m^2/N]$	Nachgiebigkeitsmatrix
$[Q]$	$[N/m^2]$	Steifigkeitsmatrix des Scheibenelements
$[S]$	$[m^2/N]$	Nachgiebigkeitsmatrix des Scheibenelements
$[T]$		Transformationsmatrix
$\{F\}$	$[N]$	Kraftvektor
$\{k\}$	$[1/m]$	Wellenvektor
$\{n\}$		Ausbreitungsrichtung der Welle, $ \{n\} = 1$
$\{r\}$	$[m]$	Ortsvektor
C	$[N/m^2]$	Steifigkeitstensor
K	$[N/m^2]$	Christoffel-Tensor für Grenzflächenprobleme
<i>A</i>	$[m]$	Amplitude der Partialwelle
<i>D</i>		Schädigungsparameter
<i>E</i>	$[GPa]$	Elastizitätsmodul
<i>F</i>	$[N]$	Kraft

G	[GPa]	Schubmodul
L	[m]	Laufstrecke
M		Pixel-/ Elementanzahl
N		Schwingspielzahl bei Versagen
R		Spannungsverhältnis
S	[m ²]	Fläche
U	[m]	Amplitude der Verschiebung
V		Verhältnisvektor zwischen U_2 und U_1
ΔV	[m ³]	Größe eines Volumenelements
W		Verhältnisvektor zwischen U_3 und U_1
a, b	[V]	Amplituden im C-Scan (Fourier-transformiert)
d	[mm]	Dicke (Mehrschichtverbundes oder Platte)
f	[Hz]	Frequenz
i		Imaginäre Einheit ($i^2 = -1$)
k	[1/m]	Wellenzahl
l	[m]	Länge
m	[kg]	Masse
n		Zählvariable (z. B. Anzahl der Lastwechsel)
r		Grauwerte des normierten Scans
t	[s]	Zeit
t	[m]	Dicke der UD-Schicht
u	[m]	Verschiebung
$\{\ddot{u}\}$	[m/s ²]	Beschleunigungsvektor
v	[m/s]	Phasengeschwindigkeit
w		Grauwerte des Abweichungsbildes

Griechisch

Zeichen	Einheit	Bedeutung
δ_{ij}		Kronecker-Delta, $\delta_{ij} = 1$ für $i = j$, sonst $\delta_{ij} = 0$
$\{\varepsilon\}$		Dehnungsvektor
$\{\sigma\}$	[MPa]	Spannungsvektor
α	[°]	Rotationswinkel des Koordinatensystems
Γ	[N/m ²]	Christoffel-Tensor
ε		Dehnungstensor
σ	[MPa]	Spannungstensor
β		Verhältnis der Wellenvektorkomponenten
γ		Schiebung
δ	[1/mm]	Rissdichte
ε		Dehnung (und Stauchung)
η		Degradationsparameter
θ	[°]	Ein- und Ausfallswinkel zur Normalen
ν		Querkontraktionszahl
ξ		erster Parameter für Schädigungsmodell
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ς		zweiter Parameter für Schädigungsmodell

σ	[MPa]	(Normal-) Spannung
τ	[MPa]	Schubspannung
φ	[rad]	Phase
φ	[%]	Faservolumenanteil
ω	[1/s]	Kreisfrequenz
ϑ	[°]	Arctan von Schub- durch Normalspannung

Indizes

Zeichen	Bedeutung
	parallel zur Faserorientierung
⊥	senkrecht zur Faserorientierung
0	Ausgangszustand
1,2	1,2-Koordinatensystem
+45	+45°-Lage
-45	-45°-Lage
±45	+45°- und -45°-Lage zusammengefasst
E	einfallende Welle
F	mit angelegter Kraft
G	global

R	Rayleigh-/ Oberflächenwelle
S	gestreute Wellenmoden
T	transponierte (Matrix)
V	Vakuum
a_0	a_0 -Mode/ Biegewelle
d	Delamination
f	Faser
g	geführte Welle
i, j, k, l	Tensor-, Matrix- und Vektorindizes
k	UD-Schichten 1 bis n
l	longitudinal polarisiert
m	Matrix
max	maximal
min	minimal
q	Wellenmoden mit Definition auf Seite 47
t	transversal polarisiert
x, y	x, y -Koordinatensystem

1. Einleitung

Ressourcenschonende Mobilität und erneuerbare Energien gewinnen in Zeiten unaufhaltsamer Globalisierung und wachsender Umweltproblematik an Bedeutung. Steigendem Bedarf an Transport von Personen und Gütern stehen aufkommende Rohstoffknappheit und Klimaschutz entgegen. Dies steigert auf der einen Seite das Wachstum der zivilen Luftfahrtindustrie und ähnlicher Industriezweige, zwingt sie aber auf der anderen Seite zur Gewichtsreduktion, um Treibstoffeinsparung zu ermöglichen. Verringerung der Strukturmasse ist unter anderem durch die Verwendung von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) erzielbar, deren Einsatz auch maßgeblich den Weg für die Nutzung der Windenergie (Rotorblattherstellung) ebnet.

An die Zuverlässigkeit von Bauteilen, die z. B. in der Luftfahrt- und Windenergieindustrie ihre Anwendung finden, werden hohe Anforderungen gestellt. Unvorhergesehenes Versagen von defektbehafteten Strukturkomponenten kann zu massiven wirtschaftlichen Schäden führen (Rückrufaktionen mit entsprechendem Ansehensverlust, Ausfall von Anlagen usw.). Darüber hinaus hängen gerade in der Luftfahrt Menschenleben von der einwandfreien Funktion der Komponenten ab. Eine möglichst genaue Einschätzung des Bauteilzustandes mittels Zerstörungsfreier Prüfung (ZfP) ist wichtig, um schadhafte Teile früh genug ersetzen und den unnötigen Austausch intakter Bauteile vermeiden zu können.

Die zunehmende Verwendung von Faserverbundwerkstoffen stellt die ZfP vor neue Herausforderungen bei der Überwachung der Bauteileigenschaften während des Produktionsprozesses und im Einsatz. So zeichnet sich beispielsweise das Ermüdungsverhalten im Zuge mechanischer Belastung von Metallen durch Bildung und Wachstum eines einzelnen Risses aus, der den Querschnitt des Bauteils verringert und schließlich zum duktilen Versagen führt. Dieser Riss ist schon im frühen Stadium mit konventioneller ZfP (Eindringprüfung, Ultraschallprüfung etc.) charakterisierbar. Im Gegensatz dazu sind die Ermüdungsmechanismen in einem heterogenen FKV (Kombination aus Verstärkungsfasern und Kunststoffmatrix) mit einer Vielzahl von Defektarten und Rissen komplexer. Die Struktur der Luftfahrzeuge und die Rotorblätter der Windenergieanlagen sind wiederkehrenden mechanischen Belastungen ausgesetzt. Die Charakterisierbarkeit des Ermüdungsschadenfortschritts in FKV ist von großer Wichtigkeit, um unerwartetes Versagen durch zyklische Belastung ausschließen zu können. Auch für ein besseres Verständnis der

Ermüdungsabläufe, die oft durch herstellungs- oder betriebsbedingte Defekte beeinflusst sind, kann die ZfP einen Beitrag leisten. Dieses Verständnis ist für eine realistische Einschätzung des Bauteilzustandes und Lebensdauer erforderlich sowie für die Entwicklung schädigungsresistenter Werkstoffstrukturen.

Ziel dieser Arbeit ist es, im Bereich der FKV den noch kleinen Katalog der ZfP-Verfahren für die Verfolgung von Ermüdungsschädigung mit der Kombination von luftgekoppeltem Ultraschall und geführten Wellen zu erweitern. Basierend auf theoretischen Grundlagen und umfangreichen Versuchsreihen werden verschiedenartig eingebrachte Vor- und Ermüdungsschädigungen in zukunftsweisenden FKV charakterisiert.

2. Grundlagen der Faser-Kunststoff-Verbunde und deren Schädigungen

Für Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) ergeben sich durch geeignete Kombination von Verstärkungsfasern und Kunststoffmatrix hervorragende Werkstoffeigenschaften, die mit Einzelkomponenten allein unerreichbar blieben. Im Faserverbundwerkstoff nehmen die Fasern üblicherweise den größten Anteil der Kräfte auf, während die Matrix die Faser fixiert. Dies impliziert eine einstellbare Anisotropie des Werkstoffes durch die Ausrichtung der Fasern. Um die gewünschten Eigenschaften flächiger Strukturen zu konstruieren, werden üblicherweise Lagen mit verschiedener Faserorientierung übereinandergestapelt. Im Vergleich mit konventionellen Klassen isotroper Werkstoffe (wie die der Metalle) lassen sich mit FKV Bauteile mit hoher Steifigkeit und Festigkeit bei geringer Dichte realisieren. FKV werden aufgrund ihrer hohen spezifischen Steifigkeit und Festigkeit zunehmend im Bereich des Leichtbaus (Luftfahrttechnik, Windenergie usw.) eingesetzt. Herausforderungen liegen in der kostengünstigen Großserienfertigung, bei der Herstellungsfehler nie ganz ausgeschlossen werden können. Diese und andere Vorschädigungen beeinflussen das Ermüdungsverhalten von FKV während des Einsatzes. Die durch mechanische Ermüdungsbelastung eingebrachten Schädigungen in FKV werden in diesem Kapitel näher erläutert. Danach wird auf die Steifigkeitsberechnung eingegangen, die nicht nur für die Konstruktion von tragenden Strukturen grundlegend ist, sondern auch für die Bewertung von mechanisch induzierter Schädigung.

2.1 Typische Konstituenten

Die meistverwendeten Konstituenten (Einzelkomponenten) in der Faserbündentechnik sind Kohlenstoff- und Glasfasern als Verstärkung sowie duroplastische Kunststoffe als Matrixsystem. Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) bieten besonders hohe spezifische Steifigkeit und Festigkeit. Allerdings ist CFK durch den relativ hohen Herstellungsaufwand der Faser im Allgemeinen teurer als glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK). Die Verstärkungswirkung nimmt mit der Länge der Faser zu, was die Verwendung von langen Fasern für hochbeanspruchte Komponenten erklärt. Weiterhin ist der Faservolumenanteil, also das Verhältnis des Volumens der Fasern zum Gesamtvolumen, entscheidend für die mechanischen Eigenschaften des FKV. Häufig werden dünnflüssige Epoxidharze (EP), die durch eine

verzögerte chemische Reaktion von zwei Komponenten aushärten (vernetzen), als Duroplastmatrix eingesetzt.

2.2 Verbreitete Herstellungsverfahren für Leichtbauanwendungen

Aus der Vielzahl von Herstellungsverfahren werden an dieser Stelle nur drei Grundprinzipien erläutert, die sich zur industriellen Herstellung von Leichtbaustrukturen aus endlosfaserverstärkten Duroplasten eignen.

- Die Prepreg-Technologie ist am weitesten verbreitet für Anwendungen, bei denen das Endprodukt höchste Anforderungen erfüllen muss (Luftfahrtindustrie).
- Harzinjektionsverfahren stellen bei derzeit noch verminderter Produktqualität eine kostengünstige Alternative für die Herstellung der Rotorblätter von Windkraftanlagen dar. Es wird intensiv daran gearbeitet, die Injektionsverfahren so weiterzuentwickeln, dass sie auch vermehrt in der Luftfahrtindustrie einsetzbar sind.
- Faserwickeln ist das dritte hier vorgestellte Verfahren; es eignet sich besonders für zylindrische Bauteile wie Antriebswellen und Druckbehälter.

Grundlage der Prepreg-Technologie sind vorimprägnierte Faser-Matrix-Halbzeuge. Der Aushärteprozess der duroplastischen Matrix wird durch Kühlung unterbrochen. Meistens werden Prepregs aus Unidirektional (UD)-Gelege oder Gewebe verarbeitet. Die leicht klebrigen Faser-Matrix-Halbzeuge werden durch die teilvernetzte Matrix zusammengehalten und können so maschinell zugeschnitten, auf eine Form abgelegt und gestapelt werden. Die drapierten Prepreg-Lagen werden danach in einem Vakuumsack verpackt, um Luft zu entziehen, und unter äußerem Druck sowie erhöhten Temperaturen zu einem Mehrschichtverbund ausgehärtet [Schü05].

Bei den Injektionsverfahren werden trockene Faser-Halbzeuge in ein offenes oder geschlossenes Formwerkzeug gelegt und danach mit Harz durch Druckdifferenz getränkt. Bei der *resin transfer moulding* (RTM)-Technik wird das Harz mit Druck in ein geschlossenes Formwerkzeug geleitet und imprägniert so die Fasern. Beim *vacuum assisted resin transfer moulding* (VARTM) unterstützt Unterdruck im Formwerkzeug den Prozess. Das ähnliche *vacuum assisted resin infusion* (VARI)-Verfahren benötigt nur auf einer Seite eine harte Form, und die Kavität wird durch

eine Folie geschlossen. Durch Evakuierung der Luft wird das Harz in die Kavität gezogen [Fle98]. Als Faser-Halbzeuge für Injektionsverfahren bieten sich Gewebe, Geflecht und Multi-Axial-Gelege (MAG) an. Faserbündel (Rovings) aus tausenden parallelen Filamenten werden zur Herstellung dieser textilen Flächengebilde verwendet. Die Anzahl der Filamente oder die Einheit tex (entspricht g/km) wird zur Beschreibung von Rovings verwendet. Im Gegensatz zu Geflechtem und Geweben liegen im MAG die Rovings in gestreckter und kaum gewellter Form vor, was in besseren mechanische Eigenschaften resultiert [Schü05]. Ein MAG besteht aus mehreren Einzelschichten mit nahezu frei wählbarer Faserorientierung, die kostengünstig mit Bindefäden verwirkt werden (Abb. 2.1), um die Drapierung (auf zweifach gekrümmten Flächen) zu ermöglichen.

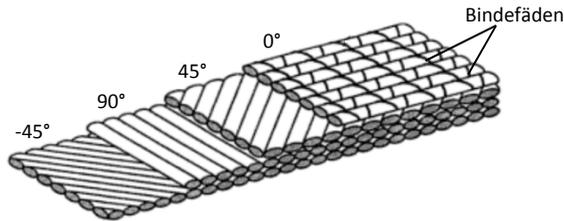


Abb. 2.1: Typisches MAG mit vier UD-Schichten [Fle98].

Beim Wickelverfahren werden Faser-Matrix-Halbzeuge oder einzelne Rovings auf einen sich drehenden Kern gewickelt und dann mit Prepreg-Technologie bzw. einem der Injektionsverfahren weiterverarbeitet. Eine weitere Möglichkeit ist, die Faserbündel beim Wickeln zu tränken. Der Bauteilgeometrie entsprechend ist der Faserwinkel optimierbar, nur das Abrutschen der Fasern beim Wickeln muss vermieden werden. Der Kern wird nach dem Aushärten herausgezogen, aufgelöst (Hartschaum) oder als funktionale Komponente im Bauteil belassen.

2.3 Betriebsbedingte Schädigung und Herstellungsfehler

Neben einmaliger Über- oder Fehlbelastung (z. B. Schlagbeschädigung) können betriebsbedingte Schäden auch durch Materialermüdung auftreten. Diese Ermüdung ist die irreversible Reaktion des Werkstoffes auf Umgebungseinflüsse wie Temperaturschwankungen, korrosive Medien, verschiedene Strahlungen und mechanische Belastungen. Im Rahmen dieser Arbeit wird auf die Ermüdungsschädigungen in FKV eingegangen, die ausschließlich durch mechanische Belastungen verursacht werden. Typische Herstellungsfehler, also Abweichungen des FKV vom

Sollzustand vor der Inbetriebnahme, führen zu verschlechterten Material- und Ermüdungseigenschaften und sind ebenfalls im Folgenden charakterisiert.

2.3.1 Ermüdungsschädigung unter mechanischer Last

FKV zeichnen sich prinzipiell durch hervorragende Ermüdungsbeständigkeit aus. Trotzdem versagen Mehrschichtverbunde häufig erst bei wiederholter dynamischer Last durch Schadensakkumulation, die zur Restfestigkeitsabnahme führt. Im Vergleich zur statischen Festigkeit resultieren bereits wesentlich geringere, aber wiederkehrende Lasten langfristig in Versagen. Außerdem führt die Degradation der Steifigkeit von Faserverbundstrukturen während zyklischer Belastung zu „Versagen“ oder Stabilitätsverlust von Bauteilen, die auf Steifigkeit ausgelegt sind. Ermüdungsschädigung ist gerade bei Luftfahrzeugen und Windkraftanlagen durch deren wiederkehrende mechanische Belastung relevant.

Grundsätzlich werden bei Faserverbundwerkstoffen in den jeweiligen Einzelschichten die zwei mikroskopischen Versagensarten „Zwischenfaserbruch“ und „Faserbruch“ unterschieden [Puc95].

- Bei Zwischenfaserbrüchen reißt die Matrix, und Fasern lösen sich von der Matrix ab, während die Fasern selbst intakt bleiben. Zwischenfaserrisse bilden sich parallel zu den Fasern aus und trennen dabei eine UD-Schicht in Dickenrichtung (Abb. 2.2). Der Gesamtschichtverbund ist dadurch zunächst nicht gefährdet, und Lasten werden in benachbarte Schichten umgeleitet.
- Faserbruch beschreibt üblicherweise das Versagen einer großen Anzahl von Fasern in einer Schicht und führt zu einer erheblichen Schwächung oder sogar Versagen des gesamten Mehrschichtverbundes.
- Bezogen auf den Mehrschichtverbund tritt eine weitere Defektart auf. Da keine Faserverstärkung zwischen zwei UD-Schichten wirkt, entsteht schon bei relativ geringen Spannungen eine Delamination, also flächige Trennung zweier Einzellagen [Puc95].

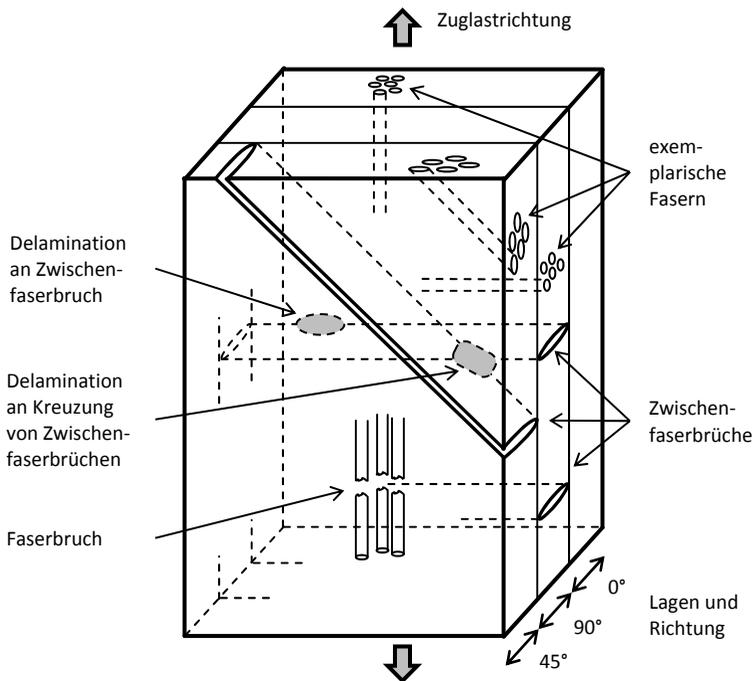


Abb. 2.2: Typische Schädigungsarten in Mehrschichtverbunden.

Mechanische Ermüdungsbelastung führt zu den beschriebenen Zwischenfaserbrüchen, Delaminationen und Faserbrüchen, was mit einer Steifigkeitsabnahme des FKV einhergeht [Tal08]. Dabei werden Zwischenfaserbrüche häufig quantitativ mit der Rissdichte (Anzahl von Rissen pro Längeneinheit) angegeben. Unter schwellerer Zugbelastung (Zugschwelllast) zeigt ein typischer Mehrschichtverbund, bestehend aus mehreren Lagen verschiedener Faserorientierung, drei Phasen der Schadensakkumulation [Rei83][Jam84].

- I. Entstehung und Wachstum von Zwischenfaserrissen resultieren in steilem Anstieg der Rissdichte und rapidem Steifigkeitsabfall in Lastrichtung. Die Zwischenfaserbrüche bilden sich hauptsächlich in den Lagen aus, deren Faserorientierung nicht der Belastungsrichtung entspricht. Diese Lagen erfahren die höchsten Spannungen in Richtungen ohne Faserverstär-

kungswirkung. Die Zwischenfaserbrüche reduzieren die verschmierte Steifigkeit des Mehrschichtverbundes, da Lastpfade unterbrochen werden und umgebene Schichten bei gleichbleibender äußerer Kraft entsprechend höher belastet und gedehnt werden. Diese Phase endet etwa nach 20% der ertragbaren Lastwechsel mit dem Zustand der Rissättigung [Rei80a]. Intralaminare Schadensakkumulation durch Bildung von Zwischenfaserissen tritt also in den folgenden Ermüdungsphasen kaum noch auf.

- II. Die zweite Phase ist durch die Vereinigung von Rissen und dem Risswachstum zwischen den Einzellagen charakterisierbar. Es entstehen erste kleine Delaminationen an den Spitzen von Zwischenfaserbrüchen [Nai92], insbesondere dort, wo sich Zwischenfaserbrüche aus zwei verschiedenen Lagen kreuzen [Sti86][Schu87] (Abb. 2.2). Diese interlaminare Schädigung führt nur zu einer geringen Steifigkeitsabnahme in Belastungsrichtung des Mehrschichtverbundes. Bezogen auf die ertragbaren Lastwechsel vor Versagen erstreckt sich die Phase im Bereich von 20% - 90% der Lebensdauer des FKV.
- III. Die letzte Phase kündigt das baldige Versagen des Mehrschichtverbundes durch rapide Abnahme der Restfestigkeit an [Har03]. Delaminationen und Spannungsumverteilung beschleunigen den Degradationsprozess, der nun durch Faserbrüche und einen erneuten steilen Steifigkeitsabfall gekennzeichnet ist.

Druckschwelllast ist jedoch mit der Entwicklung anderer Schäden verbunden, die sich nicht in diese drei Phasen klassifizieren lässt. Beispielsweise zeigt der FKV nur wenige Zwischenfaserbrüche und einen geringen Anfangsabfall der Steifigkeit zu Beginn des Ermüdungslebens [Van94][Schu94]. Beinhaltet die zyklische Last Zug- und Druckanteile (Wechsellast), ermüdet der Faserverbundwerkstoff wesentlich schneller als unter reiner Zugschwelllast bei betragsmäßig gleich hohen Spannungen. Die Kombination der Schädigungsmechanismen bei Zug und Druckschwelllast führt zu früherem Versagen [Schu94]. Die bisher vorgestellte Literatur bezieht sich ausschließlich auf uniaxiale Lasten, jedoch sind FKV in der Praxis häufig multiaxialen Lasten ausgesetzt. Eine Literaturübersicht [Qua10] belegt, dass das Zusammenspiel verschieden gerichteter Zug- und Drucklasten sowie Schublasten letztendlich in mikroskopischen Ermüdungsschädigungen resultiert. Diese Schädigungen lassen sich mit den Oberbegriffen Faserbruch, Zwischenfaserbruch und Delamination

beschreiben. Das Ermüdungsverhalten von GFK, hergestellt aus MAG mit RTM, zeigt trotz höherer Inhomogenität und Binfäden eine ähnliche Rissbildung und Steifigkeitsabnahme [Add10] wie das viel untersuchte CFK aus Prepregs.

2.3.2 Defekte und deren Einfluss bei Ermüdungsbelastung

Verbreitete Defektarten, die schon beim Herstellungsprozess von endlosfaserverstärkten Kunststoffen auftreten, sind unerwünschte Faserondulationen oder schädliche Lufteinschlüsse. Neben der Ermüdungsbelastung ist eine der häufigsten Schadensursachen während Betrieb und Wartung der Aufprall von Gegenständen auf den Faserverbundwerkstoff. Im Folgenden werden die verschiedenen Defektarten kurz charakterisiert und beispielhaft deren schädlicher Einfluss auf das Ermüdungsleben erläutert.

Schlagschäden werden üblicherweise als „Impactschäden“ bezeichnet und beispielsweise durch fallengelassenes Werkzeug, Hagel oder Vogelschlag bei Windkraftanlagen und Luftfahrzeugen verursacht. Sie sind an der Oberfläche häufig nicht zu erkennen, können aber trotzdem erhebliche Ausmaße in Form von Delaminationen im Inneren des FKV erreichen [Rie05]. Die Größe der Delaminationen nimmt häufig mit ihrer Tiefe im Mehrschichtverbund zu. Neben der statischen Druckfestigkeit [San04] nimmt auch die Lebensdauer des FKV unter mechanischer Ermüdungsbelastung erheblich durch einen Impactschaden ab [Kan04].

Faserondulationen, die über die über intrinsische Faserwelligkeit des Halbzeuges (z. B. bei Leinwandbindung) hinausgehen, werden als Herstellungsfehler betrachtet. Darunter fällt die Abweichung einzelner Rovings von ihrer Sollrichtung, aber auch ganze Lagen können durch seitlichen Versatz oder in Dickenrichtung gefaltet sein [Pot08]. Faserondulationen rufen Steifigkeits- und Festigkeitsverminderung hervor [Hsi96] [Man03]. Unter zyklischer mechanischer Last bilden sich in der Nähe stark ondulierter Rovings Delaminationen aus, die zu frühzeitigem Versagen des FKV führen [Mur00].

Der Begriff der Porosität wird bei FKV meistens als ein Maß für den Volumenanteil an Poren, also kleinen verteilten Lufteinschlüssen, benutzt. Beim Herstellungsprozess großer Faserverbundbauteile ist gerade bei der Verwendung von RTM oder VARI eine gewisse Porosität kaum zu vermeiden [Bro03]. Die Poren können in Gruppen oder gleichmäßig verteilt auftreten. Ihr meistens schädlicher Effekt auf mechanische Eigenschaften und Ermüdungsbeständigkeit hängt nicht nur vom

Volumenanteil und Verteilung ab, sondern auch von ihrer Größe und Geometrie [Cha06] [Geh11].

2.4 Berechnungsmethoden zur Bestimmung der Elastizität

Im Folgenden werden ingenieurmäßige Methoden zur Steifigkeitsberechnung der Einzelschichten und des Mehrschichtverbundes mit und ohne Schädigung vorgestellt. Grundlage dazu ist das lineare Elastizitätsgesetz, das auf der häufig angemessenen Annahme der Proportionalität zwischen mechanischer Spannung und elastischer Verformung beruht. Die rechnerische Bestimmung der Elastizitätsgrößen der UD-Schicht dient nicht nur zur Auslegung des Mehrschichtverbundes für Strukturbauteile anhand der Klassischen Laminattheorie sondern auch der Berechnung und Auswertung elastischer Wellen, wie sich in Kapitel 4 zeigen wird. Auch die Wirkung der Schädigung in Form von Zwischenfaserrissen auf die Elastizitätsgrößen ist mit Homogenisierungsmethoden erfassbar.

2.4.1 Ingenieurskonstanten

Bei linearer Elastizität (nähere Erläuterung folgt in Abschnitt 4.1) eines orthotropen Materials ist der Zusammenhang zwischen den Verzerrungen und Spannungen über die Nachgiebigkeitsmatrix $[N]$, zusammengesetzt aus neun Ingenieurskonstanten, beschreibbar [Schü05][Nay95],

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_2} & -\frac{\nu_{13}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{31}}{E_1} & -\frac{\nu_{32}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{21}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix}. \quad (2.1)$$

Die Elastizitätsmoduln (E-Moduln) E_i , die Schubmoduln G_{23} , G_{31} und G_{21} , sowie die Querkontraktionszahlen ν_{ij} lassen sich im linear elastischen Bereich des Werkstoffes durch mechanische Prüfung direkt messen. Die Indizes $i, j = 1, 2, 3$ stehen für die drei Koordinatenrichtungen (Abb. 2.3). Bei den Querkontraktionszahlen steht

der erste Index i für die Ursache (Kraftrichtung oder Hauptdehnungsrichtung) und der zweite Index j für die Wirkung (Querkontraktionsrichtung). Durch die Symmetrie der Nachgiebigkeitsmatrix ergeben sich aus ν_{12} , ν_{13} und ν_{23} die restlichen drei Querkontraktionszahlen,

$$\frac{\nu_{12}}{E_2} = \frac{\nu_{21}}{E_1}; \quad \frac{\nu_{13}}{E_3} = \frac{\nu_{31}}{E_1}; \quad \frac{\nu_{23}}{E_3} = \frac{\nu_{32}}{E_2}. \quad (2.2)$$

Die Verzerrungen lassen sich in Dehnungen ($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$) und Schiebungen ($\gamma_{23}, \gamma_{31}, \gamma_{21}$) unterteilen. Vergleichbar dazu gibt es die Normal- und Schubspannungen ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ bzw. $\tau_{23}, \tau_{31}, \tau_{21}$).

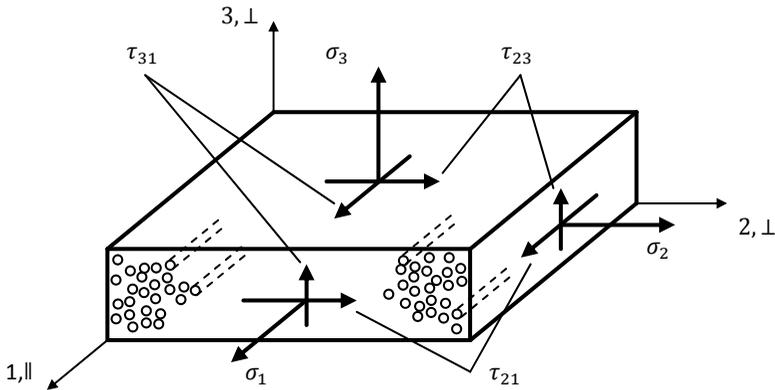


Abb. 2.3: Spannungen am Beispiel der UD-Schicht.

Die ungeschädigte UD-Schicht besitzt eine transversale Isotropie, was die unabhängigen Elastizitätsgrößen auf fünf reduziert: der E-Modul parallel $E_{||} = E_1$ und senkrecht $E_{\perp} = E_2 = E_3$ zur Faserorientierung; der Schubmodul mit jeweils einer Komponente quer und entlang zur Faser $G_{\perp||} = G_{31} = G_{21}$; die Querkontraktionszahlen $\nu_{\perp||} = \nu_{21} = \nu_{31}$ und $\nu_{\perp\perp} = \nu_{32}$. Während $\nu_{\perp\perp}$ durch die Symmetrie der Nachgiebigkeitsmatrix bestimmt ist, ergibt sich der Schubmodul in der isotropen Ebene aus E-Modul und Querkontraktionszahl,

$$G_{\perp\perp} = G_{23} = \frac{E_{\perp}}{2(1 + \nu_{\perp\perp})}. \quad (2.3)$$

Dies beschreibt die makroskopische, homogenisierte UD-Schicht, also den Verbund von Matrix und Fasern. Auf mikroskopischer Ebene sind entsprechend der Elastizitätsgrößen die Spannungen in den Fasern und in der Matrix verschieden.

2.4.2 Elastizitätsgrößen der UD-Schicht

Aus dem Faservolumenanteil φ und dem E-Modul von Faser (faserparallel) $E_{f\parallel}$ und isotroper Matrix E_m lässt sich nach der Mischungsregel (Halpin-Tsai-Formel) der E-Modul der UD-Schicht parallel zur Faserorientierung berechnen [Hal76],

$$E_{\parallel} = \varphi \cdot E_{f\parallel} + (1 - \varphi) \cdot E_m \quad (2.4)$$

Auf ähnliche Art und Weise ist die Querkontraktionszahl der UD-Schicht $\nu_{\perp\parallel}$ aus den Querkontraktionszahlen der Matrix ν_m und der Faser $\nu_{f\perp\parallel}$ zu ermitteln,

$$\nu_{\perp\parallel} = \varphi \cdot \nu_{f\perp\parallel} + (1 - \varphi) \cdot \nu_m \quad (2.5)$$

Verbreitet wird der Quer-Elastizitätsmodul E_{\perp} und der Schubmodul in der Schichtebene $G_{\parallel\perp}$ nach Jones [Jon75] oder der VDI-Richtlinie 2014-1 [VDI89] berechnet, die auf dem Formelwerk von Hashin [Zvi74] basiert. In dieser Arbeit wird die semiempirische Berechnungsmethode von Puck [Puc67] verwendet, wobei der Quer-E-Modul der Faser mit $E_{f\perp}$ bezeichnet ist,

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \varphi \cdot \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp}}} \quad (2.6)$$

Im Folgenden steht $G_{f\parallel\perp}$ für den Quer-Längs-Schubmodul der Faser und G_m für den Schubmodul der Matrix,

$$G_{\parallel\perp} = \frac{G_m \cdot (1 + 0,8 \cdot \sqrt{\varphi})}{(1 - \varphi)^{1,25} + \varphi \cdot \frac{G_m}{G_{f\parallel\perp}}} \quad (2.7)$$

Da die Matrix isotrop ist, gilt für den Schubmodul $G_m = E_m/2(1 + \nu_m)$. Die verbleibende fünfte unabhängige Grundelastizitätsgröße ist die Querkontraktionszahl in der isotropen Ebene der UD-Schicht [Foy72],

$$\nu_{\perp\perp} = \varphi \cdot \nu_{f\perp\perp} + (1 - \varphi) \cdot \nu_m \cdot \left(\frac{1 + \nu_m - \nu_{\perp\parallel} \cdot \frac{E_m}{E_{\parallel}}}{1 - \nu_m^2 + \nu_m \cdot \nu_{\perp\parallel} \cdot \frac{E_m}{E_{\parallel}}} \right) \quad (2.8)$$

2.4.3 Steifigkeitsberechnung des Mehrschichtverbundes

Die Elastizitätsgrößen des Mehrschichtverbundes sind mit Hilfe der Klassischen Laminattheorie (KLT) aus den Grundelastizitätsgrößen der einzelnen UD-Schichten berechenbar. Zur vereinfachten Ermittlung der beiden Elastizitätsmoduln und des Schubmoduls in der Ebene des Mehrschichtverbundes wird eine reduzierte Form des Elastizitätsgesetzes für den 2D Fall, also das Scheibenelement, betrachtet,

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \{\varepsilon\}_{1,2} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{21}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = [S] \{\sigma\}_{1,2} . \quad (2.9)$$

Durch Invertieren der in die Ebene reduzierten Nachgiebigkeitsmatrix $[S]$ ergibt sich die Steifigkeitsmatrix $[Q] = [S]^{-1}$. Zur Berechnung der Gesamtsteifigkeit des Mehrschichtverbundes wird eine Polartransformation durchgeführt, um die elastischen Eigenschaften im 1,2-Koordinatensystem der einzelnen UD-Schichten mit verschiedenen Orientierungen in das globale Verbundkoordinatensystem (x, y -Koordinatensystem) zu übertragen. Die Transformationsregel zur Ermittlung der Steifigkeitsmatrix $[\bar{Q}]$ ergibt sich aus der Matrixdarstellung. Dabei werden Winkel (γ) für die Schiebung verwendet, anstatt Diagonaldehnungen ($\varepsilon = 1/2 \gamma$), wie bei der Tensorschreibweise [Schü05],

$$\{\sigma\}_{x,y} = [T][Q][T]^T \{\varepsilon\}_{x,y} = [\bar{Q}] \{\varepsilon\}_{x,y} . \quad (2.10)$$

Dabei ist $[T]$ die Transformationsmatrix, in der α den Winkel zwischen x, y - und 1,2-Koordinatensystem bezeichnet,

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & -\sin 2\alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & \sin 2\alpha \\ 0,5 \sin 2\alpha & -0,5 \sin 2\alpha & \cos 2\alpha \end{bmatrix} . \quad (2.11)$$

Im nächsten Schritt werden die Steifigkeitsmatrizen $[\bar{Q}]_k$ der n Einzelschichten mit den zugehörigen Dicken t_k multipliziert und aufaddiert,

$$[A] = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k t_k . \quad (2.12)$$

Aus den Einzelkomponenten der Invertierten Scheibensteifigkeitsmatrix $[A]^{-1}$ und der Gesamtdicke des Mehrschichtverbundes $d = \sum t_k$ lassen sich die Ingenieurkonstanten des Laminats berechnen [Schü05],

$$E_x = \frac{1}{A_{11}^{-1} \cdot d}; \quad E_y = \frac{1}{A_{22}^{-1} \cdot d}; \quad G_{xy} = \frac{1}{A_{66}^{-1} \cdot d}. \quad (2.13)$$

Es handelt sich hierbei um Moduln ohne Querkontraktionsbehinderung.

2.4.4 Steifigkeitsdegradation durch Rissbildung

Schon vor einigen Jahrzehnten wurden Modelle entwickelt, die quantitativ die Steifigkeitsdegradation eines Mehrschichtverbundes in Belastungsrichtung (E_x) durch die Bildung von Zwischenfaserrissen abbilden [Hah74]. Auf der Grundlage der Kontinuumsmechanik einer gerissenen Struktur beschreibt Talreja [Tal87] ein Modell, das neben E_x auch die Abnahme der anderen Elastizitätsgrößen des Mehrschichtverbundes aufgrund von Zwischenfaserbrüchen vorhersagt. Geführte Ultraschallwellen, die im Rahmen dieser Arbeit zur zerstörungsfreien Prüfung dienen, sprechen jedoch auf die Elastizitätsgrößen der Einzellagen an. Duan [Dua02] stellte ein Modell auf, das die Elastizitätsgrößen der UD-Schicht in der Laminebene in Abhängigkeit der Rissdichte und einigen Materialparametern vorhersagt. Addens [Add10] Ansatz geht sogar noch einen Schritt weiter und liefert den kompletten Satz der Elastizitätsgrößen der gerissenen orthotropen UD-Schicht und wurde deshalb für die weitere Untersuchung verwendet. Eine ähnliche Vorgehensweise und eine Literaturübersicht zu dem Thema sind auch in einer späteren Arbeit zu finden [Aku12].

Über einen Riss in der UD-Schicht hinweg werden z. B. Zugbelastungen nicht übertragen. Die Lasten werden jedoch über angrenzende Lagen um den Riss herumgeleitet, so dass die gerissene UD-Schicht zwischen den einzelnen Rissen trotzdem z. B. Zugbelastungen aufnimmt. Die Beteiligung der gerissenen UD-Schicht am Lasttrageverhalten des gesamten Mehrschichtverbundes nimmt demnach zusammen mit dem intakten Bereich zwischen den Rissen ab.

Basierend auf einem repräsentativen Volumenelement (RVE), das eine gerissene UD-Schicht mit zwei benachbarten Lagen enthält, berechnen Adden et al. [Add10] die effektiven, homogenisierten Elastizitätsgrößen der geschädigten UD-Schicht mit Hilfe der Finiten-Elemente-Analyse (FEA). Durch Variation des Rissabstandes der beiden Risse im RVE wird der Einfluss der Rissdichte auf die Elastizitätsgrößen

berücksichtigt. Unter Verwendung geeigneter Randbedingungen wurden sechs Lastfälle untersucht, aus denen mit der Deformation des RVE und der Formänderungsenergie durch geschickte Homogenisierung die Elastizitätsgrößen der geschädigten Einzelschicht berechenbar sind. Bezogen auf das Koordinatensystem der geschädigten UD-Lage werden Zuglasten in den drei Richtungen 1, 2, und 3 sowie drei Schublasten (12, 23, 13) zur Auswertung aufgeprägt. Umfangreiche Untersuchungen ergaben, dass der Einfluss der Dickenverhältnisse zwischen den Einzellagen vernachlässigbar ist [Add10]. Gleiches gilt für den Faservolumenanteil zwischen 40% und 60% und verschiedene Werkstoffe (GFK/CFK). Nach Adden ist auch die Orientierung der benachbarten UD-Schicht nebensächlich. Laut seiner FEA-Untersuchung ist die Degradation der Moduln E_2 , G_{21} und G_{23} nur eine Funktion der Rissdichte δ multipliziert mit der UD-Schichtdicke t , während die anderen Moduln konstant sind. Daher wird der Schädigungsparameter D eingeführt,

$$D = \delta \cdot t . \quad (2.14)$$

Verglichen mit einer dünneren UD-Lage erzeugt also die gleiche Anzahl von Rissen pro Länge in einer dickeren UD-Schicht eine stärkere Degradation der homogenisierten Elastizitätsgrößen. Bis auf ν_{23} und ν_{21} , die proportional zu E_2 sind (Gleichung (2.2)), bleiben die Querkontraktionszahlen mit zunehmender Rissdichte konstant. Grundsätzlich sind die von Adden beschriebenen Ergebnisse im Einklang mit den Überlegungen von Duan [Dua02], beziehen aber mehr Elastizitätsgrößen ein.

Aufbauend auf den FEA-Ergebnissen wird eine Funktion gesucht, die den Zusammenhang zwischen Schädigungsparameter und Elastizitätsgrößen korrekt wiedergibt. Mit den Parametern aus Tabelle 2.1 beschreibt die folgende Gleichung die Degradation der Moduln und damit auch die der Querkontraktionszahlen [Add10],

$$\eta(D) = \frac{1}{1 + \zeta \cdot D^\xi} . \quad (2.15)$$

Dabei entspricht $\eta(D)$ jeweils den Elastizitätsgrößen $E_2(D)$, $G_{21}(D)$, $G_{23}(D)$, $\nu_{23}(D)$ und $\nu_{21}(D)$ normiert auf deren Wert ohne Zwischenfaserbrüche (Abb. 2.4). Aus den berechneten Elastizitätsgrößen der geschädigten Einzellagen ist die Steifigkeit des Mehrschichtverbundes mittels KLT ermittelbar (Abschnitt 2.4.3).

Tabelle 2.1: Parameter für Schädigungsmodell [Add09].

	E_2	G_{23}	G_{21}
ζ	3,79	0,62	1,26
ξ	1,61	1,45	1,37

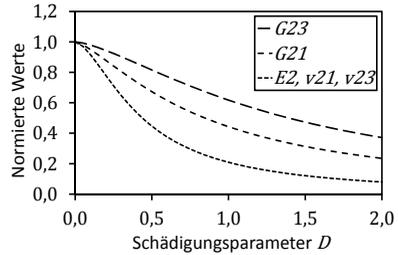


Abb. 2.4: Steifigkeitsdegradation der UD-Schicht [Add09].

Bei Addens ingenieurmäßigem Vorgehen ist kritisch zu berücksichtigen, dass die ermittelten Degradationswerte der Elastizitätsgrößen für Zugbelastungen, also Rissöffnung, ermittelt wurden. Außerdem wurde vereinfacht reibungsloses Abgleiten der Rissflanken, z. B. unter Schubbelastung, angenommen. Delaminationen an den Risspitzen und Faserbruch werden nicht berücksichtigt. Dies gilt auch für andere Modelle, wie das von Duan [Dua02] und Talreja [Tal87]. Dennoch verifizierte Adden seinen Ansatz im Experiment mit einer Kombination von Zug-, Druck- und Schubspannungen [Add10].

3. Zerstörungsfreie Prüfmethode für FKV – Stand der Technik

Mit der Zerstörungsfreien Prüfung (ZfP) wird der Zustand des Werkstoffes oder des Bauteils charakterisiert, ohne dabei Veränderungen einzubringen. Im Gegensatz zu der Zerstörenden Prüfung (ZP) ist die ZfP rückwirkungsfrei, und der Werkstoff oder das Bauteil ist nach der Untersuchung abhängig vom Befund verwendbar. Dies ermöglicht Qualitätssicherung nach dem Herstellungsprozess und vermeidet kostspieligen prophylaktischen Austausch funktionstüchtiger Komponenten während des Betriebs. Die ZfP beugt unvorhergesehenem Bauteilversagen und Unfällen vor, indem die zu prüfenden Komponenten auf verschiedenste Weisen (akustisch, thermisch, elektromagnetisch, usw.) angeregt werden und aus dem Antwortverhalten auf ihren Zustand geschlossen wird. Die Königsdisziplin der ZfP ist die Bestimmung der Restfestigkeit eines Bauteils. Dies geschieht aus den ermittelten physikalischen Ersatzgrößen durch Korrelation mit ZP oder mit geeigneten Berechnungsmethoden. Die zerstörungsfreie Verfolgung von Degradationsvorgängen im Werkstoff oder Bauteil wird auch eingesetzt, um das Verständnis der Schädigungsmechanismen zu erweitern und Modelle der progressiven Schädigung zu stützen.

Dieses Kapitel fasst den Technologiestand der ZfP-Methoden zur Bewertung typischer Defekte und Schädigungen in FKV (Porosität, Ondulation, Impactschäden, Delaminationen und Ermüdungsschädigung, wie Faserbrüche und Zwischenfaserisse) zusammen. Die wichtigsten im Einsatz oder in der Entwicklung befindlichen zerstörungsfreien Prüfverfahren, sowie deren Leistungsvermögen und Grenzen sind dazu kurz beschrieben. Die konventionelle Ultraschalltechnik und andere Verfahren, die auf elastischen Wellen basieren, werden ausführlicher behandelt, da die vorgestellte Arbeit diesem Themengebiet zuzuordnen ist. Auf die Vorarbeiten anderer Wissenschaftler im Bereich luftgekoppelter geführter Ultraschallwellen zur Charakterisierung von Schädigungen in FKV wird im Speziellen eingegangen. Dies dient neben den theoretischen Überlegungen (Kapitel 4) als Grundlage für die durchgeführten Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit.

3.1 Optische Verfahren

Die Sichtprüfung ist meistens ein naheliegendes und einfaches Verfahren, um Schädigungen an der Oberfläche eines Bauteils oder eines Prüfkörpers zu detektieren. So können z. B. Zwischenfaserisse an den polierten Schnittflächen eines

Mehrschichtverbundes unter dem Mikroskop gezählt werden [Hig82]. Die typischen Fehlstellen in FKV-Bauteile verbergen sich jedoch meistens im Inneren und können mit der Sichtprüfung nicht charakterisiert werden. Eine Ausnahme bilden transparente Prüfkörper, bei denen die verwendete Matrix einen ähnlichen optischen Brechungsindex wie die Glasfasern besitzt [Add10][Gag07]. Für diesen speziellen Fall bietet sich im Laborumfeld die Sichtprüfung als hervorragendes Referenzverfahren an. Ohne Bildauswertesoftware, die häufig nur schwierig implementierbar ist, ist die manuelle Sichtprüfung (z. B. zur Erfassung der Rissdichten) allerdings zu einem gewissen Maß subjektiv und hängt auch von der Tagesform des Prüfers ab. Durch einen abweichenden Brechungsindex werden Bindefäden sichtbar, und es lässt sich dadurch die Verschiebung eines MAG bei der Herstellung mit VARI quantifizieren (Abb. 3.1).

Die Speckle-Interferometrie erfasst kleinste Verformungen unter minimaler thermischer oder mechanischer Last, die für das Bauteil unkritisch bleiben. Durch spezielle optische Aufbauten werden die Interferenzeffekte kohärenten Lichtes genutzt, um Absolutverformungen (Elektronische Speckle-Muster-Interferometrie, ESPI) und Verformungsgradienten (Shearografie, ESPSI) abzubilden. Durch den optischen Aufbau ist die Shearografie weniger empfindlich gegenüber Vibrationen als die ESPI. Als thermische Anregung können Scheinwerfer, Ultraschall und bei elektrisch leitenden FKV Induktion dienen, während Druckbeaufschlagung eine mechanische Belastung darstellt. In einigen Fällen erhöhen sich durch modulierte Anregung der Informationsgehalt und die Genauigkeit der Ergebnisse. Durch die auffällige Verformung unter Last sind Delaminationen und Impacts in klassischen Faserverbundbauteilen innerhalb weniger Minuten berührungslos detektierbar [Ger07][Men08]. Die Ergebnisse der Speckle-Interferometrie-Verfahren sind jedoch vergleichsweise schwierig zu interpretieren. Während Detektion von Faserondulationen bereits erfolgreich durchgeführt wird (Abb. 3.2), ist die Verfolgung der Steifigkeitsdegradation von Druckbehältern derzeit noch Gegenstand der Forschung. Die Erfassung von feiner Porosität und Zwischenfaserbrüchen ist nicht möglich (P. Menner, persönliche Mitteilung, 28.11.2012).

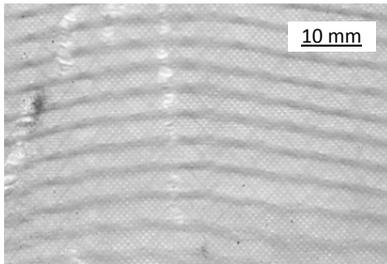


Abb. 3.1: Foto eines ondulierten GFK-MAG hergestellt mit VARI.¹

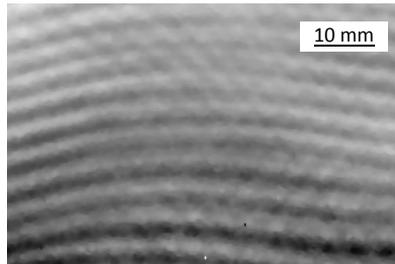


Abb. 3.2: Probe aus Abb. 3.1 mit optisch angeregter Shearografie.²

3.2 Thermografie

Die aktive Thermografie basiert auf der Einbringung eines Temperaturgradienten im Prüfobjekt. Die Temperaturungleichverteilung führt zum Wärmefluss, der durch Inhomogenität und Fehlstellen im FKV beeinflusst wird, so staut sich Wärme z. B. vor einer Delamination. Die resultierende Oberflächentemperaturverteilung wird mit einer Infrarotkamera zeitlich und räumlich verfolgt.

Mit der optisch angeregten Thermografie, bei der Licht die Bauteiloberfläche gepulst oder sinusartig moduliert (Lockin) erwärmt, lassen sich Größe und Tiefe einer Delamination in Faserverbundbauteilen mit Dicken im Millimeterbereich qualitativ beurteilen [Gle09]. Mit der gleichen berührungslosen und schnellen Methode sind auch Rovingondulationen nahe der Oberfläche mit einseitigem Zugang charakterisierbar (Abb. 3.3). Das Amplitudenbild der Wärmeverteilung zeigt leichte Ondulation der Rovings in der obersten Lage eines GFK aus MAG, die Lagen darunter sind jedoch nicht erfasst. Mit zweiseitigem Zugriff ist die Wärmeleitfähigkeit von FKV messbar, aus der sich Rückschlüsse auf die Porosität ziehen lassen [May11].

¹ Zur Verfügung gestellt von Richard Protz, Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik (ILK) Technische Universität Dresden

² Zur Verfügung gestellt von Philipp Menner, Institut für Kunststofftechnik (IKT), Universität Stuttgart

Bei der ultraschallangeregten (Lockin-) Thermografie ermöglicht die erhöhte Wärmeentwicklung durch Reibung der Rissflanken aneinander, Impactschäden [Huf10] und einzelne Zwischenfaserrisse (Abb. 3.4) abzubilden. Die Messung zeigt erhöhte Temperatur (hell) entlang von Zwischenfaserbrüchen in der obersten Lage eines GFK aus MAG. Sobald der Rissabstand jedoch kleiner ist als die Tiefenlage der Risse, versagt das Verfahren. Außerdem können Beschädigungen des Prüfobjektes durch die Anregung mit Leistungsumschall nicht ausgeschlossen werden.

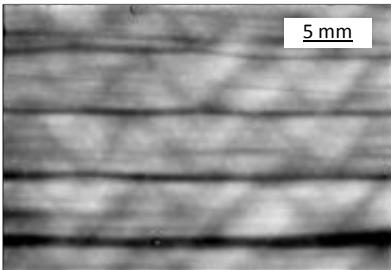


Abb. 3.3: GFK-MAG mit Ondulationen (optisch angeregte Thermografie).³

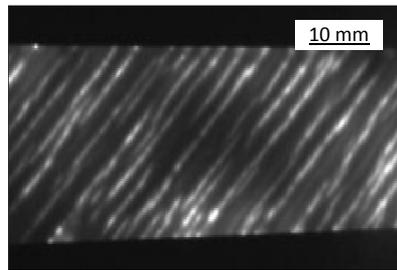


Abb. 3.4: GFK-MAG mit Matrixrissen (ultraschallangeregte Thermografie).³

3.3 Radiografie

Herkömmliche Röntgendurchstrahlung wurde erfolgreich genutzt, um Ermüdungsmechanismen in FKV im Laborumfeld bildgebend darzustellen [Cha77] [Cro82] [Sti86]. Hierzu ist ein Kontrastmittel notwendig, das jedoch nur in Delaminationen und Zwischenfaserrisse fließen kann, die mit der Oberfläche des Prüfkörpers verbunden sind („offene“ Risse). Risse, in die das Kontrastmittel nicht eindringen kann, sind kaum detektierbar. Je nach chemischer Zusammensetzung kann das Kontrastmittel den FKV schädigen. Faserbrüche sind im Allgemeinen nicht erfassbar. Im Betrieb befindliche und lackierte Bauteile entziehen sich der Röntgenprüfung, da Kontrastmittel nicht sinnvoll applizierbar sind und die Apparatur mit potentiell gesundheitsgefährdender Röntgenstrahlung für den Feldeinsatz ungeeignet ist. Da dieses Verfahren nur eine zweidimensionale Projektion der über die Dicke gemittel-

³ Zur Verfügung gestellt von Niels Holtmann, Institut für Kunststofftechnik (IKT), Universität Stuttgart

ten Absorption der Röntgenstrahlung bietet, besteht die Gefahr, dass sich in Mehrschichtverbunden mit vielen Lagen die Defekte gegenseitig überschatten.

Eine Weiterentwicklung der konventionellen Radiografie ist die Röntgen-Computertomografie (CT). Durch Rotation und mehrfache Aufnahme von Röntgenbildern wird ein dreidimensionales Bild der Absorptionskoeffizienten berechnet. Die CT wird häufig als hochauflösendes Referenzverfahren verwendet, um Porosität und Delaminationen zu charakterisieren [Kas10][McC12]. Während isolierte Faserbrüche kaum mit CT darzustellen sind, lassen sich Faserondulationen im Inneren eines Mehrschichtverbundes mit einem virtuellen Schnitt durch die Schicht von Interesse charakterisieren (Abb. 3.5 und Abb. 3.6). In beiden Abbildungen zeigen die schwarzen Bereiche Harznester zwischen hellen, teils welligen Faserbündeln. Obwohl Zwischenfaserbrüche mit bloßem Auge in transparentem GFK erkennbar sind, ist deren Detektion ohne Kontrastmittel mit CT nicht möglich. So sieht GFK mit und ohne Ermüdungsschädigung im CT-Bild zweier verschiedener Ausschnitte prinzipiell gleich aus (Abb. 3.6). Eine CT-Aufnahme ist zeitaufwendig, und die untersuchbare Bauteilgröße ist stark eingeschränkt. Grundsätzlich gilt, je größer die Bauteile und je besser die Auflösung, desto teurer ist die erforderliche CT-Anlage, die in der Regel nicht mobil ist.

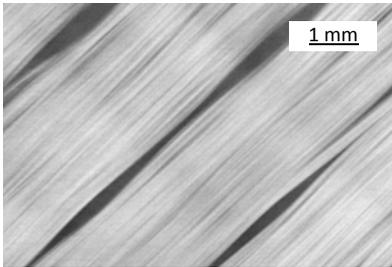


Abb. 3.5: CT-Schnittbild einer 45°-Lage im Inneren eines GFK-MAG.⁴

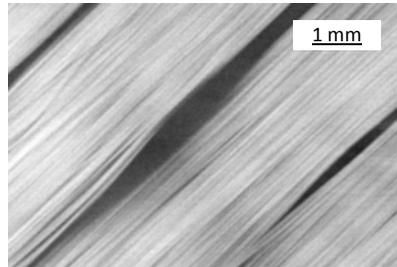


Abb. 3.6: CT-Schnittbild eines GFK-MAG mit Zwischenfaserrissen.⁴

⁴ Zur Verfügung gestellt von Michael Sichma, TPW ROWO Material Testing GmbH

3.4 Verfahren zur kontinuierlichen Überwachung von Bauteilen

Unter die Bezeichnung *structural health monitoring* (SHM) fallen Methoden, die die permanente Überwachung des Bauteilzustandes erlauben. Der Vorteil der SHM-Methoden gegenüber klassischen ZfP-Verfahren ist, dass sie prinzipiell jederzeit Anhaltspunkte über die Funktionsfähigkeit einer Komponente liefern können oder die Entstehung von Fehlstellen in Echtzeit kontinuierlich verfolgen. Je nach Verfahren lässt sich auch der Belastungszustand beschreiben. Dazu ist jedoch der Einbau von Sensoren in die Struktur des Bauteils erforderlich, was die strukturelle Integrität beeinflussen [Tan11] und zu zusätzlichen Herstellungskosten führen kann. Die dauerhafte Funktionalität der Sensoren muss sichergestellt werden, da Ausfall der Sensorik den Austausch des gesamten Bauteils mit sich ziehen kann. Herstellungsfehler sind mit dieser Klasse von Verfahren meistens nicht untersuchbar.

Erstmals wurde von Schulte et al. [Schu89] die elektrische Leitfähigkeit von Kohlenstofffasern genutzt, um Ermüdungsschädigungen in CFK zu verfolgen. Die irreversible Zunahme des elektrischen Widerstands konnte mit Faserbrüchen, also Unterbrechungen der leitenden Kohlenstofffasern, in Zusammenhang gebracht werden. Widerstandsmessung zwischen einlamierten Elektroden in CFK ermöglicht die Charakterisierung von Delaminationen [Tod02]. Durch Zugabe von z. B. Kohlenstoffnanoröhren (*carbon nanotubes*, CNT) wird eigentlich isolierendes Epoxidharz elektrisch leitend. Böger et al. [Bög08] stellte für GFK aus MAG mit CNT modifizierten Epoxidharz fest, dass der Steifigkeitsabfall durch zyklische mechanische Belastung eng mit der irreversiblen Zunahme des elektrischen Widerstands korreliert, was er mit steigender Zahl an Zwischenfaserbrüchen und Bildung von Delaminationen erklärt. Des Weiteren erlaubt die Messung des reversiblen elektrischen Widerstands Aussagen über den mechanischen Spannungszustand im FKV [Schu89] [Bög08].

Das Verfahren der Schallemissionsanalyse (SEA) basiert auf der Detektion elastischer Wellen, die durch Versagensereignisse wie Zwischenfaserbruch, Faserbruch oder Delamination in das Faserverbundbauteil ausgesendet werden [Wil74]. Als Vorteil ist die unmittelbare Erfassung von Schädigungsereignissen zu sehen, die lokal eine spontane Freisetzung von Verformungsenergie zur Folge haben. Eine Herausforderung ist es, aus Amplitude und Frequenz der akustischen Signale auf die Art und Schwere der Schädigung zurückzuschließen [Cha77][deG95][Kat09]. Mit mehreren akustischen (meistens piezoelektrischen) Sensoren ist auch der Ort des

Schadensvorfalls eingrenzbar [Pro95][Gro06]. Problematisch bei diesem Verfahren ist allerdings das Signal-Rausch-Verhältnis. Die akustische Emission von Ermüdungsschädigung, wie Bildung von Zwischenfaserrissen, kann auch durch akustische Signale höherer Intensität, die z. B. bei Reibung entstehen, übertönt werden.

Lichtwellenleiter, die vorzugsweise bei der Herstellung in den FKV eingebettet werden, sind für die Schadensdetektion einsetzbar [Zho02]. Von der Intensitätsänderung des transmittierten oder reflektierten Lichtes lässt sich auf Beschädigungen und Brechen des Lichtwellenleiters durch angrenzenden Schaden im FKV schließen. Mit faseroptischen Sensoren werden bei entsprechender Empfindlichkeit sogar mechanische Belastungen und elastische Verformungen gemessen [Fri99][Chi01]. Der wohl bekannteste faseroptische Sensor ist das Faser-Bragg-Gitter (*fibres Bragg grating*, FBG). Mehrere Abschnitte von periodisch veränderter Brechungsindex der Faser führen zu konstruktiver Interferenz der Reflektion bestimmter Wellenlängen des Lichtes. Durch die Dehnung des FKV und damit des FBG ändern sich diese Periodizitäten, und die Spektren des reflektierten Lichtes verschieben sich. Gegenüber konventionellen Dehnmesstreifen, die auf Änderung des elektrischen Widerstandes basieren, bleiben faseroptische Sensoren unbeeinflusst von elektromagnetischen Feldern. Ein weiterer optischer Sensor basiert auf dem Fabry-Pérot-Interferometer. Die Abstandsänderung zweier teilreflektierender, gegenüberliegender Faserenden durch Dehnung des Sensors führt zu einer Verschiebung der transmittierten Wellenlängen. Solche Sensoren sind aufgrund ihrer Sensibilität gegenüber Verformungen und hoher Dynamik auch geeignet, um Vibrationen im Rahmen der akustischen Emission zu messen [Rea02].

3.5 Weitere ZfP-Verfahren

Im Folgenden werden vollständigkeithalber einige weitere ZfP-Methoden kurz erwähnt, deren Potential und Anwendungsmöglichkeiten in Bezug auf typische Fehlstellen in FKV limitiert sind.

Die Wirbelstromtechnik wird häufig und erfolgreich für die ZfP von Metallen eingesetzt, ist aber für FKV nur begrenzt von Nutzen [Mou03]. Durch eine Spule wird ein wechselndes Magnetfeld erzeugt, das Wirbelstrom im Prüfobjekt induziert. Dieser Wirbelstrom ist wiederum berührungslos auf der Erregerseite messbar. Daraus kann auf Anomalien im elektrischen Widerstand des Materials und damit auf mögliche Defekte zurückgeschlossen werden. Mit Wirbelstromprüfung lassen sich im FKV also nur Brüche elektrisch leitender Fasern detektieren, während Delamination

und Zwischenfaserbrüche unentdeckt bleiben. Im Gegensatz zu CFK (leitfähige Faser) lassen sich Faserbrüche im GFK (isolierende Faser) nicht untersuchen. Wirbelstromprüfung von elektrisch leitendem GFK, z. B. mit CNT modifizierte Matrix, wurden im Rahmen dieser Literaturrecherche nicht gefunden.

Eine weitere ZfP-Methode, die verbreitet für Metalle verwendet wird, ist die Eindringprüfung [Deu97]. Geeignetes Farb- oder Fluoreszenzeindringmittel wird dafür auf das Prüfobjekt aufgetragen. Kapillarkräfte von feinen Oberflächenrissen ziehen das Eindringmittel ins Bauteilinnere. Nach der Eindringzeit wird das Prüfobjekt oberflächlich gereinigt und ein Entwickler aufgesprüht, der das Eindringmittel wieder an die Oberfläche zieht. Farbe oder Fluoreszenz des Mittels zeigen so Risse an, die von der Oberfläche des Bauteils ausgehen. Dieses Verfahren kann im Gegensatz zur Magnetpulver-Rissprüfung [Deu97] auch für Oberflächenrissprüfung von nicht ferromagnetischen Werkstoffen, wie allen FKV, eingesetzt werden. Trotzdem wird die Eindringprüfung bei FKV kaum in Erwägung gezogen, da die rissartigen, komplexen Defekte im Inneren des Faserverbundbauteils nicht charakterisiert werden können. Außerdem reichen die Defekte in FKV anders als bei Metallen in vielen Fällen nicht bis zur Bauteiloberfläche.

Mit der mittleren Dichte eines FKV lässt sich auf die Porosität rückschließen, wenn genaue Angaben über die Dichten der Faser und der Matrix zur Verfügung stehen und der Fasergewichtsanteil im FKV bekannt ist. Die mittlere Dichte berechnet sich aus Masse und Volumen des FKV. Diese Größen lassen sich allerdings meistens nur an kleinen Prüfkörpern und reinem FKV ermitteln (ZP), während dies für ganze Bauteile durch ihre Komplexität (z. B. mehrere Werkstoffe, Geometrie) erschwert ist. In jedem Fall wird nur ein Durchschnittswert ermittelt, aber eine lokale Ansammlung von Poren ist nicht erfassbar.

3.6 Ultraschall

Viele ZfP-Methoden für FKV basieren auf hochfrequenten elastischen Wellen („Ultraschall“), die sich als periodische mechanische Dehnungsvorgänge räumlich und zeitlich ausbreiten. Trotz der hohen Ultraschalldämpfung und der heterogenen Struktur von FKV ist Ultraschall in vielen Fällen das Mittel der Wahl, um Delaminationen oder auch andere Defekte zu detektieren. Die herkömmliche Ultraschalltechnik und einige Varianten werden im Folgenden aufgezeigt. Als Basis für das Verständnis weiterer Ultraschallverfahren ist ein Abschnitt eingeschoben, der die verschiedenen Wellenformen beschreibt. Die vorhandene Literatur zu geführten

Wellen (speziell luftgekoppelt) im Bereich der ZfP von FKV wird als Grundlage für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit im Detail beschrieben.

3.6.1 Konventionelle Ultraschalltechnik und deren Verwandte

Am häufigsten wird das Puls-Echo-Verfahren [Kra80] verwendet, bei dem der Ultraschall das Prüfobjekt durchläuft und an der Rückwand, aber auch an Fehlstellen, reflektiert wird. Aus den Laufzeiten des Rückwand- und des Fehlerechos lässt sich auf die Tiefe eines Fehlers schließen. Durch Abrastern des Bauteils ist die Größe des Fehlers im Ergebnisbild (C-Scan) als Abweichung der Amplitude vom Sollrückwandecho erkennbar. Dieses Verfahren eignet sich im Allgemeinen sehr gut, um makroskopische Delaminationen, die bedingt durch die typische Struktur eines langfaserverstärkten Kunststoffes parallel zur Bauteiloberfläche liegen, zu detektieren. Bei dem Puls-Echo-Verfahren genügen einseitiger Zugriff und ein Ultraschallprüfkopf.

Typischerweise wird der Ultraschall mit Wasser in das Prüfobjekt eingekoppelt. Dies geschieht entweder in einem Wasserbad (Immersionstechnik) oder durch einen Wasserfilm zwischen Bauteiloberfläche und Prüfkopf. Eine berührungslose und trockene Variante bieten spezielle luftgekoppelte Ultraschallprüfköpfe. Bedingt durch den hohen Unterschied der akustischen Impedanz zwischen Luft und Feststoff und den daraus resultierenden Aufbau eines Luftultraschallprüfkopfes lässt sich luftgekoppelter Ultraschall im Normalfall (senkrechter Einfall) nur in einer Durchschallungskonfiguration einsetzen [Dör11]. Dazu werden ein Senderprüfkopf auf der einen Seite und ein Empfängerprüfkopf auf der anderen Seite des Prüfobjektes verwendet. Fehler im FKV, wie Delaminationen, schwächen durch die zusätzlichen Grenzflächen den transmittierten Ultraschall ab [Stö03]. So ist die Fehlergröße durch Abrastern (Scanning) ermittelbar, aber eine Tiefeninformation ist aus den Signalen nicht extrahierbar.

Die Reflexion an Grenzflächen zwischen FKV und Luft im Inneren des Prüfobjektes führt zur Abschwächung des Ultraschallsignals, was auch als Änderung der Dämpfung angegeben werden kann. Eine Kombination aus konventioneller Durchschallung und Puls-Echo-Verfahren wurde z. B. zur Dämpfungsmessung genutzt, um daraus Aussagen über die Porosität zu treffen [Dan92]. Allerdings ist für diese Methode umfangreiche ZP von Referenzproben mit verschieden hoher Porosität notwendig, um von Ultraschalldämpfung auf Porengehalt schließen zu können [Bir04]. Die Korrelation zwischen ZP und ZfP an Probekörpern muss für jedes Material, jeden anderen Herstellungsprozess, jede abweichende Bauteiloberfläche,

jeden verwendeten Ultraschallprüfköpf oder Messaufbau usw. wiederholt werden. Trotzdem ist dieses Verfahren zurzeit immer noch das einzige neben aufwendiger CT, um Porengehalt in FKV in industrieller Umgebung abzuschätzen. Porenansammlungen und heterogene Verteilung von Porosität kann, solange der FKV sonst sehr homogen ist, im konventionellen Ultraschallbild qualitativ und bildgebend ohne zerstörende Referenzmessungen dargestellt werden [Dan92].

Die Detektion von Ondulationen in FKV mit Ultraschalltechnik ist bedingt durch die ähnliche Impedanz von Faser und Matrix sowie der hohen Ultraschalldämpfung schwierig [Joy97]. Die genannte Veröffentlichung beinhaltet eine umfassende Literaturrecherche über eine Vielzahl von Untersuchungen, die meistens auf konventionellem Scanning basieren, aber nur wenig zufriedenstellende Ergebnisse erbrachten. Eine Studie aus jüngerer Zeit, die sich allerdings auf FKV herstellt mit Prepreg-Technologie beschränkt, zeigt durch Fortschritte in der Datenverarbeitung einige gute Ergebnisse bezüglich Charakterisierung welliger Faserlagen [Smi09]. Fraglich bleibt, ob diese Methode auch auf inhomogenere FKV übertragbar ist, die z. B. mit RTM oder ähnlichen Verfahren hergestellt werden.

3.6.2 Arten elastischer Wellen

Die bisher beschriebenen Verfahren basieren auf elastischen Longitudinalwellen. Bei dieser Wellenart stimmt in isotropen Medien die Ausbreitungsrichtung immer mit der Polarisation der Welle überein. Die Schwingung erfolgt also parallel zur Fortpflanzungsrichtung (Abb. 3.7). Bei reinen Transversalwellen hingegen liegt die Schwingungsrichtung senkrecht zur Ausbreitungsrichtung (Abb. 3.8). Während elastische Transversalwellen nur in Festkörpern oder hochviskosen Medien auftreten können, gibt es Longitudinalwellen (auch als Druckwellen bezeichnet) ebenfalls in Gasen und Flüssigkeiten. Wellen in unendlich ausgedehnten Festkörpern werden auch als Bulkwellen bezeichnet. Je nach Anisotropie des Materials und Ausbreitungsrichtung bilden sich jedoch Mischformen dieser Wellen aus, die in Kapitel 4 näher beschrieben werden. Eine weitere Kategorie an Wellenformen stellen die geführten Wellen dar, wobei Rayleigh-Wellen [Ray85] an Oberflächen und Lamb-Wellen [Lam17] in Platten auftreten. Daher werden diese beiden Wellenarten auch als Oberflächenwelle (Abb. 3.9) bzw. Plattenwelle bezeichnet. Prinzipiell setzen sich geführte Wellen aus der Überlagerung verschiedener Longitudinal- und Transversalwellen zusammen. Bei Plattenwellen wird zwischen symmetrischen und antisymmetrischen Moden unterschieden, die verschiedene Ordnungen aufweisen

können. In Abb. 3.10 und Abb. 3.11 ist die jeweils niedrigste Ordnung veranschaulicht, für die auch die Begriffe Dehnwelle (s_0 -Mode) bzw. Biegewelle (a_0 -Mode) verwendet werden. Außerdem können auch höhere Moden auftreten wie in Abb. 3.12 und Abb. 3.13 am Beispiel der s_1 -Mode bzw. a_1 -Mode veranschaulicht wird. In Rohren, Stäben und Kanten können sich ebenfalls geführte Wellen ausbilden.

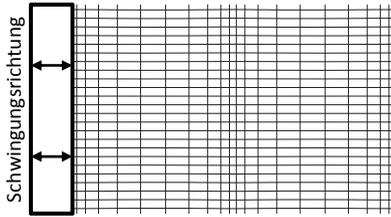


Abb. 3.7: Longitudinalwelle mit Ausbreitungsrichtung von links nach rechts.

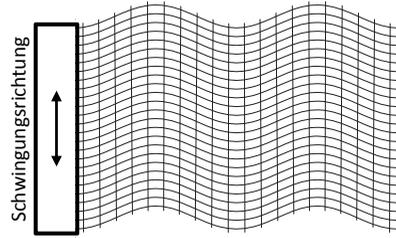


Abb. 3.8: Transversalwelle mit Ausbreitungsrichtung von links nach rechts.

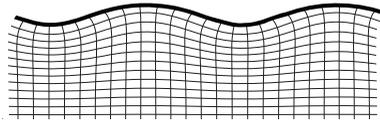


Abb. 3.9: Oberflächenwelle (Rayleigh).

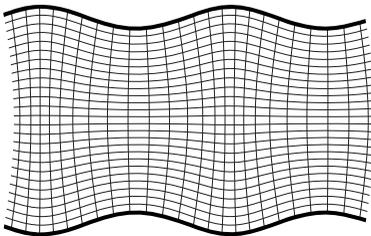


Abb. 3.10: Dehnwelle (s_0 -Mode).

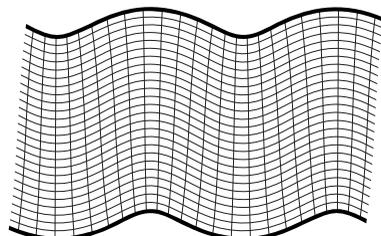


Abb. 3.11: Biegewelle (a_0 -Mode).

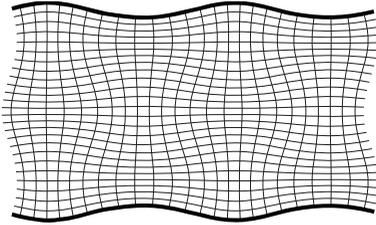


Abb. 3.12: Symmetrische Plattenwelle erster Ordnung (s_1 -Mode).

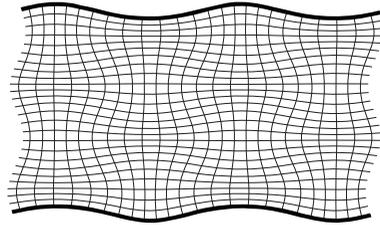


Abb. 3.13: Antisymmetrische Plattenwelle erster Ordnung (a_1 -Mode).

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Wellenberge (Phasengeschwindigkeit, im Folgenden auch häufig verkürzt mit Geschwindigkeit bezeichnet) ist im Kapitel 4 definiert. Die Geschwindigkeiten von Bulkwellen hängen im Allgemeinen nur von den elastischen Eigenschaften und der Dichte ρ des Festkörpers ab. Für isotrope Feststoffe unendlicher Ausdehnung gilt für die Geschwindigkeit der Longitudinalwelle v_l und der Transversalwelle v_t [Kra80]:

$$v_l = \sqrt{\frac{E \cdot (1 - \nu)}{\rho \cdot (1 + \nu)(1 - 2\nu)}}, \quad (3.1)$$

bzw.

$$v_t = \sqrt{\frac{G}{\rho}}. \quad (3.2)$$

Die Geschwindigkeit der Oberflächenwelle v_R lässt sich nach der Näherungsformel

$$v_R \approx \frac{0,87 + 1,12 \cdot \nu}{1 - \nu} \cdot v_t \quad (3.3)$$

berechnen [Ber54]. Selbst für isotrope Festkörper ist die Berechnung von Lamb-Wellengeschwindigkeiten komplexer, da sie nicht nur materialabhängig ist, sondern auch durch das Verhältnis von Plattendicke d und Frequenz f beeinflusst ist. Diese Dispersion (Frequenzabhängigkeit der Phasengeschwindigkeit) wird durch die

Näherungsformel für die Biegewelle in dünnen Platten bei niedriger Frequenz deutlich [Vik67],

$$v_{a0} \approx \sqrt[4]{\frac{E}{3\rho \cdot (1 - \nu^2)}} \cdot \sqrt{\pi \cdot f \cdot d} . \quad (3.4)$$

Diese Zusammenhänge sind äußerst wertvoll, um aus gemessenen Ultraschallgeschwindigkeiten Material- und Bauteileigenschaften zu bestimmen. Insbesondere Elastizitätsgrößen lassen sich durch Laufzeit- oder Phasengeschwindigkeitsmessungen und daraus resultierende Ultraschallgeschwindigkeit berechnen. Die Abschnitte 3.6.4 und 3.6.5 verschaffen einen Überblick über die Einsatzmöglichkeiten von Lamb-Wellen zur Bewertung von Defekten und Schädigungen in FKV. Davor ist noch der Abschnitt 3.6.3 eingefügt, der zwei Alternativen zur Bewertung von Ermüdungsschädigung mit Ultraschall beschreibt. Kapitel 4 geht im Detail auf geführte Ultraschallwellen in geschichteten anisotropen Materialien ein, was sich als wesentlich komplexer herausstellt als die hier zunächst präsentierten analytischen Zusammenhänge.

3.6.3 Bewertung von Ermüdungsschädigung

Über gemessene Laufzeiten verschiedener Bulkultraschallwellen (unterschiedliche Polarisation und Ausbreitungsrichtung) im Prüfobjekt lassen sich bei bekannter Dichte und Laufstrecke „verschmierte“ (d. h. über den Laufweg gemittelte) Elastizitätsgrößen von anisotropen, geschichteten FKV berechnen [Böh10]. So ist die anisotrope Schädigung in FKV in Form von Steifigkeitsdegradation anhand der ermittelten Elastizitätsgrößen im Wasserbad mit Ultraschalltransmission verfolgbar. Bei diesen Untersuchungen (vergleiche auch [Huf06]) bleibt offen, inwieweit die aus den Ultraschallmessungen berechneten Elastizitätsgrößen den theoretischen Werte aus Mischungsregel und Laminattheorie sowie herkömmlicher mechanischer Elastizitäts- oder Steifigkeitsmessungen entsprechen. Dieses recht aufwendige Verfahren eignet sich ohnehin nur für das Laborumfeld, und es wurde bisher nur Schädigung durch quasistatische Belastung untersucht.

Akustische Doppelbrechung ist für die Verfolgung von Ermüdungsschädigung in FKV nutzbar [Rhe12b]. Dafür werden die Polarisationseffekte von Transversalwellen mit Kontaktultraschall untersucht. Im Puls-Echo-Verfahren werden durch Rotation des Transversalwellenprüfkopfes Amplitude und Phase als Funktion des Polarisations-

winkels gemessen. Dämpfung und Phasengeschwindigkeit der Transversalwellen parallel und orthogonal zur Faserrichtung sind grundsätzlich verschieden. Diese Werte ändern sich außerdem für jede einzelne Lagenorientierung durch die Entstehung von Zwischenfaserrissen. Daraus ist der Ermüdungsfortschritt lagenspezifisch bestimmbar. Dies wurde durch Messung und Simulation von Transversalwellen in zwei verschiedenen quasiisotropen CFK-Laminaten verifiziert, die schrittweise mechanisch ermüdet wurden [Rhe12b].

Im Zusammenhang mit der Bewertung von Ermüdungsschädigung in FKV taucht in der Literatur der Spannungswellenfaktor (*stress wave factor*, SWF) auf [Var90]. In dem referenzierten Buchabschnitt ist Literatur zusammengefasst, die die Korrelation des SWF mit Rissdichten, Steifigkeitsdegradation und Anzahl zyklischer Belastung darstellt. Die untersuchte Spannungswelle setzt sich aus vielen Wellenformen zusammen und breitet sich innerhalb des typischerweise flächigen FKV aus. Die verschiedenen Varianten der Messung des SWF basieren auf der Verwendung von zwei konventionellen Kontaktultraschallprüfköpfen, die meistens in einem gewissen Abstand auf eine Seite des Prüfobjektes aufgesetzt werden. Der Sendeprüfkopf dient zur mechanischen Anregung und der Empfänger misst die Intensität und andere Eigenschaften der Spannungswelle. Die Erhöhung der Ultraschalldämpfung eines FKV durch die Streuung an zusätzlichen Grenzflächen, die bei Rissbildung entstehen, senkt den SWF im Vergleich zum intakten Material [Duk84] und ist somit ein Indikator für Ermüdungsschädigung.

3.6.4 Anwendbarkeit von Lamb-Wellen

Wie bereits vor wenigen Jahren durch eine sehr umfassende Literaturrecherche dargelegt, bieten Plattenwellen vielseitige Möglichkeiten, FKV auf Defekte und Schädigungen zu untersuchen [SuZ06].

Verschiedene Arten der Anregung und Detektion von Lamb-Wellen sind anwendbar. So bieten sich Keile aus Polymethylmethacrylat (PMMA) mit verschiedenen Winkeln [Guo93] oder Schrägeinschallung im Wasserbad [Chi91] an, um reine Moden geführter Wellen mit konventionellen Ultraschallprüfköpfen dem Snellius'schen Brechungsgesetz entsprechend anzuregen [Vik67],

$$\sin \theta = \frac{v_l}{v_g} . \quad (3.5)$$

Dabei steht v_l und v_g für die Phasengeschwindigkeiten der Longitudinalwelle (z. B. in Wasser) bzw. der geführten Welle, und θ beschreibt den Winkel zwischen Plattennormalen und Fortpflanzungsrichtung der Longitudinalwelle. Aus dieser Gleichung ergibt sich, dass nur Moden anregbar sind, die eine höhere Phasengeschwindigkeit besitzen als die Bulkwellen im angrenzenden Medium, da für alle Ein- bzw. Ausfallswinkel θ gilt: $\sin \theta \leq 1$. Mit einer geringen Schallgeschwindigkeit in Plattenumgebung (z. B. Luft) erweitert sich der Frequenzbereich, und auch verhältnismäßig langsame Biege-Wellen in dünnen Platten sind bis zu tiefen Frequenzen für die Charakterisierung nutzbar. Die ZfP-Verfahren, die sich luftgekoppelte geführte Wellen zu Nutze machen, sind im folgenden Abschnitt 3.6.5 detailliert beschrieben. Neben weiteren Möglichkeiten der Anregung oder Detektion von Plattenwellen, die z. B. in [SuZ06] aufgelistet sind, basiert eine verbreitete Methode für FKV auf eingebetteten [Tan11] oder aufgesetzten [NgC09][Wan11] Piezoelementen (vergleiche SHM in Unterkapitel 0). Auch Kombinationen der Anregung (z. B. mit konventionellen Kontaktultraschallprüfköpfen) und davon verschiedener Detektion (z. B. mit Laser-Vibrometrie oder Luftultraschallprüfköpfen) können zweckmäßig sein [Poh10].

Grundsätzlich eignen sich geführte Wellen zur Materialcharakterisierung (unter die auch globale Materialdegradation fällt [Tan89] [Shi98] [Sea98] [Toy03] [Add08] [Tan11]) und zur Lokalisierung sowie Charakterisierung örtlich begrenzter Defekte [SuZ06] [NgC09] [Wan11]. Die ersteren Studien zeigen experimentell den Zusammenhang zwischen Steifigkeitsdegradation oder Rissdichtenzuwachs und der Geschwindigkeitsabnahme oder Dämpfungszunahme diverser geführter Wellenmoden. Die mit einigen Vereinfachungen berechnete Degradation des Elastizitätsmoduls aus den Geschwindigkeiten der s_0 -Mode zeigt gute Übereinstimmung mit konventioneller Messung der Steifigkeit für ein Kreuzlaminat aus CFK-Prepregs unter zyklischer Zugbelastung [Shi98]. Für diese Untersuchung wurden konventionelle Ultraschallprüfköpfe in verschiedenen Entfernungen voneinander aufgesetzt, was auch die Verfolgung der Steifigkeitsabnahme und Rissdichtenzunahme über die Geschwindigkeit der a_0 -Mode zulässt [Sea98]. Die Geschwindigkeit der s_0 -Mode zusammen mit einigen Modellen aus der Literatur ermöglicht eine Vorhersage der Zwischenfaserbruchdichten in einfachen Kreuzlaminaten, die durch statische Last eingebracht wurden. Für die Geschwindigkeitsmessungen der s_0 -Mode wurden ein Sender und zwei aufgesetzte Empfänger im bekannten Abstand verwendet [Toy03]. In GFK-Rohrprüfkörpern aus MAG wurden die Amplituden einer umlaufenden

Welle mit der Entwicklung des Elastizitäts- und Schubmoduls unter zyklischer Belastung korreliert [Add08]. Die Beschreibung der manuellen Messmethode lässt offen, wie reproduzierbar der Anpressdruck und die Positionierung der Kontaktultraschallprüfköpfe sind. Außerdem wird von den Autoren eingeräumt, dass die variable Kopplungsmittelschicht auf gewölbter Probenoberfläche entscheidend die Höhe der Amplituden beeinflusst. Eine weitere Studie setzte eingebettete Piezoelemente ein, um Geschwindigkeits- und Amplitudenänderung einer nicht weiter klassifizierten Lamb-Welle bei fortschreitender Ermüdungsschädigung zu messen [Tan11]. Die Messergebnisse unterliegen allerdings starken Schwankungen, und die eingebetteten Piezoelemente waren immer Ausgangspunkt des Versagens der GFK-Flachproben unter zyklischer Zugbelastung.

Lokale Defekte in FKV sind mit Lamb-Wellen detektierbar und unter bestimmten Voraussetzungen auch lokalisierbar. Im Wasserbad ist das Abrastern des Prüfbjcktes durchführbar, um Delaminationen und lokale Porosität ortsaufgelöst zu detektieren [Chi91]. Mit ortsfesten Piezoelementen und durch die geringe Dämpfung der geführten Welle bei der Ausbreitung in der Plattenebene ist es auch möglich, die Signale durch Reflexion und Modenkonzersion an Defekten wie Delamination für die ZfP zu nutzen [Guo93]. Aus der zeitlichen Abfolge der eintreffenden Plattenwellen lässt sich mit mehreren Sensoren unter Berücksichtigung meistens komplexer Randbedingungen und aufwendiger Datenverarbeitung ein Defekt orten [SuZ06] [NgC09]. Die Charakterisierung der Defekte steckt bei dieser Methode allerdings noch in den Anfängen, und eine weitere Herausforderung ergibt sich bei der Anwesenheit mehrerer Fehlstellen [Wan11].

3.6.5 Luftgekoppelte geführte Wellen

Durch die Verwendung von Luftultraschall ist die Ankopplung der geführten Wellen wesentlich variabler. Dies lässt auch abrasternde Verfahren ohne Wasserbad zu. Die Anregung und Detektion der geführten Wellen ist mit einseitigem Zugriff auf das Prüfbjckte realisierbar, um Delaminationen und Impactschäden in CFK zu detektieren [Cas98a]. Dies stellt einen großen Vorteil gegenüber der derzeit verbreiteten Durchschallungskonfiguration mit Luftultraschall dar. Ein Sendepüfkkopf regt eine Plattenwelle an, die bei ihrer Ausbreitung wiederum zu beiden Seiten des Prüfbjcktes Ultraschall in die Luft abstrahlt. Dieser emittierte Schall ist mit einem Empfängerpüfkkopf messbar. Eine Delamination ändert Anregung, Ausbreitung und Abstrahlung der Plattenwelle, was durch Abrastern des FKV-Laminats sichtbar wird

[Cas98a]. Dabei hängt die Größe und Form der Anzeige im C-Scan von der Prüfkopfgröße und der Laufstrecke der Plattenwelle ab. Mit fokussierten Prüfköpfen und einer Abschirmung gegen reflektierten und direkten Schall lässt sich die Auflösung von Fehlstellen erhöhen [Dör11]. In der Luftfahrtindustrie werden bereits vereinzelt probeweise luftgekoppelte Plattenwellen eingesetzt, um z. B. mittels eines Linienscans makroskopische Risse in der Faserverbundlandeklappe einer Boeing B747 zu detektieren [Yok06]. Im Rahmen der durchgeführten Literaturrecherche wurden keine Arbeiten bezüglich der Charakterisierung von Porosität und Ondulationen in FKV mit dieser Methode gefunden. Voruntersuchungen für den Einsatz für Windenergieanlagen beschränkten sich bisher nur auf die Messungen der Phasengeschwindigkeit verschiedener Plattenwellenmoden in GFK-Laminaten [Gan12]. In der genannten Studie wurden noch keine Fehlstellen untersucht oder Materialeigenschaften abgeleitet.

Die Phasengeschwindigkeit verschiedener Plattenwellenmoden in FVK-Platten kann mit Luftultraschall auf zwei Arten ermittelt werden:

- Eine Variante beruht auf dem Snellius'schen Brechungsgesetz (Gleichung (3.5)) mit dem sich aus der Schallgeschwindigkeit in Luft sowie dem Ein- und Ausfallswinkel des Ultraschalls bei optimaler Modenkonzersion die Phasengeschwindigkeit der geführten Welle berechnen lässt. Diese Variante wurde z. B. genutzt, um die Abnahme der Phasengeschwindigkeit von Plattenwellenmoden durch thermische Oxidation von CFK zu untersuchen [Gél07]. Die experimentelle Umsetzung erfolgt über schrittweise Rotation der Luftultraschallprüfköpfe, um die Winkel für optimale Modenkonzersion zu ermitteln. Diese Methode setzt ein relativ großes, ebenes Schallfeld der Prüfköpfe zur scharfen Abbildung der Winkel und damit der Geschwindigkeit voraus.
- Bei der zweiten Variante zur Ermittlung der Phasengeschwindigkeit wird die gemessene Laufstrecke der Plattenwelle durch Verschiebung der Prüfköpfe parallel zur Platte verändert, wobei der Winkel für die beste Kopplung der geführten Welle nur einmal eingestellt wird, aber nicht abgelesen werden muss [Cas98b]. Mit dieser Variante ist auch mit relativ kleinen Prüfköpfen ohne gute Winkeltreue des abgestrahlten Ultraschalls die Phasengeschwindigkeit der Biegewelle mit hoher Genauigkeit messbar [Dör11]. Des Weiteren lässt sich durch die Verschiebung der Prüfköp-

fe die Dämpfung der verschiedenen Moden geführter Wellen bei ihrer Ausbreitung verfolgen [Cas98b].

Aus den Geschwindigkeiten verschiedener Plattenwellenmoden sind gemittelte Elastizitätsgrößen und damit auch die elastische Anisotropie eines FKV-Laminats ableitbar [Hos01]. Mit luftgekoppeltem Ultraschall wurde an CFK nachgewiesen, dass Feuchtigkeitsaufnahme zu Erhöhung der Dämpfungen der Biegewelle führt und dass Matrixrissbildung durch thermische Belastung in einer Abnahme der Phasengeschwindigkeit aller untersuchten Moden resultiert [Cas08]. Außerdem wird in dieser Veröffentlichung der erfolgreiche Einsatz von luftgekoppelten geführten Wellen an einem gewickelten CFK-Tank mit Titanliner beschrieben.

Mechanisch induzierte Ermüdungsschädigung in FKV wurde in der Literatur nach Wissen des Autors noch nicht berührungslos mit geführten Wellen beschrieben. Außerdem fehlen Studien mit geführten Wellen über herstellungs- und betriebsbedingte Defekte in MAG und gewickelten Faserhalbzeugen, die mit RTM oder VARI weiterverarbeitet wurden.

4. Geführte Wellen in FKV

Für die quantitative ZfP von FKV mit der vorgestellten luftgekoppelten Ultraschallmethode ist ein klares Verständnis der charakteristischen Eigenschaften von geführten Wellen in geschichteten, anisotropen und heterogenen Strukturen erforderlich. Durch den komplexen Aufbau von FKV stellt dies eine gewisse Herausforderung dar, und derzeit sind noch nicht alle Probleme gelöst, um mit analytischen Methoden und numerischen Ansätzen das dynamische Verhalten beliebiger Faserverbundstrukturen zu charakterisieren.

Grundsätzlich ist zur mathematischen Betrachtung elastischer Wellen die Verwendung von Feldgleichungen sinnvoll, die orts- und zeitabhängige Deformation und Vibration infinitesimal kleiner Volumenelemente beschreiben. Wenn Volumenelemente aus der Gleichgewichtslage verschoben werden, treten kombiniert mit Trägheitskräften innere elastische Kräfte auf, die zu einer oszillierenden Bewegung führen [Aul73].

Auf der Grundlage der linearen Elastizität wird zunächst die mathematische Beschreibung elastischer Wellen in unendlich ausgedehnten Festkörpern kurz dargestellt. Darauf aufbauend wird ein Verfahren vorgestellt, um geführte Wellen in typischerweise geschichteten und anisotropen FKV zu charakterisieren.

4.1 Lineare Elastizität

Zunächst wird in diesem Abschnitt die lineare Elastizität an einem einfachen Beispiel veranschaulicht. Dieses vorgestellte Konzept wird dann durch die Verwendung von Tensoren und Feldgleichungen für die Theorie eines elastischen Kontinuums verallgemeinert.

4.1.1 Prinzipielles Konzept

Am quasi eindimensionalen Beispiel eines Zugstabes mit der Querschnittsfläche S und der Länge l_0 lässt sich das Prinzip des linearen Elastizitätsgesetzes erklären. Eine angelegte Kraft F in Längsrichtung resultiert im Stab in einer Spannung

$$\sigma = \frac{F}{S} . \quad (4.1)$$

Die Dehnung ε des Stabes durch eine angelegte Kraft ist die Normierung der Längenänderung $\Delta l = l_F - l_0$ auf die ursprüngliche Stablänge, wobei l_F die Stablänge mit angelegter Kraft ist,

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} . \quad (4.2)$$

Daraus ergibt sich dann mit der Einführung des Elastizitätsmoduls E der lineare Zusammenhang zwischen elastischer Verformung und mechanischer Spannung,

$$\sigma = E \cdot \varepsilon . \quad (4.3)$$

Die Verallgemeinerung dieser auf dem Hooke'schen Gesetz basierenden linearen Elastizität auf den dreidimensionalen Fall erfordert die Verwendung von Matrix- oder Tensorarstellung, wie im Folgenden praktiziert. Grundsätzlich ist die lineare Näherung für die üblicherweise kleinen Verformungen bei der Ultraschallprüfung sinnvoll.

4.1.2 Dehnungstensor

Unter äußeren Kräften verformt sich ein Festkörper, so dass sich infinitesimal kleine Volumenelemente, deren Lage mit ihren Ortsvektoren $\{\mathbf{r}\}$ (mit den kartesischen Koordinaten $x_1 = x, x_2 = y, x_3 = z$) definiert ist, an die Orte $\{\mathbf{r}'\}$ verschieben. Der prinzipiell orts- und zeitabhängige Verschiebungsvektor $u_k = x'_k - x_k$ ergibt in differentieller Form den linearisierten Dehnungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}$ [Lan59],

$$\varepsilon_{kl} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_k}{\partial x_l} + \frac{\partial u_l}{\partial x_k} \right) . \quad (4.4)$$

Aus dieser Definition für den dreidimensionalen Fall ist ersichtlich, dass der zwei-stufige Dehnungstensor mit seinen neun Komponenten symmetrisch ist und daher aus nur noch sechs unabhängigen Größen besteht. Die drei Normaldehnungen ergeben sich bei $k = l$ und die drei Scherdehnungen bei $k \neq l$.

4.1.3 Spannungstensor

Mit dem ebenfalls zweistufigen Spannungstensor σ wird der Spannungszustand nicht nur für das eindimensionale Beispiel aus Abschnitt 4.1.1, sondern auch für den dreidimensionalen Fall beschreibbar. Die Kräfte, die auf ein kubisches Volumenelement wirken, werden auf die Größe der Seitenfläche normiert und ergeben so den lokalen Spannungszustand (Abb. 4.1). Bei drei Normalspannungen ($i = j$) wirken die Kräfte in Richtung der Normalen der Bezugsfläche. Kräfte, die parallel zur Bezugsfläche wirken, entsprechen Schubspannungen ($i \neq j$). Es lässt sich zeigen, dass die Rotation von Volumenelementen für die Theorie der elastischen Wellen keine Rolle spielt [Aul73]. Daher herrscht ein Momentengleichgewicht am Volumenelement nur dadurch, dass die Schubspannungen mit vertauschten Indizes identisch sind (z. B. $\sigma_{12} = \sigma_{21}$) bzw., dass der Spannungstensor symmetrisch ist.

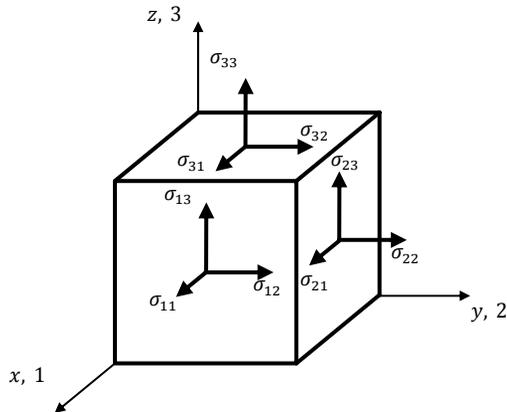


Abb. 4.1: Allgemeine Darstellung der Spannungen in einem Volumenelement.

4.1.4 Steifigkeitstensor

Über das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz lassen sich Dehnungstensor und Spannungstensor (beide Tensoren zweiter Stufe) über den Steifigkeitstensor vierter Stufe \mathbf{C} linear verknüpfen [Fed68],

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (4.5)$$

Die Summation über die doppelten Indizes k und l (Einstein-Konvention) ergibt durch die verschiedenen Kombinationen von i und j genau genommen neun lineare Gleichungen. Unter Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften (wie $C_{ijkl} = C_{ijlk}$ [Fed68]) ergibt sich z. B. für Scherspannung σ_{23} eine der neun Gleichungen zu

$$\sigma_{23} = C_{2311}\varepsilon_{11} + C_{2322}\varepsilon_{22} + C_{2333}\varepsilon_{33} + 2(C_{2312}\varepsilon_{12} + C_{2313}\varepsilon_{13} + C_{2323}\varepsilon_{23}). \quad (4.6)$$

Die Symmetrie der involvierten Tensoren reduziert die $3^4=81$ Komponenten des Steifigkeitstensors auf maximal 21 unabhängige Größen [Nay95]. In Materialien mit Symmetrieachsen kann sich mit entsprechender Wahl des Koordinatensystems die Zahl der unabhängigen Komponenten verringern.

4.1.5 Matrixschreibweise

Die aus Abschnitt 2.4.1 bereits bekannten Matrizen bzw. Vektoren für Steifigkeit $[C] = [N]^{-1}$, Dehnung $\{\varepsilon\}$ und Spannungen $\{\sigma\}$ stehen über die Ingenieursnotation in direktem Zusammenhang mit den entsprechenden Tensoren. Die bereits angesprochene Symmetrie der Tensoren erlaubt die folgende Indexzusammenfassung: $11 \rightarrow 1$, $22 \rightarrow 2$, $33 \rightarrow 3$, $23 \rightarrow 4$, $13 \rightarrow 5$, $12 \rightarrow 6$. Für die Scherdehnungen werden die spezifischen Winkel eingesetzt,

$$\gamma_{23} = 2\varepsilon_{23}, \quad \gamma_{31} = 2\varepsilon_{31}, \quad \gamma_{21} = 2\varepsilon_{21}. \quad (4.7)$$

Die Indizes für Schubspannungen und Scherwinkel (s. (2.1)) können zur besseren Anschaulichkeit weiterhin voll ausgeschrieben werden. Demnach folgt aus Gleichung (4.6) beispielsweise:

$$\tau_{23} = C_{41}\varepsilon_1 + C_{42}\varepsilon_2 + C_{43}\varepsilon_3 + C_{44}\gamma_{23} + C_{45}\gamma_{31} + C_{46}\gamma_{21}. \quad (4.8)$$

Die Zusammenfassung der Indizes erlaubt nun eine übersichtliche Darstellung in Matrixschreibweise, die auch die Symmetrien eines Materials auf dem Papier verdeutlichen kann. Für den allgemeinsten Fall eines anisotropen Materials sind alle Komponenten der Steifigkeitsmatrix besetzt ($C_{ij} \neq 0$ mit $i, j = 1, 2, \dots, 6$). Bei steigender Symmetrie werden bis zu zwölf Komponenten zu Null, wie bei der häufig

anzutreffenden Orthotropie, die in Gleichung (4.9) veranschaulicht ist (vergleiche auch geschädigte FKV-UD-Lage in Abschnitt 2.4.4),

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & \text{sym.} & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix}. \quad (4.9)$$

Höhere Symmetrien, wie z. B. die transversale Isotropie von ungeschädigten FKV-UD-Lagen Abschnitt 2.4.1 und 2.4.2), zeichnen sich auch durch Abhängigkeit der Komponenten der Steifigkeitsmatrix aus. Im Extremfall der Isotropie, also keiner Richtungsabhängigkeit der Elastizitätsgrößen, gibt es nur noch zwei unabhängige Größen, mit denen sich alle elastischen Eigenschaften beschreiben lassen.

Aus der Inversion der Gleichung (4.9) ergibt sich die Nachgiebigkeitsmatrix eines orthotropen Materials, wie sie schon in Gleichung (2.1) beschrieben ist. Damit wird letztendlich der Zusammenhang zwischen dem Steifigkeitstensor und den Ingenieurskonstanten der UD-Lage aus Abschnitt 2.4 deutlich. So lassen sich die Komponenten der Steifigkeitsmatrix durch die Ingenieurskonstanten ausdrücken [Lai93],

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{(1 - \nu_{23}\nu_{32})E_{11}}{A}, & C_{44} &= G_{23}, & C_{12} &= \frac{(\nu_{21} + \nu_{31}\nu_{23})E_{11}}{A}, \\ C_{22} &= \frac{(1 - \nu_{13}\nu_{31})E_{22}}{A}, & C_{55} &= G_{31}, & C_{13} &= \frac{(\nu_{31} + \nu_{21}\nu_{32})E_{11}}{A}, \\ C_{33} &= \frac{(1 - \nu_{12}\nu_{21})E_{33}}{A}, & C_{66} &= G_{21}, & C_{23} &= \frac{(\nu_{32} + \nu_{12}\nu_{31})E_{22}}{A}, \end{aligned} \quad (4.10)$$

mit $A = 1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{31}\nu_{13} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}$.

4.2 Ebene homogene Wellen in anisotropen Festkörpern

Anhand der linearen Elastizität und der Newton'schen Bewegungsgleichung werden nun die fundamentalen Gleichungen für ebene Wellen im unbegrenzten aniso-

tropen Material vorgestellt. Dieser Abschnitt erhebt nicht den Anspruch auf vollständige Darstellung aller Phänomene der Wellenausbreitung in anisotropen Medien, beinhaltet aber die wichtigsten Zusammenhänge zur Beschreibung geführter Wellen.

4.2.1 Bewegungsgleichung und dynamische Deformation

Nach Newton gilt $\{F\} = m\{\ddot{u}\}$, wobei der Vektor $\{F\}$ die Kraft beschreibt, $\{\ddot{u}\}$ die Beschleunigung (also die zweite Ableitung der Verschiebung nach der Zeit t), und m die Masse. Daraus ergibt sich für ein Volumenelement ΔV mit der Dichte ρ der differentielle Zusammenhang

$$F_i(\text{"kinetisch"}) = \rho \Delta V \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} . \quad (4.11)$$

Im inhomogenen Spannungsfeld wirkt durch die Spannungsdifferenz an den gegenüberliegenden Flächen eines kubischen Volumenelements eine Kraft [Sol06a]

$$F_i(\text{"elastisch"}) = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \Delta V . \quad (4.12)$$

Unter Annahme konstanter Dichte und Vernachlässigung anderer Kräfte wie Gravitation ergibt sich durch die Gleichgewichtsbedingung aus den Gleichungen (4.11) und (4.12)

$$\rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} . \quad (4.13)$$

Durch Einsetzen der Gleichung (4.5) und (4.4) folgt

$$\rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = \frac{\partial}{\partial x_j} C_{ijkl} \varepsilon_{kl} = \frac{\partial}{\partial x_j} C_{ijkl} \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_k}{\partial x_l} + \frac{\partial u_l}{\partial x_k} \right) . \quad (4.14)$$

Mit den Permutationseigenschaften von C_{ijkl} verkürzt sich Gleichung (4.14) zu der Bewegungsgleichung:

$$\rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = C_{ijkl} \frac{\partial^2 u_l}{\partial x_j \partial x_k} . \quad (4.15)$$

4.2.2 Bulkwellen in unendlich ausgedehnten Festkörpern

Die Gleichung einer ebenen homogenen Welle im dreidimensionalen Raum

$$u_l = U_l e^{i(\omega t - kn_j x_j)} \quad (4.16)$$

mit der Amplitude $\{U\}$, der Kreisfrequenz $\omega = 2\pi f$ und dem Wellenvektor $\{k\} = |\{k\}|\{n\} = k\{n\}$ wird für die Verschiebung $\mathbf{u}(\{r\}, t)$ in die Differentialgleichung (4.15) eingesetzt und daraus folgt:

$$\rho \omega^2 U_i = C_{ijkl} n_j n_k k^2 U_l . \quad (4.17)$$

Mit der Wellenzahl (durch Phasengeschwindigkeit und Kreisfrequenz ausgedrückt)

$$k = \frac{\omega}{v} \quad (4.18)$$

und unter der Verwendung des Kronecker-Deltas ($U_i = U_l \delta_{il}$) ergibt sich daraus die Christoffel-Gleichung,

$$(C_{ijkl} n_j n_k - \rho v^2 \delta_{il}) U_l = 0 . \quad (4.19)$$

Die charakteristische Gleichung (4.19) lässt sich durch die Einführung des Christoffel-Tensors $\Gamma_{il} = C_{ijkl} n_j n_k$ weiter reduzieren zu

$$(\Gamma_{il} - \rho v^2 \delta_{il}) U_l = 0 . \quad (4.20)$$

Da die Phasengeschwindigkeit v noch unbekannt ist, führt dieser Satz von drei Gleichungen zu einem Eigenwertproblem mit den drei Eigenwerten v_k^2 . Zur Bestimmung dieser drei Phasengeschwindigkeiten wird die Determinante gleich Null gesetzt:

$$|\Gamma_{il} - \rho v^2 \delta_{il}| = 0 . \quad (4.21)$$

Bei festgelegter Ausbreitungsrichtung ergeben sich also drei Moden mit den jeweiligen Phasengeschwindigkeiten. Durch Einsetzen der jeweiligen Phasengeschwindigkeit in Gleichung (4.20) lassen sich für jede Mode die Amplitudenverhältnisse und damit die Polarisation bestimmen. Die Polarisationen der drei Moden sind dabei immer orthogonal zueinander [Nay95]. Liegen keine reinen Moden vor, da $\{n\} \times \{U\} \neq \{0\}$ und $\{n\}\{U\} \neq 0$ (vergleiche auch Abschnitt 3.6.2), spricht man bei der Welle mit der höchsten Phasengeschwindigkeit von einer Quasilongitudinalwelle, und die beiden anderen Wellen werden als langsame und schnelle Quasitransversalwelle bezeichnet.

Eine der sechs unabhängigen Komponenten des symmetrischen Christoffel-Tensors für die allgemeine Anisotropie ist hier als Beispiel in ausgeschriebener Form angegeben,

$$\Gamma_{22} = C_{66}n_1^2 + C_{22}n_2^2 + C_{44}n_3^2 + 2(C_{26}n_1n_2 + C_{46}n_1n_3 + C_{24}n_2n_3) . \quad (4.22)$$

4.2.3 Beispielhafte analytische Berechnung für Sonderfälle

Für die allgemeine Anisotropie lassen sich die Gleichungen nicht mehr sinnvoll analytisch lösen, aber numerische Methoden mit der heutigen Computertechnologie führen auch dann schnell und einfach zum Ziel. Bei Orthotropie und einer Ausbreitungsrichtung innerhalb einer Symmetrieebene ($\{n\} = \{\sin \alpha \ 0 \ \cos \alpha\}$) lässt sich die analytische Berechnung noch beispielhaft zeigen. Zunächst wird der Christoffel-Tensor für diesen Spezialfall aufgestellt,

$$\Gamma_{ij} = \begin{bmatrix} C_{11}n_1^2 + C_{55}n_3^2 & 0 & (C_{13} + C_{55})n_1n_3 \\ 0 & C_{66}n_1^2 + C_{44}n_3^2 & 0 \\ (C_{13} + C_{55})n_1n_3 & 0 & C_{55}n_1^2 + C_{33}n_3^2 \end{bmatrix} . \quad (4.23)$$

In Gleichung (4.20) eingesetzt folgen daraus eine reine Transversalwelle ($U_{1,3} = 0$) mit der Phasengeschwindigkeit

$$v_3 = \sqrt{\frac{C_{66} \sin^2 \alpha + C_{44} \cos^2 \alpha}{\rho}} \quad (4.24)$$

sowie eine Quasilongitudinalwelle und eine Quasitransversalwelle. Da die Polarisationen, wie oben erwähnt, immer zueinander orthogonal sind, gilt für die beiden gemischten Moden $(U_2)_{1,2} = 0$. Aus Gleichung (4.20) folgt Gleichung (4.25), die sich nach $v_{1,2}$ auflösen ließe, in der dargestellten Form aber auch die entsprechenden Amplitudenverhältnisse angibt,

$$\begin{aligned} \left(\frac{U_3}{U_1}\right)_{1,2} &= \frac{\rho(v^2)_{1,2} - (C_{11} \sin^2 \alpha + C_{55} \cos^2 \alpha)}{(C_{13} + C_{55}) \sin \alpha \cos \alpha} \\ &\equiv \frac{(C_{13} + C_{55}) \sin \alpha \cos \alpha}{\rho(v^2)_{1,2} - (C_{55} \sin^2 \alpha + C_{33} \cos^2 \alpha)}. \end{aligned} \quad (4.25)$$

Durch Inversion der beschriebenen Zusammenhänge sind auch Elastizitätsgrößen ermittelbar. Bei senkrechtem Einfall des Ultraschalls auf ein UD-Gelege ($\alpha = 0$) lassen sich z. B. ohne weiteres die beiden Schubmodule (und C_{33}) über die Phasengeschwindigkeiten und die Dichte berechnen (Gleichungen (4.10), (4.21) und (4.23) sowie Abschnitt 2.4.2):

$$G_{\perp\perp} = \rho v_{\perp}^2, \quad G_{\parallel\parallel} = \rho v_{\parallel}^2, \quad (C_{33} = \rho v_l^2), \quad (4.26)$$

wobei v_l die Phasengeschwindigkeit der Longitudinalwelle bezeichnet und v_{\perp} sowie v_{\parallel} für die Phasengeschwindigkeiten der Transversalwelle mit Polarisation orthogonal bzw. parallel zur Faserrichtung stehen.

4.3 Geführte Wellen in geschichtetem orthotropen Material

Da es sich bei Komponenten aus langfaserverstärkten Kunststoffen nicht um unendlich ausgedehnte Festkörper handelt, sondern üblicherweise um plattenförmige Strukturen, wird nun eine Herangehensweise beschrieben, die elastische Wellen in geschichtetem Material mathematisch erfasst. Zunächst werden dazu die Randbedingungen an Grenzflächen und das resultierende Snellius'sche Brechungsgesetz diskutiert. Daraus lassen sich mit passender Koordinatentransformation die Feldgleichungen einer einzelnen Schicht ableiten. Aus diesen Feldgleichungen der Einzelschichten und den Randbedingungen zur Plattenumgebung ist das Gesamtsystem eines geschichteten FKV mit der „Globalmatrixmethode“ zusammensetzbar. Physikalisch betrachtet entsteht aus konstruktiver Interferenz der reflektierten und transmittierten Wellen aus allen Lagen eine Kollektivmode, die als geführte Welle

bezeichnet wird. Für gegebene Materialeigenschaften werden im letzten Schritt mit geeigneten Iterationsverfahren Paare von Frequenz und Phasengeschwindigkeit (oder Wellenzahl) gesucht, die konstruktive Interferenz und damit eine geführte Welle erzeugen. Aus diesen Daten lassen sich z. B. Dispersionskurven erstellen und Spannungen in den Einzelschichten berechnen.

4.3.1 Elastische Wellen an Grenzflächen

Zwischen zwei Medien 1 und 2 mit perfekter Anbindung herrscht Kontinuität der Spannungen und Verschiebungen an der Grenzfläche. Daher gelten die Randbedingungen

$$u_i^{(1)} = u_i^{(2)} , \quad \sigma_{3i}^{(1)} = \sigma_{3i}^{(2)} . \quad (4.27)$$

Da z. B. Luft praktisch keine Schubspannungen übertragen kann, verschwinden an der Grenzfläche zu Flüssigkeiten und Gasen die Schubkomponenten auch im Festkörper $\sigma_{31} = \sigma_{32} = 0$. In der Grenzfläche zu Vakuum wird die Normalspannung σ_{33} ebenfalls zu Null. Beim Eintreffen einer ebenen monochromatischen Welle auf eine Grenzfläche sind diese Randbedingungen häufig nur durch die Superposition mehrerer Wellenmoden erfüllbar, die alle dieselbe Phasengeschwindigkeit entlang der Grenzfläche \bar{v} besitzen. Daraus leitet sich das verallgemeinerte Snellius'sche Brechungsgesetz ab,

$$\frac{1}{\bar{v}} = \frac{\bar{k}}{\omega} = \frac{k^E}{\omega} \sin \theta^E = \frac{k^{(S)}}{\omega} \sin \theta^{(S)} . \quad (4.28)$$

Die Komponente des Wellenvektors entlang der Grenzfläche \bar{k} ist dabei durch den Einfallswinkel θ^E und die Wellenzahl der eintreffenden Welle k^E bestimmt. An der Grenzfläche kommt es im allgemeinen Fall zur Brechung und Modenkonversion ($k^{(S)}$ mit $S = 1, 2, \dots, 6$), bei der bis zu drei Moden reflektiert und bis zu drei Moden transmittiert werden. Mit Gleichung (4.28) sind die sechs Winkel der Reflektion bzw. Transmission $\theta^{(s)}$ bestimmt.

Durch die Darstellung in Form von „slowness surfaces“ (Abb. 4.2) lassen sich die Reflektions- und Transmissionswinkel der bis zu sechs involvierten Wellenmoden auch in Anisotropen Festkörpern anschaulich bestimmen. Mit den bisher vorgestellten Verfahren (Abschnitte 2.4.1, 2.4.2, 4.1.5 und 4.2.3) lassen sich die „slow-

ist. Außer beim Sonderfall der Rotation um ein Vielfaches von 90° nimmt der orthotrope Steifigkeitstensor der UD-Schicht $[C]'$ die Form eines monoklinen Steifigkeitstensors an [Dat08] (Formelwerk für Einzelkomponenten C_{ij} im Anhang A.1):

$$[C] = [M][C]'[M]^T, \quad (4.29)$$

mit der Transformationsmatrix für mathematisch positive Rotation um x_3 ,

$$[M] = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & 0 & 0 & 0 & \sin 2\alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\alpha \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ -\frac{1}{2} \sin 2\alpha & \frac{1}{2} \sin 2\alpha & 0 & 0 & 0 & \cos 2\alpha \end{bmatrix}. \quad (4.30)$$

Für die Lösung der Bewegungsgleichung an Grenzflächen wird Gleichung (4.16) so umformuliert, dass die Bedingung des Snellius'schen Brechungsgesetzes von vornherein erfüllt ist, das bedeutet alle Wellenmoden weisen die gleiche Phasengeschwindigkeit entlang der Grenzfläche auf [Nay95],

$$u_j = U_j e^{i\bar{k}(x_1 + \beta x_3 - \bar{v}t)}. \quad (4.31)$$

Das Verhältnis zwischen den Komponenten des Wellenvektors entlang der x_3 - und x_1 -Richtung beschreibt β . Wegen der entsprechenden Koordinatentransformation verschwindet die Komponente des Wellenvektors entlang der x_2 -Richtung. Durch Einsetzen von Gleichung (4.31) in die Bewegungsgleichung (4.15) folgt

$$K_{ij}(\beta)U_j = 0, \quad i, j = 1, 2, 3, \quad (4.32)$$

wobei sich bei monoklinischer Symmetrie um die x_1, x_2 -Ebene die folgenden Komponenten des symmetrischen Tensors ergeben [Nay95]

$$\begin{aligned} K_{11} &= C_{11} - \rho \bar{v}^2 + C_{55} \beta^2, \\ K_{12} &= C_{16} + C_{45} \beta^2, \\ K_{13} &= (C_{13} + C_{55}) \beta, \end{aligned} \quad (4.33)$$

$$K_{22} = C_{66} - \rho \bar{v}^2 + C_{44} \beta^2 ,$$

$$K_{23} = (C_{36} + C_{45}) \beta ,$$

$$K_{33} = C_{55} - \rho \bar{v}^2 + C_{33} \beta^2 .$$

Die Ähnlichkeit zur Christoffel-Gleichung ist klar erkennbar, nur werden nun Verhältnisse β für eine gegebene Phasengeschwindigkeit entlang der Schichtebene gesucht. Für nicht-triviale Lösungen ($\{u\} \neq 0$) muss gelten $|K_{ij}(\beta)| = 0$, und man erhält ein Polynom sechsten Grades in β :

$$\beta^6 + A_1 \beta^4 + A_2 \beta^2 + A_3 = 0 , \quad (4.34)$$

wobei die Koeffizienten A_i von den Materialeigenschaften und der Phasengeschwindigkeit entlang der Schichtebene abhängen (siehe Anhang A.1). Für die sechs Lösungen von β_q mit $q = 1, 2, \dots, 6$ wird die folgende Konvention eingeführt:

β_1 : Quasilongitudinalwelle mit Ausbreitung in positiver x_3 -Richtung und größter Phasengeschwindigkeit, also größtes β_q (L_+)

$\beta_2 = -\beta_1$: Quasilongitudinalwelle mit Ausbreitung in negativer x_3 -Richtung, also kleinstes β_q (L_-)

β_3 : Quasitransversalwelle in positiver x_3 -Richtung mit Polarisation vorwiegend normal zur Schichtebene (TN_+)

$\beta_4 = -\beta_3$: Quasitransversalwelle in negativer x_3 -Richtung mit Polarisation vorwiegend normal zur Schichtebene (TN_-)

β_5 : Quasitransversalwelle in positiver x_3 -Richtung mit Polarisation vorwiegend innerhalb der Schichtebene (TP_+)

$\beta_6 = -\beta_5$: Quasitransversalwelle in negativer x_3 -Richtung mit Polarisation vorwiegend innerhalb der Schichtebene (TP_-)

Wie sich diese sechs Wellenmoden in jeder Einzelschicht ausbreiten, wird durch Abb. 4.3 veranschaulicht.

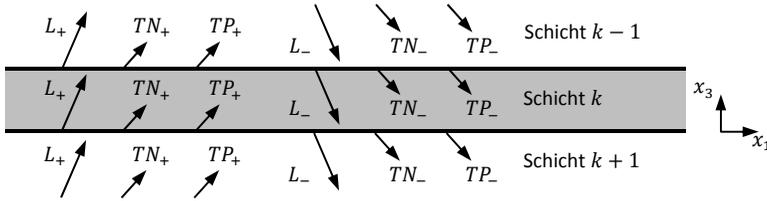


Abb. 4.3: Partialwellen in Einzellschichten.

Die für die Einordnung der Bulkwellen notwendigen Amplitudenverhältnisse ergeben sich durch Einsetzen von β_q in Gleichungen (4.32) und (4.33):

$$V_q = \left(\frac{U_2}{U_1} \right)_q = \frac{K_{13}(\beta_q)K_{23}(\beta_q) - K_{12}(\beta_q)K_{33}(\beta_q)}{K_{22}(\beta_q)K_{33}(\beta_q) - K_{23}(\beta_q)^2}, \quad (4.35)$$

$$W_q = \left(\frac{U_3}{U_1} \right)_q = \frac{K_{12}(\beta_q)K_{23}(\beta_q) - K_{13}(\beta_q)K_{22}(\beta_q)}{K_{22}(\beta_q)K_{33}(\beta_q) - K_{23}(\beta_q)^2}.$$

Durch Superposition aller Bulkwellen lässt sich der Verschiebungsvektor $\{u\}$ mit den Gleichungen (4.31) und (4.35) bestimmen:

$$u_j = \sum_{q=1}^6 H_{jq} A_q \quad (4.36)$$

mit der noch unbekannt Amplitude der sechs Partialwellen $A_q = |\{U\}_q|$ und

$$H_{jq} = \left\{ \begin{array}{c} 1 \\ V_q \\ W_q \end{array} \right\} \left(1 + V_q^2 + W_q^2 \right)^{-\frac{1}{2}} e^{i\vec{k}(x_1 + \beta x_3 - \bar{v}t)}. \quad (4.37)$$

Dabei wird für H_{jq} der normierte Vektor der Amplitudenverhältnisse aufgestellt. Daraus folgen mit den Gleichungen (4.4) und (4.5) die Spannungen in der Ebene der Schicht [Nay95]

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{31} \\ \sigma_{32} \\ \sigma_{33} \end{Bmatrix} = \sum_{q=1}^6 A_q \begin{Bmatrix} H_{4q} \\ H_{5q} \\ H_{6q} \end{Bmatrix}, \quad (4.38)$$

wobei die weiteren Komponenten von [H] lauten

$$\begin{aligned} H_{4q} &= (C_{13} + C_{36}V_q + C_{33}\beta_q W_q) i\bar{k} e^{i\bar{k}(x_1 + \beta x_3 - \bar{v}t)}, \\ H_{5q} &= (C_{55}(\beta_q + W_q) + C_{45}\beta_q V_q) i\bar{k} e^{i\bar{k}(x_1 + \beta x_3 - \bar{v}t)}, \\ H_{6q} &= (C_{45}(\beta_q + W_q) + C_{44}\beta_q V_q) i\bar{k} e^{i\bar{k}(x_1 + \beta x_3 - \bar{v}t)}. \end{aligned} \quad (4.39)$$

Unter Berücksichtigung der Konvention für β_q lassen sich die Gleichungen (4.36) und (4.38) mit der sogenannte Lagenmatrix [H] zu einer Feldgleichung für die Einzelschicht k zusammenfassen:

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{32} \\ \sigma_{33} \end{Bmatrix}_k = \begin{bmatrix} H_{11} & \cdots & H_{16} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ H_{61} & \cdots & H_{66} \end{bmatrix}_k \begin{Bmatrix} A_{L+} \\ A_{L-} \\ A_{TN+} \\ A_{TN-} \\ A_{TP+} \\ A_{TP-} \end{Bmatrix}_k = [H]_k \{A\}_k. \quad (4.40)$$

Diese Gleichung beschreibt die Verschiebungen und Spannungen in der Einzelschicht, die durch die sechs möglichen Partialwellen mit der projizierten Wellenzahl \bar{k} (Abb. 4.2 und Abb. 4.3) entstehen.

4.3.3 Die Globalmatrixmethode

Sind alle Einzellagen durch die Lagenmatrizen aufgestellt, können sie nun kombiniert werden, um das Gesamtsystem eines geschichteten Materials zu beschreiben. Die verschiedenen Lösungswege sind unterteilbar in die Transfermatrixtechniken und die Globalmatrixmethode [Low95]. Da die Globalmatrixmethode prinzipiell alle gewünschten Anforderungen erfüllt, wird sie in dieser Arbeit verwendet, um Dispersionskurven und Spannungsverhältnisse ausgeben zu lassen. Außerdem ist die Globalmatrixmethode bereits in der anwenderfreundlichen Software Disperse [Pav97] implementiert.

Bei der Globalmatrixmethode repräsentiert eine einzige Matrix das gesamte System. Diese globale Matrix $[G]$ setzt sich aus den Lagenmatrizen der Einzellagen $[H]_k$ so zusammen, dass alle Randbedingungen aus Gleichung (4.27) zwischen zwei angrenzenden Schichten erfüllt sind. Die charakteristische Gleichung beschreibt die Amplituden der Partialwellen in allen Lagen $\{A_G\}$ (vergleiche Abb. 4.3):

$$[G]\{A_G\} = 0 . \quad (4.41)$$

Für ein geschichtetes Material im Vakuum bildet die folgende Kombination der Amplituden in den Einzellagen $\{A_k\}$ den Vektor

$$\{A_G\} = \begin{Bmatrix} \{A_V\} \\ \{A\}_1 \\ \{A\}_2 \\ \vdots \\ \{A\}_k \\ \{A_V\} \end{Bmatrix} \text{ mit } \{A_V\} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} . \quad (4.42)$$

Die globale Matrix $[G]$ setzt sich für Vakuum als Umgebung folgendermaßen zusammen:

$$[G] = \begin{bmatrix} [H]_V & -[H]_{1,V} & - & - & - & - & - & - \\ - & [H]_1 & -[H]_2 & - & - & - & - & - \\ - & - & [H]_2 & \ddots & - & - & - & - \\ - & - & - & \ddots & -[H]_{k-1} & - & - & - \\ - & - & - & - & [H]_{k-1} & -[H]_k & - & - \\ - & - & - & - & - & [H]_{k,V} & -[H]_V & - \end{bmatrix} \quad (4.43)$$

mit $[H]_V$ als „Lagenmatrix“ für Vakuum [Pav97]

$$[H]_V = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.44)$$

und $[H]_{1,V}$ sowie $[H]_{k,V}$ als Anschlussmatrizen der ersten bzw. letzten Lage zum Vakuum (vergleiche auch Randbedingungen zu Vakuum in Abschnitt 4.3.1):

$$[H]_{1,V} = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 \\ 0 & \dots & 0 \\ 0 & \dots & 0 \\ (H_{41})_1 & \dots & (H_{46})_1 \\ (H_{51})_1 & \dots & (H_{56})_1 \\ (H_{61})_1 & \dots & (H_{66})_1 \end{bmatrix} \text{ und } [H]_{k,V} = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 \\ 0 & \dots & 0 \\ 0 & \dots & 0 \\ (H_{41})_k & \dots & (H_{46})_k \\ (H_{51})_k & \dots & (H_{56})_k \\ (H_{61})_k & \dots & (H_{66})_k \end{bmatrix}. \quad (4.45)$$

Für nicht-triviale Lösungen muss die Determinante der globalen Matrix zu Null werden. Sind die Geometrie und die Materialeigenschaften festgelegt, bestimmen nur Frequenz und Wellenzahl, ob diese Bedingung erfüllt ist. Grundsätzlich ist ein exakter Algorithmus für die Berechnung der Determinante zu wählen, um bei der Iteration das Konvergieren gegen Null zu gewährleisten [Pav97]. Allgemein entspricht das Konvergieren der Determinante gegen Null einer „Wurzel“ einer Mode. Durch leichte Variation der Frequenz oder der Wellenzahl lassen sich weitere Wurzeln in der Umgebung finden. Lineare und quadratische Extrapolation aus zwei bzw. mehreren Wurzeln liefert Vorhersagen über die ungefähre Lage der folgenden Punkte der Dispersionskurve (Abb. 4.4). Dies beschleunigt die Iteration weiterer Wurzeln und verhindert Verwechslungen der Wurzeln verschiedener Dispersionskurven, die sich vorübergehend annähern oder kreuzen [Low95].

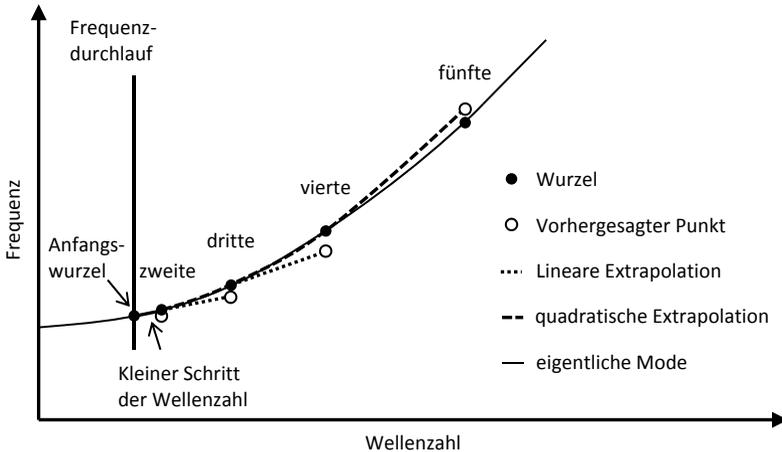


Abb. 4.4: Extrapolation für zuverlässige und schnelle Suche der Wurzeln [Pav03].

An dieser Stelle sei angemerkt, dass auch die Dämpfung einen Einfluss auf die Phasengeschwindigkeit der geführten Welle haben kann [Pav97]. Grundsätzlich beruht die Dämpfung einer geführten Welle auf zwei verschiedenen physikalischen Ursachen:

1. Materialdämpfung (Viskoelastizität und Streuung)
2. Energieverlust an die Umgebung.

In dieser Arbeit, wie auch in [Nay95] und [Dat08], wird der Einfluss der Materialdämpfung auf die Phasengeschwindigkeit der geführten Welle vernachlässigt. Bei der Ausbreitung einer geführten Welle in FKV ist der Energieverlust an Luft durch den hohen Impedanzunterschied zwischen den beiden Medien so gering, dass die Umgebung in guter Näherung dem Vakuum entspricht. Ansonsten müssten für die iterative Lösung der charakteristischen Gleichung (4.41) nicht nur die Frequenz und die Wellenzahl variiert werden, sondern auch die Dämpfung, die in die mathematische Beschreibung hier nicht einbezogen ist. Die resultierende zweidimensionale Iteration würde den Rechenaufwand erheblich erhöhen.

Sobald die Dispersionskurven innerhalb eines Frequenzbereiches bestimmt sind, kann auch die Form der Moden in die Auswertung einbezogen werden. Bei der Ausbreitung der harmonischen Welle beinhaltet dies, wie die Maxima der Spannungen und der Verschiebungen über die Dicke der Platte variieren. Dazu wird eine beliebige Amplitude einer Partialwelle in Gleichung (4.41) eingesetzt und alle Bulkwellenamplituden an der gewünschten Wurzel (z. B. Frequenz von Interesse) berechnet. Mit den bekannten Partialwellenamplituden sind nun die Verschiebung und die Spannung an jeder Position einer Lage durch Gleichung (4.40) ermittelbar.

5. Methodik

Die experimentelle Vorgehensweise beinhaltet die Beschreibung der Prüfkörper, deren Schädigung sowie ZP und ZFP. Der hier untersuchte FKV ähnelt dem Faserverbundwerkstoff, der typischerweise für Rotorblätter von Windenergieanlagen verwendet wird. Vergleichbare FKV könnten zukünftig auch im Flugzeugbau eingesetzt werden. An zwei Arten von Prüfkörpern mit verschiedener Geometrie wird die betriebsbedingte Schädigung durch uniaxiale und biaxiale Lasten simuliert. In einen Teil der Prüfkörper werden schon vor der zyklischen Belastung andere herstellungs- und betriebsbedingte Defekte eingebracht. Im Anschluss wird der experimentelle Aufbau zur Bewertung der eingebrachten Schädigungen beschrieben. Referenzmethoden zur Charakterisierung der Schädigungserscheinungen erlauben es, das Potential der einseitigen Luftultraschalltechnik besser einzuschätzen. Des Weiteren wird eine Methode zur Berechnung der Dispersionskurven beschrieben, die der theoretischen Absicherung der Ergebnisse dient und die die physikalischen Zusammenhänge verdeutlicht.

5.1 Prüfkörper

Flach- und Rohrprüfkörper aus annähernd gleichem Material, mit fast demselben Lagenaufbau und hergestellt auf ähnliche Art und Weise dienen als Untersuchungsobjekte. Für beide Prüfkörper findet die Glasfaser *OC111A* der Firma Owens-Corning Verwendung. Als duroplastische Matrix bewährt sich der Epoxidharz *Epikote MGS RIM 135* (100 Gewichtsteile) mit dem Härter *RIM Epikure Curing Agent MGS H 137* (30 Gewichtsteile) der Firma Momentive. Die Materialeigenschaften der beiden isotropen Konstituenten des untersuchten GFK finden sich in Tabelle 5.1. Da Faser und Matrix transparent sind und einen sehr ähnlichen Brechungsindex für sichtbares Licht aufweisen, erscheint der Verbund ebenfalls durchsichtig bis leicht milchig. Bei der Herstellung mit der VARTM-Technik wird ein Faservolumenanteil $\varphi = 51\% \pm 3\%$ eingehalten. So ergibt sich bei einem Flächengewicht der Fasern von $2,6 \text{ kg/m}^2$ eine Dicke des GFK von ungefähr 2 mm. Die relativen Gewichtsanteile der vier Faserorientierungen 0° , 45° , 90° und -45° belaufen sich auf 49%, 23%, 5% bzw. 23%. Die Verwendung von Rovings mit 2400 tex und 1200 tex für die 0° -Lagen, 300 tex für $\pm 45^\circ$ -Lagen und 200 tex für die 90° -Lagen führt im Verhältnis zur Dicke des Mehrschichtverbundes zu einer starken Inhomogenität des GFK. So ergeben sich z. B. Lücken zwischen den 90° -Rovings, und ein einzelner 0° -Roving nimmt bis zu einem Viertel der Dicke der GFK-Platte ein. Dies begünstigt außerdem die Ent-

stehung großer Harznester zwischen den Rovings. Nach dem Aushärteprozess wird der FKV bei 80°C getempert.

Die prinzipiell ausgeprägte Heterogenität hat schwerwiegende Konsequenzen für die ZFP. Schäden stellen quasi auch nur eine Heterogenität im FKV dar. Deshalb liegt die Herausforderung darin, Defekte von Inhomogenitäten zu unterscheiden.

Tabelle 5.1: Materialeigenschaften der Konstituenten [Add10] [Rhe11].

	E-Modul in GPa	Querkontraktionszahl	Dichte in g/cm ³
Faser	80,7	0,22	2,54
Matrix	3,4	0,35	1,19

5.1.1 Flachprüfkörper

Die Firma Saertex fertigte das verwendete MAG mit Trikol-Nähbindung und dem Lagenaufbau [0°/45°/90°/-45°], wobei das Flächengewicht der Polyesterbindefäden von 6 g/m² vernachlässigbar ist. Das Institut M-11: *Kunststoffe und Verbundwerkstoffe* der Technischen Universität Hamburg-Harburg (TUHH) war innerhalb des Forschungsvorhabens PAK 267 unter anderem für die Herstellung der meisten Flachprüfkörper aus diesem Halbzeug zuständig. Der nicht ganz symmetrische Lagenaufbau der Prüfkörper [0°/45°/90°/-45° // 45°/90°/-45/0°] ergibt sich durch Aufeinanderlegen zweier dieser MAG (Abb. 5.1). Die Bindefäden sind im transparenten GFK gut zu erkennen (Abb. 5.2). Durch den asymmetrischen Schichtaufbau verzieht sich die eigentlich ebene GFK-Platte bei der Fertigung leicht. Auf die Herstellung eines exakt symmetrischen Lagenaufbaus wird verzichtet, da dies die Herstellungskosten des Halbzeuges durch Umstellung der Wirkmaschine auf den Lagenaufbau [0°/-45°/90°/45°] nahezu verdoppelt.

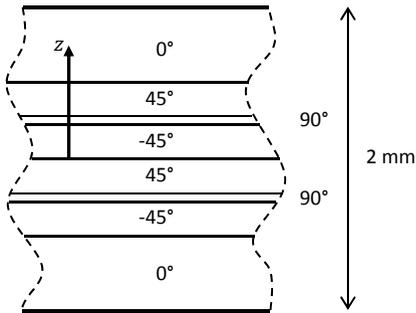


Abb. 5.1: Lagenaufbau der Flachprüfkörper im Querschnitt [Rhe12a].

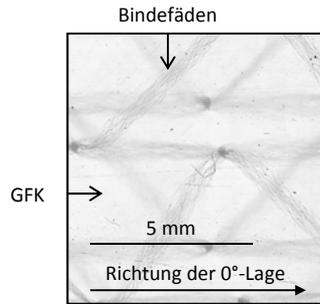


Abb. 5.2: Durchlichtscan des GFK aus MAG [Rhe12a].

Auf die fertigen GFK-Platten werden Krafteinleitungselemente aus GFK und Aluminium mit dem Zweikomponentenkleber *UHU plus endfest 300* geklebt. Die Klebeflächen werden dazu mit Schleifpapier angeraut und mit Ethanol gereinigt. Die Verklebung erfolgt im Vakuumsack bei 50°C, so dass die 1 mm dicken GFK-Streifen aus $\pm 45^\circ$ -Gewebe zwischen GFK-Prüfkörperplatte und den 1 mm dicken Aluminiumblechen liegen. Dies gewährleistet erfahrungsgemäß die beste Kraftübertragung ohne Schädigung des Prüfkörpers oder der Spannbacken der Universalprüfmaschine. Danach werden die GFK-Platten in die nach DIN EN ISO 527 vorgeschriebenen Maße (Abb. 5.3) gesägt und die Sägekanten poliert, um Randalaminationen zu minimieren. Zwei Arten von Prüfkörpern sind dabei zu unterscheiden:

1. „0°-Prüfkörper“: 0°-Schichten entlang Belastungsrichtung (Längsachse der Probe).
2. „90°-Prüfkörper“: 90°-Schichten entlang der Belastungsrichtung (hier liegen die 0° Rovings orthogonal zur äußeren Lastrichtung).



Abb. 5.3: Maße der Flachprüfkörper.

5.1.2 Rohrprüfkörper

Das Institut für Flugzeugbau und Leichtbau (IFL) der Technischen Universität Braunschweig stellte im Rahmen des Forschungsprojekts unter anderem die Rohrprüfkörper mit einem Radius von 23 mm und einer Länge von 330 mm her (Abb. 5.4). Dabei liegen die 0°-Rovings parallel zur Rohrachse. Das verwendete Wickelverfahren ermöglicht einen symmetrischen Lagenaufbau $[0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ]$ s. Dabei stellen Führungsstäbchen die korrekte Ablage der trockenen Rovings mit computergesteuerten Rotations- und Linearverfahreinheit sicher (Abb. 5.5). Über diverse Führungsrollen ist die Fadenspannung der Rovings beim Wickelprozess einstellbar. Stahlkerne mit einem Innenradius von 11 mm und von außen aufgewickelter GFK dienen an beiden Rohrenden auf einer Länge von 70 mm als Krafteinleitungselemente.



Abb. 5.4: GFK Rohrprüfkörper [Schm12a].

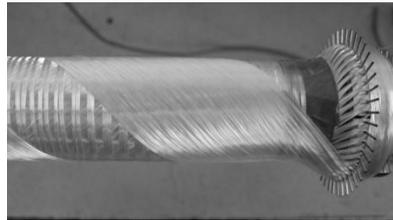


Abb. 5.5: Wickelprozess [Schm12a].

5.2 Einbringung herstellungs- und betriebsbedingter Schäden

Betriebsbedingte Ermüdungsschädigung des FKV durch wiederholte mechanische Belastung ist im Zeitraffer durch servohydraulische Prüfmaschinen an den vorgestellten Prüfkörpern simulierbar. Alle dynamischen Versuche werden mit kraftgesteuerter Sinusschwingung durchgeführt. Daraus folgt die Zyklisierung mit konstan-

ten Maximalspannungen bis zum Versagen des Prüfkörpers. Die Anzahl der Lastwechsel (Schwingspielzahl) bis zum Versagen hängt dabei von der Höhe der Maximalspannung ab. Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich auf Kurzzeitermüdung (*low-cycle fatigue*, LCF) mit Schwingspielzahlen bis zum Versagen von ungefähr zehntausend. Zur Untersuchung realistischer Defekte in FKV werden bei der Herstellung und vor der zyklischen Belastung in einige die Rohrprüfkörper diverse Defekte eingebracht.

5.2.1 Zyklische mechanische Belastung der Flachprüfkörper

Die mechanische Zyklisierung der 0°-Flachprüfkörper fand an der TUHH statt. Die 90°-Flachproben wurden hingegen im Rahmen des IKT-Projektanteils an den Maschinen des Instituts für Kunststofftechnik (IKT) und des Instituts für Flugzeugbau (IFB) der Universität Stuttgart zyklisiert. Um die Versuchszeit zu minimieren und trotzdem einen unkritischen Temperaturanstieg zu gewährleisten, wird eine Zyklisfrequenz von 6 Hz gewählt [Rhe12a]. Die 0°-Prüfkörper werden bei verschiedenen Lastverhältnissen

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (5.1)$$

getestet, wobei σ_{min} die minimale und σ_{max} die maximale Spannung während eines Belastungszyklus bezeichnen. Die drei untersuchten Lastverhältnisse liegen im Zugschwellbereich ($R = 0,1$), im Wechselbereich ($R = -1$) und im Druckschwellbereich ($R = 10$). Für jedes Lastverhältnis werden jeweils vier 0°-Prüfkörper bei verschiedenen Lastniveaus ermüdet. Um globales Beulen der Prüfkörper bei Druckspannungen zu vermeiden, werden Knickstützen aus Aluminium eingesetzt. Die 90°-Prüfkörper erfahren ein einheitliches Lastniveau von 90 MPa bei einem Lastverhältnis von $R = 0,1$. Die Prüfmaschine wird mehrmals bis zum Endversagen der Prüfkörper angehalten, um ZfP bei verschiedenen Lastzykluszahlen durchzuführen. Vier von acht 90°-Prüfkörpern und alle 0°-Prüfkörper werden für Ex-situ-ZfP aus der Prüfmaschine entnommen und nach der Prüfung für die weitere Ermüdung wieder in die Prüfmaschine eingespannt. Die restlichen vier 90°-Prüfkörper werden im eingespannten Zustand, aber ohne Last, zerstörungsfrei untersucht (in situ).

5.2.2 Zyklische mechanische Belastung der Rohrprüfkörper

Die mechanische Ermüdung der Rohrprüfkörper mit einer Zug-Torsions-Prüfmaschine übernahm das IFL. Im Gegensatz zu den nur uniaxial belasteten Flachprüfkörpern werden die Rohrprüfkörper vorwiegend biaxial, also durch Kombination von Normal- σ und Schubspannungen τ , ermüdet [Rhe11]. Das Verhältnis der gemittelten Spannungen wird als Winkel ausgedrückt durch

$$\vartheta = \arctan \frac{\tau}{\sigma} . \quad (5.2)$$

Vier Verhältnisse zwischen Schub- und Normalspannung werden untersucht: reine Normalspannung für $\vartheta = 0^\circ$, dominierende Normalspannung mit Schubspannung für $\vartheta = 30^\circ$ ($\tau/\sigma = 0,577$), dominierende Schubspannung mit Normalspannung für $\vartheta = 60^\circ$ ($\tau/\sigma = 1,732$) und reine Schubspannung für $\vartheta = 90^\circ$. Um einen kritischen Temperaturanstieg des FKV zu vermeiden, wird die Prüffrequenz auf 3 Hz beschränkt. Da der Wechselbereich als relevanteste und kritischste Belastungsart gilt, wird das Spannungsverhältnis $R = -1$ untersucht. Die zur Ermüdungsschädigung verwendeten Spannungen und einige weitere Details über die fünf untersuchten Rohrprüfkörper sind im Anhang B in Tabelle B.1 zu finden. Die Versuchsdurchführung läuft in mehreren Schritten ab, um die zerstörungsfreie und die mechanische Charakterisierung des Fortschritts der Ermüdungsschädigung zu gewährleisten. Dies beinhaltet wiederholtes Anhalten der Prüfmaschinen sowie mehrfaches Aus- und Einspannen aller Prüfkörper während des Dauerschwingversuches.

5.2.3 Defekte in Rohrprüfkörpern vor der zyklischen Belastung

Als wirklichkeitsnahe Defekte in einigen der GFK-Rohre dienen bei der Herstellung künstlich eingebrachte Faserondulation und zwei Arten von Porosität. Des Weiteren wurden einige Rohrprüfkörper vor der zyklischen Belastung mit zwei verschiedenen Energien im Rahmen des Forschungsprojektes am Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik (ILK) der Technischen Universität Dresden beschossen, um Impactschäden realistisch zu simulieren. Mehr Informationen über die defektbehafteten Rohrproben und deren Lastprotokolle beinhalten Tabelle B.2 bis Tabelle B.4 im Anhang B. Neben diesen zehn näher beschriebenen Prüfkörpern beinhalten die Versuchsreihen weitere zehn defektbehaftete Rohrprüfkörper, die auf ähnliche Art und Weise untersucht wurden und vergleichbare Ergebnisse lieferten.

Zwei Arten von Porosität („Poren-fein“ und „Poren-gehäuft“) werden jeweils mit einem Set von Prüfkörpern untersucht [Schm12c]. Variation der VARTM-Prozessparameter (wie Injektionsdruck und Vakuumunterstützung) führt zu gleichmäßig verteilter feiner Porosität. Künstlich herbeigeführte Undichtigkeit des Formwerkzeuges hingegen erzeugt durch angesaugte Luft Anhäufungen großer Poren.

Lokale Faserondulation in der äußeren 0°-Lage der Rohrprüfkörper wird durch Verringerung der Rovingspannung beim Wickelprozess realisiert [Schm12a]. Beim VARTM-Prozess fangen die nicht ausreichend gespannten Rovings dieser Lage an zu schwimmen und verbleiben wellig während des Aushärtens.

Impactschäden werden in die eingespannten Rohrprüfkörper durch Beschuss mit einer Halbkugel aus Polyamid eingebracht [Schm12b]. Eine spezielle Vorrichtung misst die Geschwindigkeit des Projektils mit einer Masse von 100 g und einem Durchmesser von 40 mm. Über Druckluft wird die Geschwindigkeit so eingestellt, dass das Projektil mit kinetischen Energien von 8,4 J oder 14 J auf die jeweiligen Rohrprüfkörper auftrifft.

5.3 Methodik der luftgekoppelten geführten Wellen

Das entwickelte Prüfverfahren basiert auf dem Ausbreitungsverhalten geführter Wellen in FKV. Die Eignung des berührungslosen Prüfverfahrens zur Detektion globaler Schädigung (z. B. verteilte Zwischenfaserbrüche) und lokaler Defekte (z. B. örtliche Delaminationen) soll untersucht werden. Messung der durchschnittlichen Phasengeschwindigkeit und Dämpfung der geführten Wellen sollen Aufschluss auf die globale Schädigung geben. Eine Variation des Prüfverfahrens erlaubt eine „In-situ-Messung“ der Geschwindigkeitsvariation, während die Flachprüfkörper in der servohydraulischen Prüfmaschine eingespannt sind. Das Abrastern von Rohrprüfkörpern soll lokale Änderungen der Materialeigenschaften und damit abgegrenzte Defekte aufdecken.

Zur Anregung und Detektion der geführten Wellen werden die kommerziellen Luftultraschallprüfköpfe AS200T von Airstar Inc. verwendet. Sie besitzen einen aktiven Durchmesser von 8 mm und werden bei ihrer Resonanzfrequenz von 207 kHz eingesetzt. Die Anregung mit zehn Perioden sorgt für hohen Energieeintrag und Schmalbandigkeit im Vergleich zur konventionellen Spike-Puls-Anregung. Dies führt zu besserer Signalqualität und begünstigt die präzise Erfassung der Phase. Im

Vergleich zu anderen Luftultraschallprüfköpfen verschiedener Größen und Frequenzen erzielen diese Prüfköpfe bei den gegebenen Randbedingungen das beste (größte) Verhältnis zwischen nutzbarem Signal und störendem Rauschen. Schallfeldmessungen der verwendeten nicht fokussierten Prüfköpfe zeigen, dass die höchste Intensität des Ultraschalls bei relativ ebener Wellenfront in einer Entfernung von 15 mm erreicht wird [Dör11]. Daher wird zwischen Prüfköpfen und Prüfkörpern ein konstanter Abstand von 15 mm eingehalten.

Das zerstörungsfreie Prüfverfahren benötigt nur einseitigen Zugriff und basiert auf der Modenkonversion von Ultraschall in Luft zu geführten Wellen im FKV (Abb. 5.6). Die Gleichung (3.5) gibt den Einfallswinkel θ des Luftultraschalls für resonante und selektive Anregung der geführten Welle an. Damit ist auch der Ausfallswinkel des von dem FKV ausgesendeten Ultraschalls bestimmt. Die optimale Ausrichtung der beiden Prüfköpfe ist also bei diesem Winkel erreicht. Direktschall von Sender zu Empfängerprüfkopf durch die Luft und reflektierter Schall an der FKV-Oberfläche

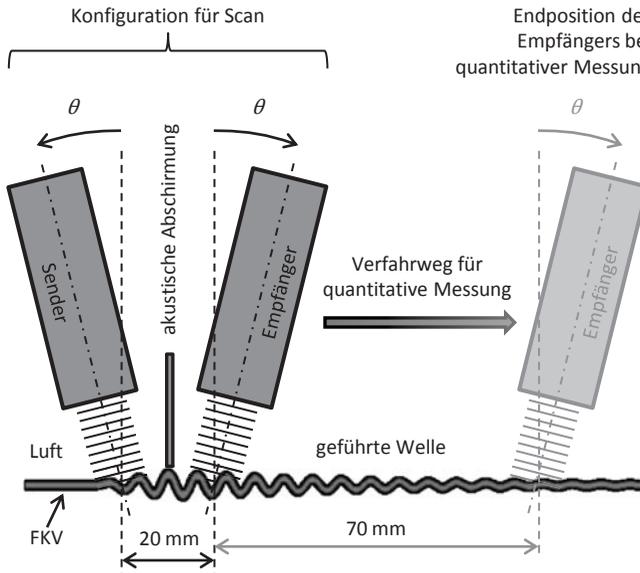


Abb. 5.6: Messkonfiguration für luftgekoppelte geführte Wellen [Rhe11].

werden durch Pappe und Schaumstoff abgeschirmt, damit das Ultraschallfeld, das die geführte Welle erzeugt, nicht von den genannten Störquellen überdeckt wird. Durch die Positionierung der Prüfköpfe entspricht die Ausbreitungsrichtung der a_0 -Mode bei den Flachprüfkörpern der Belastungsrichtung. Bei den Rohrprüfkörpern breitet sich die geführte Welle parallel zur Rohrachse aus.

Im Vergleich mit anderen geführten Wellen koppelt die niedrigste antisymmetrische Mode (a_0) am effizientesten mit Luftultraschall [Sol06b]. Ihre Polarisation bewirkt vorwiegend Verschiebungen aus der Ebene des FKV. Nur diese Normalverschiebungen zur Grenzfläche zwischen FKV und Luft sind kontinuierlich und tragen zur Kopplung bei. Iterativ wird die Ausrichtung des Sendeprüfkopfes und damit der Einfallswinkel des Luftultraschalls variiert, bis das maximale Empfangssignal gefunden ist. Dabei wird gleichzeitig die Ausrichtung des Empfängerprüfkopfes für optimalen Empfang des vom FKV ausgesendeten Ultraschalls angepasst. Bei dem resultierenden Winkel $\theta \approx 17^\circ$ ergibt sich so eine Anregungslänge auf der FKV-Oberfläche von ungefähr eineinhalb Wellenlängen der a_0 -Mode. Daher ist die Anregung und Detektion durch geringfügige Abweichungen ($\pm 4^\circ$) vom optimalen Winkel kaum beeinflusst. Dies ermöglicht die Verwendung derselben Einstellungen für verschiedene Prüfkörper mit leicht unterschiedlichen Dicken und Steifigkeiten.

Bis auf die In-situ-Messungen wird ein Ultraschallsystem verwendet, das nach den Spezifikationen des IKT am Ultrasound Institute der Kaunas University in Litauen angefertigt wurde [Dör11]. Die gesamte Ausrüstung für die Durchführung der Luftultraschallmessungen ist für ein paar tausend Euro erhältlich. Durch die Filterwirkung der schmalbandigen Luftultraschallköpfe bietet sich ein elektronisch einfach zu realisierender Rechteck-Burst (0-200 V) als Anregungsquelle an. Für das beste Signal-Rausch-Verhältnis werden Hoch- und Tiefpassfilter auf jeweils 200 kHz gestellt. Die Datenerfassung erfolgt bei einer Auflösung von 10 Bit bei 25 MHz. Die mitgelieferte Software Ultralab (Version 405-2005) koordiniert über einen Messrechner das Ultraschallsystem und die Ansteuerung der Schrittmotorendstufen für das Bewegen der Scanvorrichtungen. Zur Datenanalyse wird die Software SMUDAV verwendet, die am IKT in Matlab-Umgebung entwickelt wurde [Dör11]. In dieser Software ist eine Diskrete Fourier-Transformation implementiert, die für jeden Messpunkt Amplitude und Phase bei der Anregungsfrequenz ermittelt und in einer Ortsmatrix ablegt.

5.3.1 Messung von Phasengeschwindigkeit und Dämpfung

Basierend auf der Änderung der gemessenen Laufstrecke der geführten Welle werden Phasengeschwindigkeit und Dämpfung ermittelt (Abschnitt 3.6.5). Bei der Messung bewegt sich der Empfangsprüfkopf parallel zur Probenoberfläche entlang der Ausbreitungsrichtung der geführten Welle, während die Position des Sendeprüfkopfs unverändert bleibt. Auf dem Fahrweg von 70 mm werden siebzig Einzelmessungen mit jeweils einem Burst durchgeführt (Abb. 5.6). Die Schrittgröße von 1 mm ermöglicht zuverlässiges Entfalten (unwrapping) der Phase, um auch große Phasendifferenzen ermitteln zu können. Trotzdem bleibt die Messung noch innerhalb von ein paar Sekunden durchführbar. Um einen Durchschnittswert über einen möglichst großen Bereich der Prüfkörper zu erhalten, wird der maximal mögliche Fahrweg verwendet, der trotz der starken Dämpfung der geführten Welle im FKV noch an jeder Stelle ein brauchbares Signal liefert. Die Messungen erfolgen vor der zyklischen Belastung und nach jedem Ermüdungsschritt an den angespannten Prüfkörpern. Aus der mit SMUDAV erstellten Ergebnismatrix in Matlab lässt sich bei der Anregungsfrequenz f mit der Phasendifferenz $\Delta\varphi$ in Abhängigkeit der Laufstreckendifferenz ΔL die Phasengeschwindigkeit der geführten Welle berechnen:

$$v_g = \frac{2\pi f \cdot \Delta L}{\Delta\varphi} . \quad (5.3)$$

Die Dämpfung der geführten Welle im FKV wird nur für die Rohrprüfkörper zur Verfolgung der Ermüdungsschädigung genutzt, da Interferenzerscheinungen durch Randreflexionen in den relativ schmalen Flachprüfkörpern verlässliche Messungen vereiteln. Vor dem Zuschnitt ist die Messung der Dämpfung in den Platten aus MAG jedoch noch sinnvoll. Für die Berechnung der Dämpfung bleiben die ersten zehn Messungen (10 mm) unberücksichtigt, da in diesem Bereich noch teilweise Störsignale in Form von Direktschall vorkommen können. Messungen zeigen, dass die Divergenz des Wellenbündels durch die heterogene Struktur des untersuchten FKV gering ist [Rhe10]. Durch Krümmung und Anisotropie des FKV ist die Wellengeschwindigkeit von der Ausbreitungsrichtung abhängig, was ebenfalls die Strahlen-divergenz beeinflusst. Während der Effekt der Krümmung vernachlässigbar ist, verlängert die Anisotropie den Abschnitt der Laufstrecke parallel der 0°-Richtung, in dem von einer ebenen Wellenfront ausgegangen werden kann [Rhe11]. Darum wird die Amplitudenvariation durch Beugung des Wellenbündels endlicher Breite

für die FKV entlang der 0°-Richtung vernachlässigt. Die Amplitudenabnahme über die Ausbreitungsdistanz x der quasi ebenen Welle kann daher mit einem exponentiellen Abfall angenähert werden

$$A(x) = A_0 e^{-\alpha x} , \quad (5.4)$$

wobei der Faktor α die Dämpfung durch Viskoelastizität und Streuung beschreibt und A_0 die gemessene Anfangsamplitude am Startpunkt des Empfängerprüfkopfes ist.

Die Flachprüfkörper werden auf fünf parallelen Linien, die auf dem Mittenbereich in einem Abstand von 0,5 mm zueinander positioniert sind, abgerastert. Die Messungen der Rohrprüfkörper werden entlang von zwanzig parallelen Linien, die gleichmäßig um das Rohr herum in Abständen von jeweils 18° (7 mm in Umfangsrichtung) angeordnet sind, durchgeführt. Der Durchschnitt der jeweils fünf bzw. zwanzig Messungen wird als Ergebnis für ein Ermüdungsstadium präsentiert.

Wiederholte quantitative Messungen von Referenzprüfkörpern, die keinen mechanischen Lasten unterzogen werden, begleiten jede Versuchsreihe. Während der üblichen Dauer einer Versuchsreihe von zwei Wochen werden diese Messungen ein bis zweimal täglich eingestreut, um Reproduzierbarkeit abzusichern und Standardabweichungen (ohne Einfluss von Ermüdungsschädigungen) zu berechnen.

Hohe Verfahrensgenauigkeit des Empfängerprüfkopfes parallel zur Probenoberfläche ist entscheidend für die Messung der Geschwindigkeit. Um die Vergleichbarkeit von aufeinanderfolgenden Linienscans zu gewährleisten, müssen die Positionen der Messstrecken immer wieder präzise angefahren werden. Für die Flachproben lässt sich das mit einer speziellen Probenhalterung und einer vorhandenen Scanvorrichtung der Firma Isel realisieren. Für FKV-Rohre wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Scanvorrichtung entwickelt, die die Prüfkörper rotiert und an dem Empfangsprüfkopf vorbei verfährt, während der Sendepprüfkopf auf gleicher Position in axialer Richtung stehen bleibt (Abb. 5.7). Zur Lagerung und Rotation der Rohrprüfkörper greifen Stahlkonen der Prüfvorrichtung in die Stahlkerne der Rohrprüfkörper. Durch ein Federsystem lassen sich die Rohre zur Prüfung schnell und positionsgetreu austauschen. Markierungen auf den Prüfkörpern ermöglichen, dass die quantitativen Messungen immer an denselben Positionen in Umfangsrichtung der Rohre beginnen.

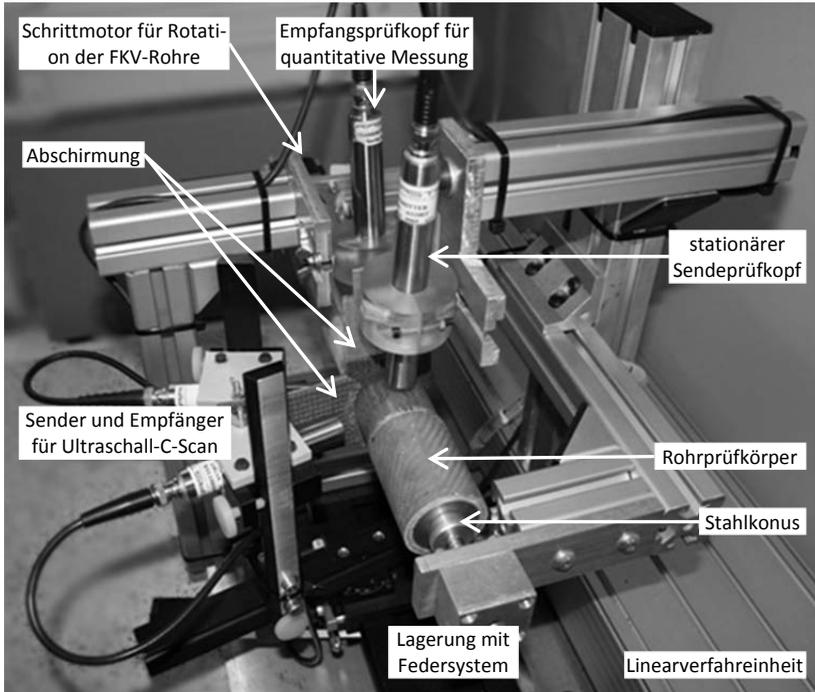


Abb. 5.7: Vorrichtung zur Luftultraschallprüfung von Rohren [Rhe11].

5.3.2 In-situ-Messung der Phasengeschwindigkeit

Durch Messung der Phasenverschiebung bei konstanter Laufstrecke der Welle (keine Verschiebung der Prüfköpfe) während fortschreitender Ermüdungsschädigung ist die Geschwindigkeitsänderung auch ohne Ausspannen der Flachprüfkörper aus der servohydraulischen Prüfmaschine ermittelbar [Rhe12a]. Dafür werden die Luftultraschallprüfköpfe so vor dem eingespannten Flachprüfkörper befestigt, dass sich eine Laufstrecke der geführten Welle von $L = 30 \pm 1$ mm ergibt (Abb. 5.8). Die Genauigkeit der Laufstrecke ist durch die Geometrie der aktiven Fläche der Ultraschallprüfköpfe und die resultierende Fläche der Plattenwellenanregung limitiert. Für die In-situ-Messungen wird nicht die oben erwähnte Ultraschallanlage aus Litauen verwendet, sondern das Ultraschallsystem RAM-5000 SNAP von der Firma RITEC. Dieses Gerät generiert einen Sinus-Burst (mit ebenfalls 10 Perioden) zur

Anregung des Sendeprüfkopfes und erfasst die Phase des Empfangssignals. Für die Messung der Phasenverschiebung $\Delta\varphi(n)$ in Abhängigkeit der Lastzyklen n wird die Zyklisierung der Prüfkörper wiederholt angehalten und die Prüfkörper entlastet, ohne die Spannbacken zu öffnen. Mit der Phasengeschwindigkeit $v_g(0)$ vor der zyklischen Belastung lässt sich so die Plattenwellengeschwindigkeit in Abhängigkeit der Lastzyklen berechnen

$$v_g(n) = \frac{\omega \cdot L \cdot v_g(0)}{\omega \cdot L + \Delta\varphi(n) \cdot v_g(0)} . \quad (5.5)$$

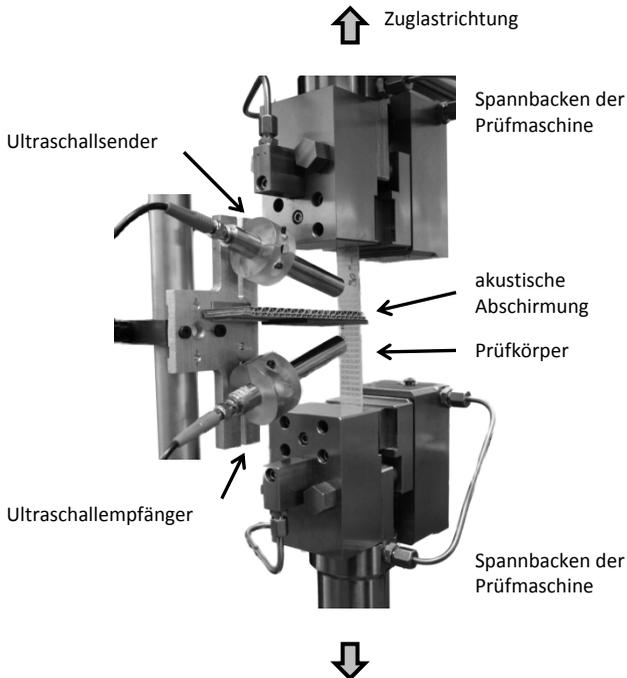


Abb. 5.8: In-situ-Aufbau für Plattenwellenmessung [Rhe12a].

Das Messprinzip aus Abschnitt 5.3.1 dient der Ermittlung von $v_g(0)$. Der Verfahrensweg des Empfängers wird auf 30 mm reduziert, um die durchschnittliche Phasengeschwindigkeit genau auf der Strecke zu messen, die im folgenden In-situ-

Experiment untersucht wird. Potentielle Beeinträchtigung der Ermüdungsschädigung durch mehrfaches Ein- und Ausspannen der Probe ist bei diesem experimentellen Aufbau ausgeschlossen.

5.3.3 Abrasterung der Rohrprüfkörper

Zusätzlich zur Messung der Dämpfung und Phasengeschwindigkeit der geführten Welle wird die Rohrprobenoberfläche nach jedem Ermüdungsschritt abgerastert. Dazu wurde die entwickelte Vorrichtung für die quantitativen Messungen mit zwei weiteren Luftultraschallprüfköpfen derselben Art erweitert (Abb. 5.7). Durch die Abschirmung zwischen den beiden Prüfkörpern lässt sich der konstant gehaltene Weg der geführten Welle bis zur Detektion auf ungefähr 20 mm reduzieren (Abb. 5.6), was die physikalische Auflösung des Scans maximiert. Im Verhältnis zum aktiven Prüfkopfdurchmesser und zur gemessenen Wellenlaufstrecke werden kleine Schrittweiten von 1 mm in axialer Richtung und $1,8^\circ$ ($0,7$ mm in Umfangsrichtung) gewählt. Die Zeit für das Scanning beträgt ca. 40 min, wobei sich mit neueren Ultraschallsystemen die Prüfdauer ohne weiteres auf unter 10 min verkürzen ließe. Aus der mit SMUDAV erstellten Ergebnismatrix lassen sich mit Matlab Amplituden- und Phasenbilder erstellen. Zur einheitlichen Darstellung werden alle Amplituden a_{ij} der einzelnen Positionen mit der durchschnittlichen Amplitude \bar{a} des jeweiligen Scans normiert:

$$r_{ij} = \frac{a_{ij}}{\bar{a}} \quad \text{mit} \quad \bar{a} = \frac{1}{M} \sum_{ij} a_{ij} , \quad (5.6)$$

wobei $M = 140 \times 200$ der Anzahl der angefahrenen Positionen entspricht, also Anzahl der Pixel in axialer Richtung multipliziert mit der Anzahl in Umfangsrichtung. Die Grauwerte des Ergebnisbildes zeigen daher die Amplitude normiert mit der durchschnittlichen Amplitude an.

Des Weiteren wird die Phase des Ausgangssignals an jedem Punkt des Scans aufgenommen. Zur vereinfachten Auswertung (auch für Phasenänderungen über 2π hinaus) bewerkstelligt der Goldstein-Algorithmus die zweidimensionale Entfaltung der Phasenbilder. Die Grauwerte stellen so die örtlich gemessene Phasenverschiebung dar, wobei der Punkt mit der größten Phase als Referenz zu Null gesetzt wird, und die Abweichungen von diesem Punkt sind in rad/π angegeben. Ähnlich wie in

Abschnitt 5.3.2 beschrieben, lässt sich so bei konstantem Prüfkopfabstand auf die Variation der Wellengeschwindigkeit schließen.

Die kleine Schrittweite reduziert in Kombination mit einem Gauß'schen Tiefpassfilter über fünf Pixel in Achsrichtung und drei Pixel in Umfangsrichtung das Rauschen in den Amplituden- und Phasenscans. Trotz Tiefpassfilter wird so die maximal erreichbare Auflösung mit der verwendeten Konfiguration erreicht. Noch kleinere Schrittweiten verlängern hingegen nur die benötigte Zeit zum Scanning ohne nennenswerte Verbesserung der Bildqualität.

Zunächst werden alle Rohrprüfkörper mit und ohne Herstellungsfehler abgebildet. Nach dem Beschuss einiger nominell defektfreier Rohre wird das Scanning für diese Prüfkörper mit Impactschaden wiederholt. Um die lokalen Änderungen der Materialeigenschaften des FKV durch mechanische Last zu verfolgen, werden Scans nach jedem Schritt der zyklischen Belastung bis zum Endversagen erstellt. Für die Beobachtung der örtlichen Schadensakkumulation bietet es sich an, Bilder der relativen Abweichung von Scans verschiedener Schädigungsstadien zu erstellen. Die Differenzen der Amplituden an den jeweiligen Positionen eines früheren Scans a_{ij} und eines späteren Scans b_{ij} werden dazu mit der durchschnittlichen Amplitude \bar{a} normiert und bilden so die Grauwerte des Differenzbildes

$$w_{ij} = \frac{b_{ij} - a_{ij}}{\bar{a}} . \quad (5.7)$$

Die Ermittlung der absoluten Phasenverschiebungen und der relativen Amplitudendifferenzen erweitert die Möglichkeiten bei der Auswertung der Ultraschallscans.

5.4 Referenzverfahren

Einige weitere Prüfverfahren liefern Vergleichsdaten zur Bewertung der Schädigungserscheinungen. Hierzu gehören die optisch durchgeführte Zählung der Zwischenfaserrisse und die mechanische Messung von Elastizitätsgrößen. Für die Rohrprüfkörper liefern Aufnahmen einer Thermografiekamera während der zyklischen Belastung weitere Informationen über die Ermüdungsmechanismen. Lichtbilder geben Aufschluss über die Defekte (Vor- und Ermüdungsschädigungen) in den transparenten Rohrprüfkörpern, und eine Hochgeschwindigkeitskamera erfasst das Endversagen.

5.4.1 Zählung der Zwischenfaserrisse

Die Ermittlung der Zwischenfaserrissdichte erfolgt für die transparenten Flach- und Rohrprüfkörper auf ähnliche Weise außerhalb der servohydraulischen Prüfmaschine. Durch die individuelle Orientierung ist die Anzahl der Risse für die vier verschiedenen Faserorientierungen (0° , $+45^\circ$, -45° und 90°) einzeln zählbar.

In Zusammenarbeit mit der TUHH wurden die Rissdichten der Flachprüfkörper mit dem optischen Durchlichtscanner Arcus 1200 von AGFA bestimmt. Bei den In-situ-Versuchen werden die Rissdichten allerdings nur qualitativ verfolgt. Durch die Brechung des Lichtes an den Grenzflächen erscheinen die Risse als dunkle Schatten im Bild. Linien mit definierter Position und Länge werden mittig auf die Abbildung des rissbehafteten Prüfkörpers projiziert (Abb. 5.9). Die Anzahl der Risse in den 0° - und 90° -Lagen, die projizierte Linien kreuzen, wird auf die Länge der jeweils orthogonalen Linien bezogen. Bei den Rissen in den $\pm 45^\circ$ -Lagen werden alle projizierten Linien berücksichtigt und die Bezugslänge durch $\sqrt{2}$ geteilt, um den korrekten durchschnittlichen Rissabstand und damit die Rissdichte zu berechnen. Die Risse in beiden Lagen einer Orientierung werden auf einmal gezählt, weil sie häufig ununterscheidbar sind. Es wird im Folgenden davon ausgegangen, dass sich die Risse auf Lagen gleicher Orientierung ungefähr gleich verteilen. Aus Symmetriegründen trifft das theoretisch für die 0° - und 90° -Schichten ohnehin zu. Für die $\pm 45^\circ$ -Einzellagen ist dies nur eine Näherung, da benachbarte Lagen verschiedener Orientierung das Risswachstum unterschiedlich beeinflussen [Rei80b] [Ogi99]. Also wird die jeweilige Zahl der Risse durch die Lagenanzahl (hier immer zwei) geteilt, um die Rissanzahl und damit die Rissdichte in der Einzellage zu bestimmen. Aus Gründen der Symmetrie ist im Mittel die Anzahl der Risse in -45° - und $+45^\circ$ -Richtung gleich groß. Je näher der Riss an der betrachteten (gescannten) Oberfläche ist, desto besser lässt er sich identifizieren. Da die $+45^\circ$ -Lagen in der gewählten Konfiguration näher zur gescannten Oberfläche liegen, bietet es sich an, nur diese Risse zu zählen und die Anzahl auch für die -45° -Lage zu übernehmen. Diese Vorgehensweise resultiert in der bestmöglichen Genauigkeit für das Ergebnis der Rissdichten aller $\pm 45^\circ$ -Einzellagen.

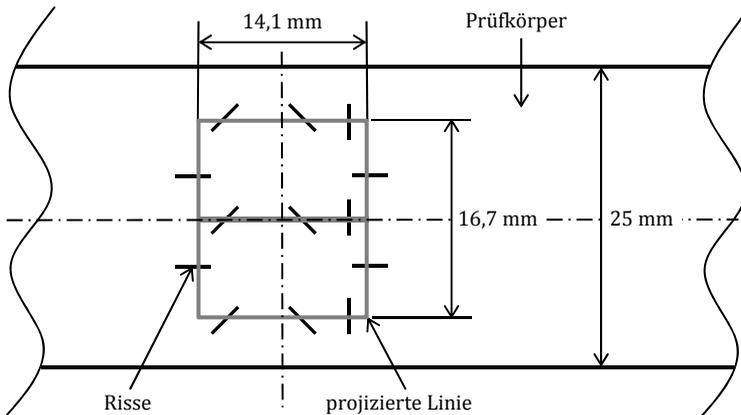


Abb. 5.9: Projizierte Linien (grau) zur Zählung der Risse (schwarz) [Rhe12a].

Am IFL wurden die Zwischenfaserrisse unter einem Auflichtmikroskop in definierten Abschnitten der Rohrprüfkörper gezählt [Schm12c]. Im Inneren des Rohres liegt schwarze Pappe zu Kontrasterhöhung der Risse, die in dieser Anordnung als helle Streifen auf schwarzem Hintergrund erscheinen. Auch bei dieser Methode wird zur Ermittlung der Rissdichte die Rissanzahl auf Referenzlängen (Seitenlängen bzw. Diagonale des Bildausschnittes) bezogen. Durch die biaxialen Ermüdungslasten und den symmetrischen Lagenaufbau kann davon ausgegangen werden, dass $+45^\circ$ und -45° -Lagen verschiedener Rissbildung unterliegen. Deshalb muss jede Orientierung einzeln gezählt werden. Zusätzlich erschwert der rohrförmiger Prüfkörper die Rissdichtenbestimmung, da die Risse im FKV nur von einer Seite aus gezählt werden können. Da durch gegenseitige Abdeckung viele Risse in tieferen Lagen nicht erfassbar sind, wird davon ausgegangen, dass die gezählten Risse einer Orientierung der Rissanzahl beider jeweiligen Einzellagen entsprechen. Also wird bei den Rohrprüfkörpern die ermittelte Rissanzahl einer Orientierung nicht durch die Lagenanzahl (zwei) dividiert (F. Schmidt, persönliche Mitteilung, 10.05.2012).

5.4.2 Messung von Elastizitätsgrößen

Der dynamische E-Modul der Flachprüfkörper ist in Belastungsrichtung während des Zyklirens durch Wegaufnehmer, Kraftmessdose und Probengeometrie bestimmbar [Rhe12a]. Der E-Modul der Prüfkörper ist hauptsächlich durch die Fasern bestimmt, deren Flächengewicht durch die Verwendung des MAG für alle Proben

quasi konstant ist. Daher wird für die Berechnung des E-Moduls die Querschnittsfläche verwendet, die sich aus der nominellen Dicke von 2 mm und der wahren Breite der Prüfkörper ergibt. Dieser halb nominelle Querschnitt wird ebenso bei der Angabe der Spannungen verwendet.

Zur Verfolgung der Steifigkeitsdegradation der Rohrprüfkörper wird die Dauerschwingprüfung wiederholt durch die Charakterisierung mit quasi-statischen Lasten unterbrochen. Um den E-Modul parallel zur Rohrachse und den Schubmodul in der „Ebene“ des FKV zu messen, werden kraftgesteuert Rampen mit reinem Zug/Druck bzw. reinem positiven/negativen Torsionsmoment gefahren. Zusammen mit Weg- und Winkelaufnehmern sind unter Berücksichtigung der Prüfkörpergeometrie E- und Schubmodul ermittelbar. Die beiden Moduln und die Spannungen sind für den mittleren Faservolumengehalt der Rohrprüfkörper von 50% berechnet. Dabei sind die verwendeten Lasten für angemessene Berechnung der beiden Elastizitätsgrößen wesentlich kleiner als die zyklischen Ermüdungslasten [Rhe11].

5.4.3 Thermografie an Rohrprüfkörpern

Vom IFL wurden Wärmebildaufnahmen während der mechanischen Ermüdung aufgenommen, um die Temperaturentwicklung der Prüfkörper zu verfolgen. Für die exakte Messung absoluter Oberflächentemperaturen mit einer Thermografiekamera ist eine konstante Umgebungstemperatur erforderlich. Eine in die servohydraulische Prüfmaschine integrierte Kühlkammer gewährleistet dies bei 19°C. Vor jedem Ermüdungsschritt wird der Prüfkörper auf 19°C heruntergekühlt. Durch die exakte Verfolgung der Temperatur während der zyklischen Belastung kann sichergestellt werden, dass die Prüfkörpertemperatur 30°C nicht überschreitet [Schm12b]. So ist potentielle Schädigung durch thermische Einflüsse ausgeschlossen. Nur kurz vor dem Versagen treten lokal höhere Temperaturen auf, was im Abschnitt 6.3 noch ausführlich diskutiert wird. Diese lokalen Temperaturerhöhungen sind als Indikator für baldiges Versagen verwendbar. Daher kann die Zyklisierung gezielt kurz vor dem Versagen der Prüfkörper für die letzten zerstörungsfreien Messungen unterbrochen werden [Rhe11]. Spiegel aus poliertem Aluminium erlauben es, auch große Teile der Rohrückseite mit der Thermografiekamera zu erfassen. Hintergrundabzug, also Abzug des Wärmebildes vor Beginn der Zyklisierung von dem Wärmebild bei der Zyklisierung, ergibt die Oberflächenerwärmung bis zu dem aufgenommenen Zeitpunkt in Kelvin.

5.4.4 Lichtbilder und Hochgeschwindigkeitsaufnahmen

Die Vorschädigung durch Porosität und Impactschäden sowie der Schadensfortschritt in den Rohrprüfkörpern wurden vom IFL mit einer Fotokamera festgehalten. Das Endversagen der Prüfkörper wurde mit derselben Kamera im Hochgeschwindigkeitsmodus (60 Bilder pro Sekunde) verfolgt [Rhe11]. Dazu sendet die Prüfmaschine, sobald sie durch das Versagen der Prüfkörper in die vorgegebenen Grenzen fährt, ein Signal, das verwendet wird, um die Hochgeschwindigkeitsmessung zu stoppen. Die letzten Sekunden sind im Ringspeicher der Kamera gespeichert und können zur Auswertung des Endversagens herangezogen werden. Dabei ist auch die Rückseite der eingespannten Rohrprüfkörper in den polierten Aluminiumspiegeln zum größten Teil sichtbar.

5.5 Berechnung von Dispersionskurven

An dieser Stelle wird eine Methode vorgeschlagen, die aus Materialeigenschaften des intakten FKV und Rissdichten im geschädigten FKV die Phasengeschwindigkeit der geführten Welle in den Flachprüfkörpern vorhersagen soll [Rhe12a]. Im Anschluss wird beschrieben, welche Vereinfachung getroffen wird, um auch für die Rohrprüfkörper Dispersionskurven mit der Software Disperse berechnen zu können [Rhe11].

Zunächst werden aus den elastischen Eigenschaften der Konstituenten (Tabelle 5.1) und aus dem bekannten Faservolumengehalt die homogenisierten Elastizitätsgrößen der intakten UD-Lagen berechnet (Abschnitt 2.4.2). Die Elastizitätsgrößen, die Dichte, der Lagenaufbau und die Dicke der einzelnen UD-Schichten wird verwendet, um mit der Software Disperse, die auf der Globalmatrixmethode basiert (Abschnitt 4.3.3), die Dispersionskurven der a_0 -Mode im intakten FKV zu berechnen.

Aus den ermittelten Rissdichten (Abschnitt 5.4.1) ist zudem die effektive Steifigkeitsdegradation der einzelnen UD-Schichten bestimmbar (Abschnitt 2.4.4). Durch die Rissbildung verlieren die homogenisierten UD-Lagen ihre transversale Isotropie. Durch die Entwicklung von Zwischenfaserbrüchen wird die Lage orthotrop. Eine der drei Symmetrieebenen (Spiegelebenen) der resultierenden Orthotropie liegt in der Ebene der geschädigten Lage. Prinzipiell sollte die Iteration der a_0 -Mode in dieser Struktur von orthotropen Lagen mit der Software Disperse möglich sein [Pav03]. Solange nur die Steifigkeitsdegradation der 0° - und 90° -Lagen berücksichtigt wird, gibt die Software auch noch Lösungen aus. Sobald jedoch orthotrope $\pm 45^\circ$ -Lagen

involviert sind, schlägt die Bestimmung von Wurzeln der a_0 -Mode unerwartet fehl. Der Entwickler der Software Prof. Lowe vermutet, dass das Problem in der Identifikation der Partialwellenlösungen in den Einzellagen liegt (Email, 15.03.2012). Weiterhin sei dieser Programmfehler vorher noch nicht in Erscheinung getreten, da sich bisher der Großteil der Analysen anisotropen Materials auf Lagen mit transversaler Isotropie beschränkt hätte. In zukünftigen Softwareversionen soll dieses Problem behoben werden, so dass auch orthotrope Lagen in die Berechnung einbezogen werden können, wenn nur eine Symmetrieebene parallel zur Ausbreitungsrichtung der geführten Welle vorliegt (wie z. B. bei den $\pm 45^\circ$ -Lagen).

Um zumindest näherungsweise auch Dispersionskurven des geschädigten FKV mit der Software Disperse erstellen zu können, wird ein Ansatz verfolgt, der die elastischen Eigenschaften der $\pm 45^\circ$ -Lagen mittelt. Dazu werden zuerst die Steifigkeitsmatrizen der $+45^\circ$ - und -45° -Lagen (Koordinatensystem der UD-Schicht) mit Gleichung (4.29) in das globale Verbundkoordinatensystem transformiert. Unter Berücksichtigung, dass beide Lagen die gleiche Dicke und Rissdichte aufweisen, ergeben die Durchschnittswerte der Einzelkomponenten der beiden transformierten Steifigkeitsmatrizen $[C_{+45}]$ und $[C_{-45}]$ eine Steifigkeitsmatrix, die für alle $+45^\circ$ und -45° -Lagen ersatzweise eingesetzt wird

$$C_{\pm 45,ij} = \frac{1}{2}(C_{+45,ij} + C_{-45,ij}) , \quad \text{mit } i, j = 1, 2, \dots, 6 . \quad (5.8)$$

Dieser genäherte Ansatz für die gemittelte Steifigkeit ähnelt also etwas der KLT (Abschnitt 2.4.3). Die Steifigkeitsmatrix $[C_{\pm 45}]$ ist wiederum orthotrop, besitzt aber nun zwei Symmetrieebenen parallel zur Ausbreitungsrichtung der geführten Welle. Durch das Einsetzen der Ersatzsteifigkeitsmatrix $[C_{\pm 45}]$ an Stelle der Steifigkeitsmatrizen der $+45^\circ$ - und -45° -Lagen entsteht für die Berechnung in der Software Disperse ein vereinfachter Lagenaufbau $[0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ/\pm 45^\circ]_s$, der nun auch für die Flachprüfkörper symmetrisch ist. Durch diese Maßnahmen sind Dispersionskurven in den verschiedenen Stadien der Ermüdungsschädigung berechenbar.

Die Anwendbarkeit des Modells wird durch die Berechnung der Dispersionskurve der a_0 -Mode für den FKV mit intakten Lagen verifiziert. Für den ungeschädigten FKV ist ein Ergebnis nicht nur mit der gemittelten Steifigkeitsmatrix der $\pm 45^\circ$ -Lagen, sondern auch mit den originalen Elastizitätsgrößen erzielbar. Im Frequenzbereich

20-400 kHz zeigt sich nur eine maximale Abweichung von 0,1% zwischen den Dispersionskurven mit und ohne Mittelung der Steifigkeitskomponenten.

Die Berechnung geführter Wellen in Zylindern ist mit der Software Disperse nur für eine geringe Anzahl von transversalisotropen Schichten problemlos durchführbar. Für die Rohrprüfkörper scheint die Iteration durch die Kombination von Krümmung und Komplexität des Lagenaufbaus immer fehlzuschlagen. Wie bereits in Abschnitt 5.3 erwähnt wurde, kann trotz der leicht gekrümmten Mantelfläche der Rohrprüfkörper näherungsweise von einer a_0 -Mode ausgegangen werden. Daher wird bei den Rohrprüfkörpern für die Berechnung der Dispersionskurven die Krümmung nicht berücksichtigt, sondern von einer ebenen Platte ausgegangen.

6. Ergebnisse und Diskussion

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse zu den verschiedenen Proben- und Schädigungsarten präsentiert und diskutiert. Zunächst ist es sinnvoll, die intakten Prüfkörper sorgfältig zu untersuchen, um möglichst genau die Bildung der ersten Schädigung und den Schädigungsfortschritt erfassen zu können. Die Ermüdungsschädigung durch uniaxiale Lasten an Flachprüfkörpern wird mit den verschiedenen Verfahren analysiert und ausgewertet. Daran schließt sich die Diskussion der Ergebnisse zu den uni- und biaxialen belasteten, nominell defektfreien Rohrprüfkörpern an. Abschließend werden die Ergebnisse zur Detektion von Vorschädigungen und Verfolgung der Entwicklung von Defekten unter zyklischer Last vorgestellt und diskutiert.

6.1 Charakterisierung des Ausgangszustandes der Prüfkörper

Der Ausgangszustand der intakten Flach- und Rohrprüfkörper wird durch Messung der Phasengeschwindigkeit und der Dämpfung der geführten Welle charakterisiert. Ein Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Geschwindigkeitswerten wird durchgeführt. C-Scans mit luftultraschallerzeugten geführten Wellen und Schnittbilder sind weitere angewendete Verfahren zur Beschreibung der ungeschädigten Prüfkörper. Unter anderem werden die Ergebnisse der Charakterisierung bezüglich der Heterogenität der Prüfkörper und die dadurch entstehenden Herausforderungen diskutiert.

6.1.1 Ergebnisse zu den Flachprüfkörpern

Die nach Mischungsregeln (Abschnitt 2.4.2) und Laminattheorie (Abschnitt 2.4.3) sowie den Materialeigenschaften (Tabelle 5.1) berechneten E-Moduln E_x und E_y belaufen sich auf 28,7 GPa (0°) bzw. 15,4 GPa (90°). Der so ermittelte Schubmodul in der Ebene G_{xy} beträgt 8,1 GPa. Die gemessenen dynamischen E-Moduln E_0 des GFK aus MAG liegen zu Beginn der zyklischen Belastung bei ca. 22,1 GPa in 0° -Richtung (E_x) und bei ca. 11,5 GPa in 90° -Richtung (E_y) [Rhe12a]. Diese aus dem Kolbenweg der Prüfmaschine berechneten Werte liegen ca. 15% unter der exakten statischen Messung (N. Kosmann, persönliche Mitteilung, 27.11.2012). Die kleine verbleibende Differenz zwischen gemessenen und berechneten Werten lässt sich z. B. auf unberücksichtigte leichte Welligkeit der Fasern begründen. Die relative Abnahme des E-Moduls ist trotzdem über die Kolbenwegmessung angemessen verfolgbar.

Die nach Abschnitt 5.5 berechneten Werte der Phasengeschwindigkeit betragen bei 51% Faservolumengehalt in 0°-Richtung 1,26 km/s und in 90°-Richtung 1,06 km/s (Tabelle 6.1). Die gemessene Phasengeschwindigkeit der a_0 -Mode vor der zyklischen Belastung bewegt sich zwischen 1,24 und 1,29 km/s in den 0°-Prüfkörpern und zwischen 1,07 und 1,12 km/s in den 90°-Prüfkörpern [Rhe12a]. Die Standardabweichung der Phasengeschwindigkeit bei wiederholter ortsgetreuer Messung der selben Prüfkörper (beschrieben in Abschnitt 5.3.1) beläuft sich auf 0,002 km/s. Diese Standardabweichung beschreibt also die Reproduzierbarkeit der gemessenen Geschwindigkeit nach Ein- und Ausspannen der Proben. Die Wellengeschwindigkeit in den verschiedenen Prüfkörpern ist allerdings unterschiedlich (bis zu ± 2 km/s).

Tabelle 6.1: Berechnete und gemessene Wellengeschwindigkeiten [Rhe12a].

Phasengeschwindigkeit in km/s	0°-Richtung	90°-Richtung
errechnet nach Abschnitt 5.5	1,26	1,06
gemessen	1,24 - 1,29	1,07 - 1,12

Die Dämpfung der a_0 -Mode, gemessen ohne Einfluss von Randreflexionen in einer großen MAG-Platte (Abb. 6.1), liegt entlang der 0°-Rovings im Durchschnitt bei 23 m^{-1} . Auf einer Breite von 40 mm schwankt sie um ungefähr $\pm 10 \text{ m}^{-1}$ (Abb. 6.2).

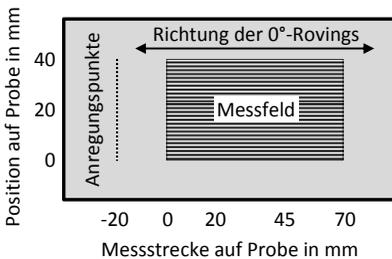


Abb. 6.1: Skizze der Probe mit den jeweils 40 mm Anregungspunkten und Messlinien.

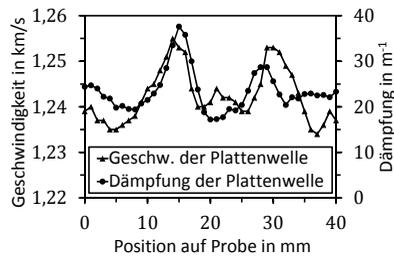


Abb. 6.2: Geschwindigkeit und Dämpfung der a_0 -Mode im GFK aus MAG.

Ein Zusammenhang zwischen Dämpfung und Geschwindigkeit ist nicht eindeutig erkennbar. Einerseits sind entlang von Pfaden hoher Geschwindigkeiten hohe Dämpfungen messbar (um Position 15 mm), andererseits ist auch eine starke Dämpfung in Bereichen mit großem Geschwindigkeitsgradienten (um Position 28 mm) feststellbar (Abb. 6.2).

Ein Scan (ähnlich durchgeführt wie in Abschnitt 5.3.3 für die Rohrprüfkörper beschrieben) des GFK aus MAG offenbart ein charakteristisches Streifenmuster [Dör09]. Diese Streifen treten je nach Ausrichtung der Prüfköpfe und damit der Ausbreitungsrichtung der Plattenwelle in 0° -, $\pm 45^\circ$ - und 90° -Richtung auf. Eigene Studien zeigen, dass die Muster bei anderen Winkeln, die nicht mit den Faserorientierungen übereinstimmen, verschwimmen. Das Muster ist besonders ausgeprägt beim Scan mit Ausbreitungsrichtung der geführten Welle entlang der 0° -Rovings. Ein schmaler Scan mit luftgekoppelten Plattenwellen ($5 \times 30 \text{ mm}^2$) für diesen Winkel präsentiert das typische Streifenmuster (Abb. 6.3, oben, je heller die Graustufe desto größer die Amplitude). Zusammengefügte Mikroskopaufnahmen von Probenschliffen im Scanbereich zeigen schwarz eingefärbte 0° -Rovings und schwarz umrandete Harznester zwischen den anderen Lagen (Abb. 6.3, unten). Teilweise scheint die Abfolge von Minima und Maxima der Amplitude identisch mit der Anordnung der Faserbündel zu sein. In anderen Bereichen wiederum ist kein klarer Zusammenhang erkennbar.

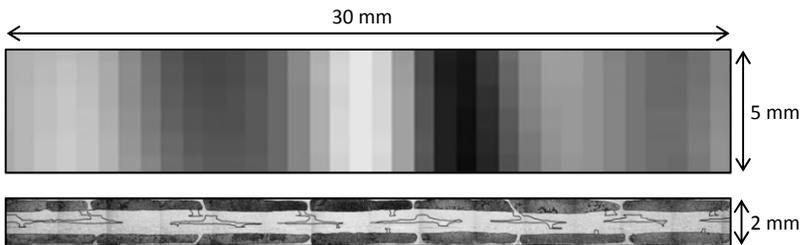


Abb. 6.3: Scan (oben) und Schliffbild (unten) des GFK aus MAG.

6.1.2 Ergebnisse zu den Rohrprüfkörpern

E- und Schubmodul der Rohrprüfkörper, ermittelt aus Maschinenmesswerten, betragen im Durchschnitt 25,2 GPa bzw. 6,9 GPa. Vergleichende Messungen mit Dehnmessstreifen zeigen, dass die realen Werte ca. 10% höher liegen, also um 27,4

GPa (E-Modul) und 7,6 GPa (Schubmodul, F. Schmidt, persönliche Mitteilung, 10.05.2012). Die Dehnmessstreifen können nicht eingesetzt werden, weil sie sich während der zyklischen Belastung ablösen. Die gemessenen Moduln passen also sehr gut zu den berechneten aus Abschnitt 6.1.1. Kleine Differenzen zwischen Berechnung und Messung lassen sich z. B. durch die Varianz der Eigenschaften der Konstituenten erklären.

Die gemessene Phasengeschwindigkeit der geführten Welle parallel zur Rohrachse liegt vor der zyklischen Belastung im Durchschnitt bei 1,23 km/s [Rhe11]. Wie bei den Flachprüfkörpern liegt die Standardabweichung der gemittelten Phasengeschwindigkeit bei ca. 0,002 km/s. Zwischen den zwanzig Messpositionen auf dem Umfang der Rohre variiert die Geschwindigkeit typischerweise um bis zu 0,1 km/s (Details in Abschnitt 6.3.1).

Der angenommen exponentielle Amplitudenabfall (Gleichung (5.4)) wird durch den experimentellen Befund bestätigt (Abb. 6.4). Dies wird (am Beispiel von fünf Positionen des Prüfkörpers Rohr-60a) durch die logarithmische Auftragung der Amplitude über den Verfahrweg des Empfängers verdeutlicht. Die durchschnittliche Dämpfung liegt bei sechs gemessenen defektfreien Rohren im Bereich von $\alpha = 23 \pm 3 \text{ m}^{-1}$, wobei die Standardabweichung wiederholter Messungen an Referenzrohren bei 1 m^{-1} liegt (Abschnitt 5.3.1). Die vorherige Statistik bezieht sich auf den Mittelwert der 20 abgefahrenen Pfade, während hin und wieder Einzelmessungen bestimmter Pfade im Extremfall „negative Dämpfung“ (Anstieg der Amplitude) oder Werte von α bis 80 m^{-1} aufweisen. Daher sind lokale Einzelmessungen für die Bestimmung der Dämpfung ungeeignet, und erst die Mittelung über alle Messpfade ergibt sinnvolle Ergebnisse.

Auch bei den Rohren taucht das Streifenmuster im Amplitudenscan eines nominell defektfreien Prüfkörpers auf (Abb. 6.5). Die Amplitude variiert dabei um $\pm 50\%$ um den durchschnittlichen Wert im Scan. Die Streifen laufen in Achsrichtung, also in Ausbreitungsrichtung der Plattenwellen und entlang der nullgradorientierten Rovings. Die Anzahl der Streifen stimmt dabei nicht mit der Anzahl der Rovings in Umfangrichtung überein.

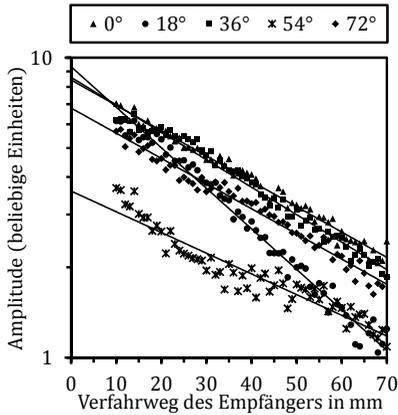


Abb. 6.4: Amplitude über Verfahrweg des Empfängers.

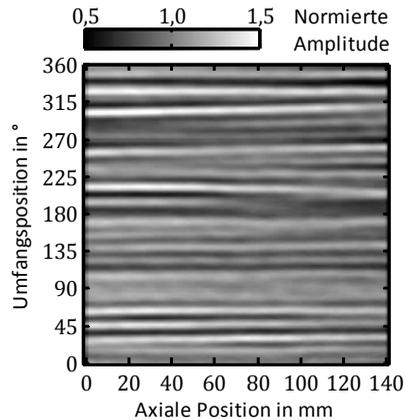


Abb. 6.5: Scan des Rohrprüfkörpers Rohr-0 [Rhe11].

6.1.3 Diskussion der Ergebnisse beider Probenarten

Während die Reproduzierbarkeit (Standardabweichung wiederholter ortsgetreuer Messungen) der Wellengeschwindigkeit hervorragend ist, liegen die lokalen Schwankungen signifikant darüber. Die Streuung der gemessenen Phasengeschwindigkeit der geführten Welle wird durch lokale Steifigkeitsänderungen verursacht, die durch die Inhomogenität des GFK entstehen (Abschnitt 5.1). Die Mess einschränkung ist also werkstoff- und nicht methodenbedingt.

Des Weiteren sind der Faservolumengehalt und damit die Dicke der Prüfkörper entscheidend für die Wellengeschwindigkeit. Die Rohrprüfkörper weisen im Durchschnitt eine etwas geringere Materialdicke auf als die Flachprüfkörper, was zu einer niedrigeren Durchschnittsgeschwindigkeit führt. Für Phasengeschwindigkeiten um 1200 m/s führt 0,1° Abweichung von der Parallelität zwischen Prüfkopfverfahrweg und Probenoberfläche zu einer Ungenauigkeit der Geschwindigkeit der geführten Welle von 0,6%. Die typische Varianz der Materialeigenschaften von Faser und Matrix führen zu Ungenauigkeiten bei der Berechnung der Elastizitätsgrößen der UD-Schicht. Außerdem ist mikromechanische Berechnung der Elastizitätsgrößen nur eine Annäherung an die realen Werte der UD-Schicht. Trotzdem stimmen die

berechneten Phasengeschwindigkeiten sehr gut mit den experimentellen Werten überein (Tabelle 6.1).

Die Heterogenität des FKV der beiden Prüfkörperarten (Abschnitt 5.1) schlägt sich ebenfalls in den Scans und der Dämpfungsmessung nieder. Als Grund für das Streifenmuster und die erhebliche Streuung einzelner Dämpfungswerte wird in erster Linie die heterogene Phasengeschwindigkeit verantwortlich gemacht. Die Unterschiede in der Wellengeschwindigkeit erzeugen (neben der Plattengeometrie) einen weiteren Wellenleitereffekt. Durch Brechungseffekte und Reflexionen bilden sich Pfade hoher Amplitude zwischen Bereichen mit hohen Phasengeschwindigkeiten aus (Prinzip Lichtleiter in der Optik oder Meeresakustik). Die Interferenz von parallellaufenden Wellen verschiedener Geschwindigkeiten könnte zur teilweisen Auslöschung führen. Da die Streifenanzahl und Rovinganzahl nicht übereinstimmen und kein klarer Zusammenhang zwischen Rovingposition und Streifen ersichtlich ist, sorgen wahrscheinlich kleine Gruppen von Rovings und deren Einfluss auf die lokalen Elastizitätsgrößen für das Streifenmuster. Dieses intrinsische Streifenmuster kann möglicherweise lokale Vor- und Ermüdungsschädigung überschatten. Die Extremwerte der Dämpfung entlang einzelner Pfade beeinträchtigen im gewissen Maße auch die Durchschnittswerte.

Da der aufgenommene Ausgangszustand der intakten FKV mit geführten luftgekoppelten Wellen (Geschwindigkeit, Dämpfung, Scan) zum Teil stark variiert, ist die Charakterisierung im Vorfeld (das heißt vor dem Einbringung der Schädigung) entscheidend, um entstehende Schädigung in jedem einzelnen Prüfkörper verfolgen zu können. In CFK-Strukturen, hergestellt in Prepreg-Autoklav-Verfahren, sind die mit luftgekoppelten geführten Wellen festgestellten Inhomogenitäten wesentlich weniger ausgeprägt [Rhe12b]. Diese und weitere Untersuchungen zeigen, dass das GFK aus MAG mit der beschriebenen groben Rovingstruktur („dicke“ Rovings im „dünnen“ Mehrschichtverbund) im Vergleich zu anderen FKV eine besondere Herausforderung für die ZfP darstellt. Im Umkehrschluss wird davon ausgegangen, dass andere FKV eher einfacher mit luftultraschallangeregten geführten Wellen untersuchbar sind, z. B. wurde mit speziell angepassten Luftultraschallprüfköpfen sogar CFK, hergestellt im Wickelverfahren, mit einer Dicke von 30 mm untersucht. Dies zeigt die potentielle Übertragbarkeit des vorgestellten Verfahrens auf Großbauteile von Windenergieanlagen oder auf Luft- und Raumfahrttechnik.

6.2 Uniaxiale Lasten an Flachprüfkörpern

Im Folgenden werden die Ergebnisse zu den uniaxialbelasteten Flachprüfkörpern präsentiert und danach diskutiert. Dies beinhaltet die Rissdichten, die Steifigkeitsdegradation und die Plattenwellengeschwindigkeit.

6.2.1 Ergebnisse

Die charakteristische Rissbildung nach 200 Lastzyklen wird durch Ausschnitte einiger beispielhafter Prüfkörper illustriert (Abb. 6.6, a-d). Die Lastrichtung mit den drei verschiedenen Lastverhältnissen in den 0°-Prüfkörpern (a: Zugschwelllast, b: Wechselbereich, c: Druckschwelllast) sind durch die Pfeile angedeutet. Die Aufnahme (d) zeigt typische Rissformationen in den 90°-Prüfkörpern bei Zugschwelllast. Meistens treten bei Lastverhältnissen, die Zugspannungen beinhalten, Delaminationen und Faserbrüche am Ende der Lebensdauer auf (Abb. 6.6, e).

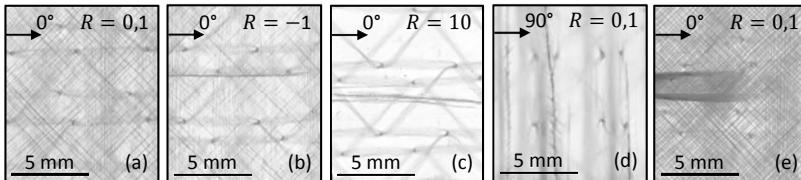


Abb. 6.6: Charakteristische Rissbildung in den Flachprüfkörpern [Rhe12a].

Die Rissdichtenzunahme ist über die Zahl der Lastzyklen n , normiert mit der Schwingspielzahl bis zum Versagen N , dargestellt. Repräsentativ für die drei verschiedenen Lastverhältnisse und die beiden Lastrichtungen genügt die Betrachtung jeweils eines Prüfkörpers für die Ex-situ-Versuche (Abb. 6.7 bis Abb. 6.10). In den In-situ-Prüfkörpern ist die Rissdichte qualitativ betrachtet sehr ähnlich. Die Rissdichten in den $\pm 45^\circ$ - und 90° -Lagen der 0° -Prüfkörper steigen zu Beginn des Ermüdungslebens rapide für die Lastverhältnisse mit Zuganteil (Abb. 6.7 und Abb. 6.8). Innerhalb der ersten 15% der Lebensdauer wird die Rissättigung bei ungefähr drei bis vier Rissen pro Millimeter erreicht. Im Vergleich zur Zugschwellbelastung wird bei dem Lastverhältnis im Wechselbereich eine etwas höhere Rissdichte in den $\pm 45^\circ$ -Lagen erreicht. Während Zugschwelllast keine Rissbildung in den 0° -Lagen der 0° -Prüfkörper verursacht, entstehen dort bei Wechsel- und Druckschwelllast vereinzelt Risse. Im Vergleich zu den anderen Lastverhältnissen induziert die Druck-

schwelloast verhältnismäßig wenige Risse (Abb. 6.9). Die Rissdichtenentwicklung unter Zugschwelloast in den 90°-Prüfkörpern (Abb. 6.10) ähnelt der in den 0°-Prüfkörpern. Allerdings sind nun in der 0°-Lage anstatt in der 90°-Lage Risse zu finden. Die Rissättigung tritt in den ±45°-Lagen schon bei zwei Rissen pro Millimeter auf, und in der 0°-Lage ist maximal ein Riss pro Millimeter zu finden.

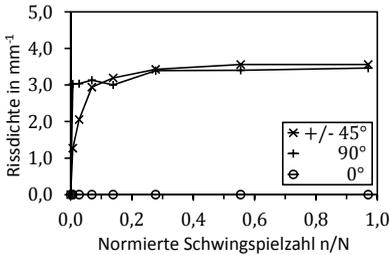


Abb. 6.7: Rissdichten in 0°-Proben bei $R = 0,1$ ($\sigma = 312$ MPa) [Rhe12a].

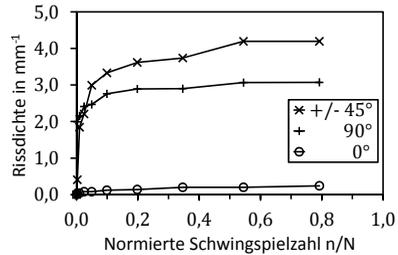


Abb. 6.8: Rissdichten in 0°-Proben bei $R = -1$ ($\sigma = \pm 192$ MPa) [Rhe12a].

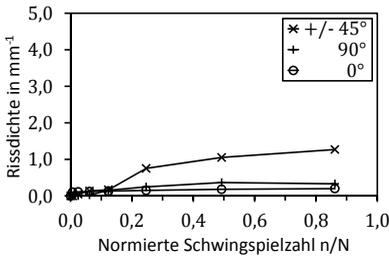


Abb. 6.9: Rissdichten in 0°-Proben bei $R = 10$ ($\sigma = -264$ MPa) [Rhe12a].

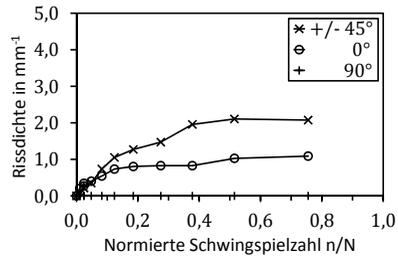


Abb. 6.10: Rissdichten in 90°-Proben bei $R = 0,1$ ($N = 14,6$ k) [Rhe12a].

Für alle zwanzig Flachprüfkörper ist die Degradation des dynamischen E-Moduls in Belastungsrichtung während der Zyklierung nachweisbar (Abb. 6.11 bis Abb. 6.16). In den Graphen ist der E-Modul, normiert auf den E-Modul zu Beginn der zyklischen Belastung (E/E_0), über der normierten Schwingenspielzahl aufgetragen. Die kleine Variation des jeweiligen Spannungsniveaus für die verschiedenen Lastverhältnisse zeigt sich in den Kurven kaum. Tendenziell versagen die Prüfkörper unter kleineren Spannungen bei höheren Schwingenspielzahlen, und der E-Modul fällt weiter ab. Bei

zyklischer Belastung mit Zuganteilen ($R = 0,1$ und $R = -1$) nimmt der E-Modul während der ersten 15% des Ermüdungslebens stark ab (Abb. 6.11, Abb. 6.12, Abb. 6.15 und Abb. 6.16). Daran schließt sich eine graduelle, fast lineare Degradation des E-Moduls an. Bei den 0° -Prüfkörpern sinkt der E-Modul um ca. 9% bei Zugschwelllast und um ca. 14% bei Wechsellast, bevor in vielen Fällen abrupte Rückgänge des E-Moduls kurz vor dem Versagen der Prüfkörper auftreten (Abb. 6.11 und Abb. 6.12). Aus den Rissdichten ist der Abfall des E-Moduls nach dem Modell von Adden und der klassischen Laminattheorie berechenbar (Abschnitt 2.4.3 und 2.4.4). Daran ergibt sich für den 0° -Prüfkörper mit einer Prüfspannung von $\sigma = \pm 192$ MPa ein Abfall des E-Moduls um 10%, wobei 8% schon innerhalb der ersten 10% der erreichten Schwingspielzahl zu verzeichnen sind (Abb. 6.13). Druckschwellbelastung der 0° -Prüfkörper verursacht einen annähernd linearen Abfall des E-Moduls um ungefähr 3% (Abb. 6.14). Teilweise sind in den E-Modulkurven Abwärts- und Aufwärtssprünge kleiner als 1% erkennbar. Die Anzahl der Lastzyklen bei Auftreten der Sprünge stimmt mit der Schwingspielzahl bei der zerstörungsfreien Prüfung (und des damit verbundenen Herausnehmens der Prüfkörper aus der hydraulischen Prüfmaschine) überein. Die E-Modulabnahme aufgrund von Zugschwelllast liegt bei 50% für die 90° -Prüfkörper des Ex-situ-Versuchs mit einer Maximalspannung $\sigma_{max} = 90$ MPa (Abb. 6.15). Die Anzahl der Lastzyklen bis zum Versagen liegt zwischen 14600 und 21100. Im In-situ-Versuch bei gleicher Maximalspannung versagen die Prüfkörper schon nach durchschnittlich der Hälfte der Schwingspielzahl, und der Verfall des E-Moduls liegt bei nur bei 35% (Abb. 6.16).

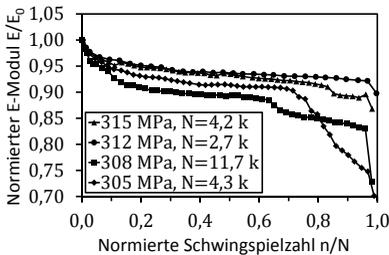


Abb. 6.11: Degradation des E-Moduls der 0° -Prüfkörper bei $R = 0,1$ [Rhe12a].

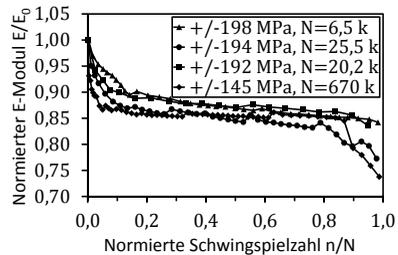


Abb. 6.12: Degradation des E-Moduls der 0° -Proben bei $R = -1$ [Rhe12a].

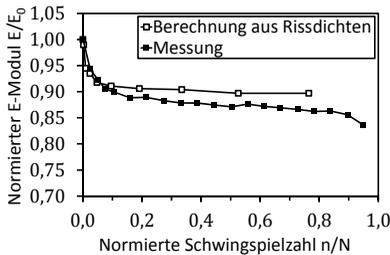


Abb. 6.13: Gemessene und berechnete Steifigkeit ($\sigma = \pm 192$ MPa) [Rhe12a].

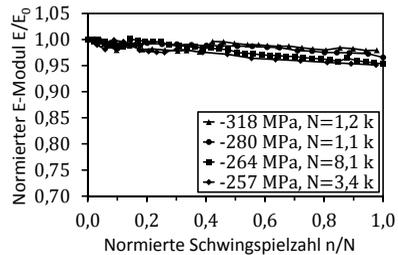


Abb. 6.14: Degradation des E-Moduls der 0°-Prüfkörper bei $R = 10$ [Rhe12a].

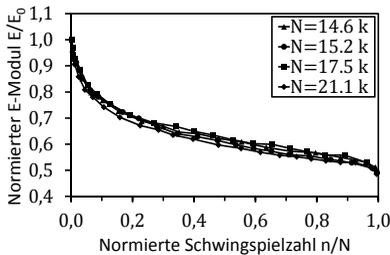


Abb. 6.15: Degradation des E-Moduls der 90°-Proben bei $R = 0,1$ [Rhe12a].

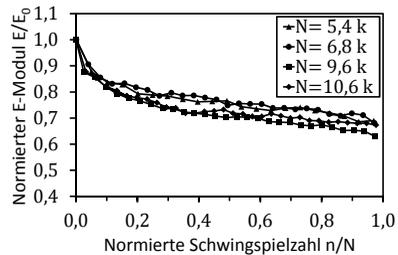


Abb. 6.16: E-Moduldegradation der 90°-Proben ($R = 0,1$, in situ) [Rhe12a].

Die Phasengeschwindigkeiten der a_0 -Mode fallen für fast alle Prüfkörper mit zunehmender Anzahl von Lastwechseln zunächst schnell und dann allmählich ab (Abb. 6.17 bis Abb. 6.22). Ähnlich wie beim E-Modul sind auch hier die Werte der Phasengeschwindigkeit auf den Ausgangszustand vor der zyklischen Belastung normiert. Die gemessenen Abnahmen der Geschwindigkeiten in den 0°-Prüfkörpern betragen durchschnittlich 3%, 6% und 1% für Zugschwell-, Wechsel- bzw. Druckschwelllast (Abb. 6.17, Abb. 6.18 und Abb. 6.20). Die Streuung der Werte für den Druckschwellbereich liegt allerdings in derselben Größenordnung wie die durchschnittliche Abnahme der Geschwindigkeit. Die Berechnungen der a_0 -Modengeschwindigkeit auf der Basis der ermittelten Rissdichten (Abschnitt 5.5) ergibt für den 0°-Prüfkörper mit der Spannung $\sigma = \pm 192$ MPa eine Geschwindigkeitsabnahme von ungefähr 4% (Abb. 6.19). In den 90°-Prüfkörpern nimmt die

Phasengeschwindigkeit durch Zugschwellbelastung bei den Ex-situ-Versuchen um 10-15% (Abb. 6.21) und bei den In-situ-Versuchen um 10-24% (Abb. 6.22) ab.

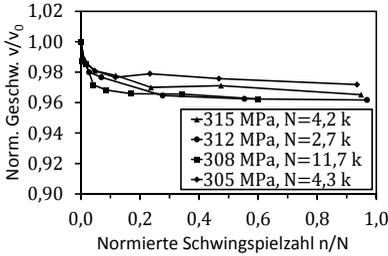


Abb. 6.17: a_0 -Modengeschwindigkeit in 0° -Prüfkörpern für $R = 0,1$ [Rhe12a].

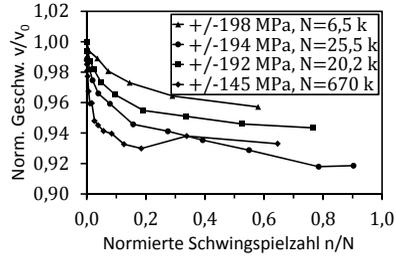


Abb. 6.18: a_0 -Modengeschwindigkeit in 0° -Prüfkörpern für $R = -1$ [Rhe12a].

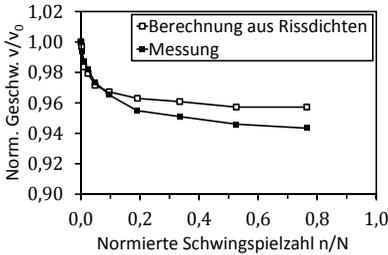


Abb. 6.19: Gemessene und berechnete a_0 -Geschw. ($\sigma = \pm 192$ MPa) [Rhe12a].

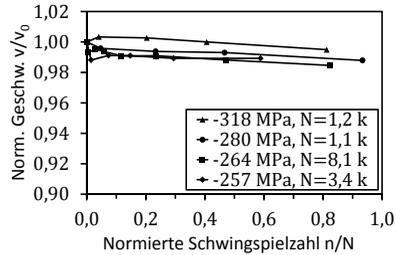


Abb. 6.20: a_0 -Modengeschwindigkeit in 0° -Prüfkörpern für $R = 10$ [Rhe12a].

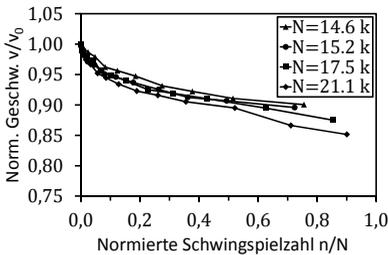


Abb. 6.21: a_0 -Modengeschwindigkeit in 90° -Proben für $R = 0,1$ [Rhe12a].

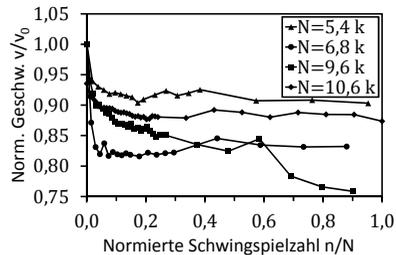


Abb. 6.22: a_0 -Modengeschw. in 90° -Prüfkörpern ($R = 0,1$, in situ) [Rhe12a].

6.2.2 Diskussion

Das Ermüdungsverhalten des untersuchten FKV zeigt für alle Spannungsverhältnisse enge Übereinstimmung mit den Angaben aus der Literatur (Abschnitt 2.3.1). Dies betrifft z. B. den Anstieg der Rissdichte, die die Steifigkeitsdegradation zur Folge hat. Die Korrelation dieser beiden traditionellen Parameter des Ermüdungsstadiums mit der Plattenwellengeschwindigkeit wird im Folgenden detailliert für die verschiedenen Belastungsarten und die beiden Messaufbauten diskutiert [Rhe12a].

Für die 0°-Prüfkörper sind unter Zugschwell- und Wechsellast die drei Phasen der Ermüdungsschädigung (Abschnitt 2.3.1) durch aufgenommene Rissdichten und beobachtete Steifigkeitsdegradation eindeutig identifizierbar (Abb. 6.7, Abb. 6.8, Abb. 6.11 und Abb. 6.12). In den ersten beiden Phasen des Ermüdungslebens sinkt die Phasengeschwindigkeit der a_0 -Mode zusammen mit der Abnahme des E-Moduls (Abb. 6.17 und Abb. 6.18). Der größere Geschwindigkeitsabfall der a_0 -Mode auf Grund von Wechselbelastung verglichen zur Zugschwellbelastung korreliert mit den Messungen des E-Moduls. Für den Wechselbereich ist die individuelle Steifigkeitsdegradation der einzelnen Prüfkörper ebenfalls mit der spezifischen Geschwindigkeitsabnahme innerhalb der ersten 20% der Lastwechsel verfolgbar (Abb. 6.12 und Abb. 6.18). Die Deformation der Krafteinleitungselemente durch Zyklisierung sowie Ein- und Auspannen stört jedoch eine präzise Ausrichtung der Prüfkörper für die Geschwindigkeitsmessung und resultiert in Ungenauigkeiten. Der erneute steile Rückgang des E-Moduls kurz vor dem Versagen vieler Prüfkörper wird durch lokale Faserbrüche und Bruch ganzer Rovings inklusive deren Delamination verursacht (Abb. 6.6, e). Die Elastizitätsgrößen und Rissdichten außerhalb dieser lokalen Defekte sind jedoch kaum beeinflusst, so dass sich die Plattenwellengeschwindigkeit am Ende des Ermüdungslebens nur insignifikant verändert.

Die Degradation verschiedener homogenisierter Elastizitätsgrößen einzelner Lagen ist für die gemessene Abnahme des E-Moduls und der a_0 -Modengeschwindigkeit verantwortlich. Die berechnete Spannungsverteilung (Abschnitt 4.3.3) bei der Ausbreitung der a_0 -Mode im GFK aus MAG zeigt in den 0°-Lagen eine hohe Normalspannung σ_x (Abb. 6.23). Während die Normalspannung aus der Ebene heraus vernachlässigbar ist, spielt die Schubspannung τ_{xy} gerade im mittigen Bereich über die Dicke der Platte eine entscheidende Rolle. Wegen ihrer Orientierung entlang des Hauptlastpfades bzw. entlang der Wellenausbreitungsrichtung beeinflussen die Risse in den 0°-Lagen der 0°-Prüfkörper die Entwicklung des E-Moduls und der

Geschwindigkeit kaum. Die Reduktion der Geschwindigkeit resultiert vorwiegend aus der Degradation des homogenisierten Schubmoduls G_{23} der $\pm 45^\circ$ -Lagen, da dieser auf die Schubspannungen aus der Plattenebene heraus τ_{xz} in der Mitte des FKV anspricht (Abb. 5.1 und Abb. 6.23). Dagegen ist die Degradation des Prüfkörper-E-Moduls E_x hauptsächlich auf die Abnahme von E_2 und G_{12} der $\pm 45^\circ$ -Lagen (und der eigentlich vernachlässigbaren 90° -Lagen) zurückzuführen.

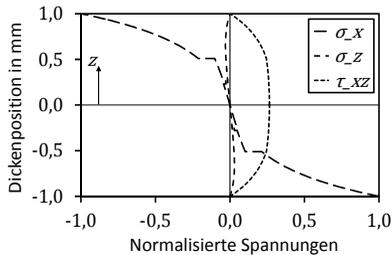


Abb. 6.23: Spannungsverteilung bei a_0 -Mode in 0° -Prüfkörper [Rhe12a].

Die Berechnungen aus den ermittelten Rissdichten beschreiben treffend sowohl die Degradation des E-Moduls (Abb. 6.13) als auch der Geschwindigkeitsabnahme der a_0 -Mode (Abb. 6.19) bis zur Rissättigung. Der Einfluss von Delaminationen, Faserbrüchen und Rissen, die hinter anderen Rissen versteckt sind, ist in den Berechnungen nicht berücksichtigt, was in etwas zu hohen Werten für Steifigkeit und Geschwindigkeit für das restliche Ermüdungsleben resultiert. Außerdem bleibt in diesem Modell der Einfluss kleiner Delaminationen an den Risspitzen der Zwischenfaserrisse unberücksichtigt. Diese interlaminare Schädigung wirkt sich durch die Unterbrechung weiterer Lastpfade jedoch auch auf den E-Modul in Belastungsrichtung aus. Die Geschwindigkeit der a_0 -Mode reagiert sensibel auf die damit verbundene Degradation des homogenisierten Schubmoduls G_{xz} .

Unter Druckschwelllast erklärt sich für die 0° -Prüfkörper (im Vergleich zu den anderen Spannungsverhältnissen) die geringe Geschwindigkeitsänderung der a_0 -Mode (Abb. 6.20) durch die geringfügige Entwicklung von Rissen (Abb. 6.9) und den schwachen Rückgang der Steifigkeit (Abb. 6.14). Die Prüfkörper versagen alle in dem schmalen nicht gestützten Bereich zwischen Krafteinleitungselementen und Knickstütze. Dieser Teil des Prüfkörpers wird weder durch Risszählung noch Messung der Plattenwellengeschwindigkeit ausgewertet. Der Einfluss auf den E-Modul dieses schmalen Streifens ist vernachlässigbar im Vergleich zur Gesamtlänge des

Prüfkörpers. Die Ermüdungsschädigung der Prüfkörper wird stattdessen nur im Bereich der Knickstütze beobachtet, wo andere Schadensmechanismen auftreten [Schu94] und die Anzahl der Lastwechsel bis zum Versagen höher liegen würde.

Die 90°-Prüfkörper zeigen im Zugschwellbereich eine Entwicklung der Rissdichten, Steifigkeiten und Plattenwellengeschwindigkeiten, die bei den 0°-Prüfkörpern vergleichbar ist (siehe oben). Bei den 90°-Prüfkörpern fällt der E-Modul (Abb. 6.15 und Abb. 6.16) und dementsprechend die a_0 -Modengeschwindigkeit (Abb. 6.21 und Abb. 6.22) jedoch wesentlich stärker ab, obwohl die Rissdichten (Abb. 6.10) geringer sind. Diesem scheinbaren Widerspruch unterliegt zum einen der kleine Anteil von Fasern entlang der Belastungsrichtung, der bewirkt, dass ein beträchtlicher Teil der Steifigkeit der degradierenden Matrix zuzuordnen ist. Zum anderen ist nicht die Rissdichte allein, sondern ihr Produkt mit der Schichtdicke entscheidend für die resultierende Steifigkeitsabnahme in Abhängigkeit von dem Degradationsparameter D . Durch die große Schichtdicke der 0°-Lagen und die geringe Dicke der 90°-Lagen erzeugen nur wenige Risse eine große Steifigkeitsabnahme, was ebenfalls in der Plattenwellengeschwindigkeit erkennbar ist.

Der beobachtete Unterscheid zwischen Ex-situ- und In-situ-Versuchen bei der Steifigkeitsdegradation und erreichten Schwingenspielzahl (Abb. 6.15 und Abb. 6.16) könnte durch eine leicht verschiedene mittlere Dicke (Abweichung ca. 0,1 mm) und damit einen Unterschied im Faservolumengehalt von 2% der beiden Prüfkörpersets begründet sein. Die normalisierten Spannungen (Abschnitt 5.4.2) führen dazu, dass das Set dickerer Prüfkörper für die Ex-situ-Versuche niedrigere reale Spannungen erfuhr, was in einer höheren Schwingenspielzahl bis zum Versagen resultiert. Dass für diese Prüfkörper der Faservolumenanteil niedriger und das Ermüdungsleben länger ist, könnte für den größeren Steifigkeitsabfall aufgrund von Zwischenfaserrissen sorgen.

Bei den In-situ-Messungen wird der potentielle Einfluss des Ein- und Ausspannens der Prüfkörper vermieden. Die Geschwindigkeitsmessungen mit diesem Aufbau sind allerdings durch Deformation und Verschiebung der Prüfkörper aufgrund der zyklischen Belastung beeinträchtigt. Dies gilt auch, wenn für die Messung die Last zurückgefahren ist. Jedenfalls ist ein Einfluss wiederholten Ein- und Ausspannens auf das Ermüdungsverhalten nicht feststellbar.

Wird die Prüfkörperausrichtung gegenüber der Messvorrichtung präzise eingehalten, lässt sich mit der Plattenwellengeschwindigkeit ähnlich genau wie mit dem E-

Modul die Schadensakkumulation verfolgen. Von einem direkten und einheitlichen Zusammenhang zwischen der Entwicklung des E-Moduls und der Phasengeschwindigkeit ist nicht auszugehen, da der Lagenaufbau (Tiefenlage der geschädigten Schichten) für die a_0 -Modengeschwindigkeit eine entscheidende Rolle spielt und weil jeweils unterschiedliche Elastizitätsgrößen angesprochen werden. Genauso wie bei der Verwendung des E-Moduls als Schadensparameter, ist es auch bei der Phasengeschwindigkeit wichtig, zunächst den intakten Zustand als Referenzwert aufzunehmen, um das Ermüdungsstadium heterogener FKV sinnvoll klassifizieren zu können. Lagenaufgelösten Schädigungsgrad wie bei der Zwischenfaserrisszählung bietet das vorgestellte Plattenwellenverfahren noch nicht. Die letzte durch lokalisierte Schädigung geprägte Phase des Ermüdungslebens ist zwar mit diesem Indikator für globale Ermüdungsschädigung nicht erfassbar, aber dafür ist das luftgekoppelte Verfahren im Gegensatz zur E-Modulmessung und Sichtprüfung prinzipiell auch auf Realbauteile und industrielle Anwendung übertragbar.

6.3 Uni- und biaxiale Lasten an Rohrprüfkörpern

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse zu den uni- und biaxial belasteten Rohrprüfkörpern ohne Vorschädigungen zusammenfassend erläutert und dabei diskutiert. Für die Einschätzung der durchschnittlichen (globalen) Ermüdungsschädigung werden Phasengeschwindigkeit und Dämpfung der geführten Welle herangezogen und mit den konventionellen Indikatoren Steifigkeit und Rissdichte verglichen. Mehrfaches Scanning verfolgt die Entwicklung inhomogener (lokaler) Ermüdungsschädigung.

6.3.1 Verfolgung globaler Ermüdungsschädigung

Dieser Abschnitt präsentiert die Ergebnisse zu Phasengeschwindigkeit und Dämpfung der geführten Welle sowie zu den Referenzverfahren Steifigkeitsmessung und Risszählung. Die traditionellen Kenngrößen der Ermüdungsschädigung zeigen einen typischen Verlauf bei zyklischer mechanischer Belastung für die biaxial und die rein auf Schub belasteten Prüfkörper. Innerhalb der ersten 15% der Lebensdauer erreicht die Rissdichte in allen Lagen praktisch Sättigung, wie am Beispiel des Prüfkörpers Rohr-60a nachvollziehbar ist (Abb. 6.24). In diesen ersten 15% der Lastwechsel sinkt daher auch der E-Modul rapide. Nach der Rissättigung degradiert der E-Modul graduell bis ca. 88% seines Anfangswertes (Abb. 6.25). Der Verlauf des Schubmoduls ist ähnlich, jedoch nimmt er insgesamt um 29% ab. Der nur uniaxial auf Zug belastete Prüfkörper Rohr-0 weist andere Ermüdungsmechanismen auf und

zeigt weniger Rissentwicklung sowie zunächst geringere Steifigkeitsabnahme. Nach 50% der ertragenden Lastwechsel fällt die Steifigkeit immer schneller durch Faserbrüche in den großflächig delaminierten inneren 0°-Rovings ab.

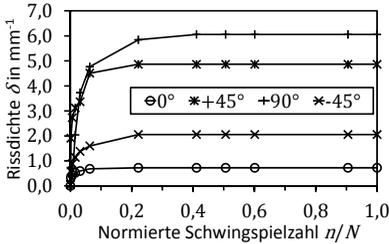


Abb. 6.24: Rissdichten der Probe Rohr-60a über Lastwechsel [Rhe11].

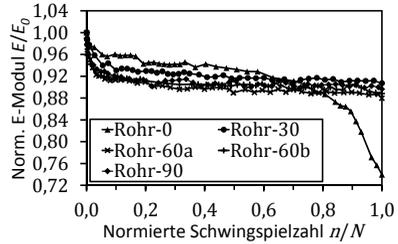


Abb. 6.25: Gemittelte E-Moduln über Schwingenspielzahl [Rhe11].

Die Schwankung der Phasengeschwindigkeit von bis zu 0,10 m/s entlang der verschiedenen Ausbreitungspfade der geführten Welle vor und während der zyklischen Belastung ist auf die Heterogenität des Rohrprüfkörpers Rohr-60a zurückzuführen (Abb. 6.26).

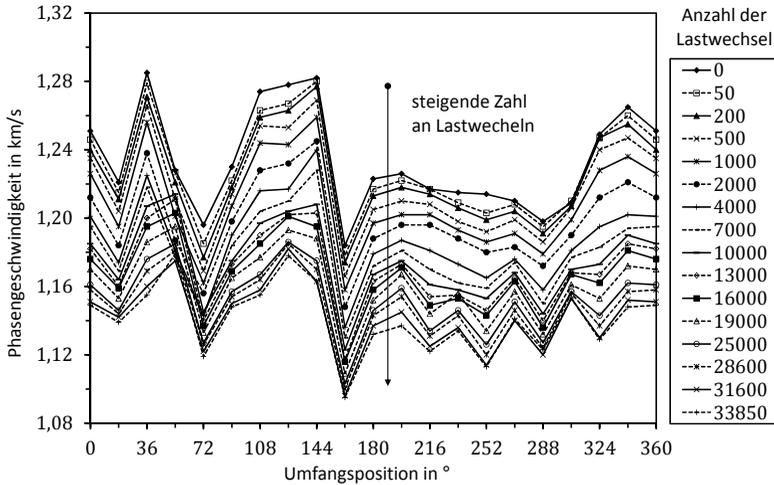


Abb. 6.26: Geschwindigkeitsentwicklung an 20 Positionen, Rohr-60a [Rhe11].

Durch die Ermüdungsschädigung sinkt die Geschwindigkeit entlang jeder einzelnen Spur der Messung stetig um einen Wert zwischen 0,05 und 0,12 km/s. Dabei entsprechen null Lastwechsel der Messung vor Beginn der Zyklierung und 33850 Lastwechsel der letzten Messung bei 99,6% der Lebensdauer. Nur auf der Messstrecke bei 54° ist die stetige Abnahme durch einen plötzlichen Anstieg der Geschwindigkeit unterbrochen (Abb. 6.26 und Abb. 6.27), was einer Änderung des dominierenden Ausbreitungsweges der geführten Welle aufgrund von heterogener Ermüdungsschädigung zugeschrieben wird. Solche Ausnahmefälle beeinflussen jedoch kaum den aus 20 Messungen gebildeten Mittelwert.

Für die fünf schrittweise ermüdeten Prüfkörper sinkt die durchschnittliche Geschwindigkeit der Welle innerhalb der ersten 15% des Ermüdungslebens rapide (Abb. 6.28). Dies korrespondiert mit den Messungen des E-Moduls (Abb. 6.25). Die geringere anfängliche Steifigkeitsdegradation des Prüfkörpers Rohr-0 im Vergleich zu den anderen Rohrprüfkörpern spiegelt sich in der geringen Abnahme der Geschwindigkeit der geführten Welle wieder. Die graduelle Geschwindigkeitsreduktion während des restlichen Ermüdungslebens erscheint für alle Prüfkörper (Ausnahme: Rohr-0) groß im Vergleich zum moderaten Verfall des E-Moduls. Demzufolge degradieren in diesen Ermüdungsstadien einige Elastizitätsgrößen signifikant, die entscheidend für die Wellengeschwindigkeit sind, sich aber nicht mit der serwohydraulischen Prüfmaschine messen lassen. Dies kann z. B. durch die Bildung von kleinen Delaminationen verursacht werden, die unter anderem zur Verringerung des für die geführte Welle entscheidenden Schubmoduls G_{xz} führen dürfte.

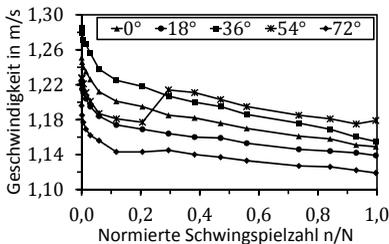


Abb. 6.27: Geschwindigkeit über Lastwechsel an 5 Positionen [Rhe11].

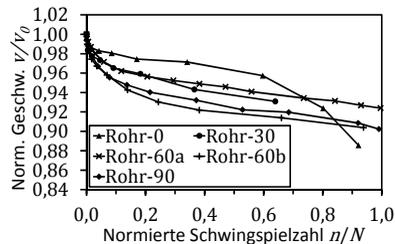


Abb. 6.28: Mittlere Geschwindigkeit über Lastwechsel an 5 Proben [Rhe11].

Der progressive Abfall der Wellengeschwindigkeit in der zweiten Lebenshälfte des Rohrprüfkörpers Rohr-0 ist nicht durch die rapide Steifigkeitsdegradation zu erklären, sondern durch die Ausbildung großflächiger Delaminationen der inneren 0°-Lage. Im Bereich einer Delamination breitet sich die geführte Welle nur im äußeren Teil des Mehrschichtverbundes aus, was dort zu einer durchschnittlichen Geschwindigkeitsabnahme von 14% führt. Nach Gleichung (3.4) ist die Tiefe der Delamination d_d abschätzbar mit

$$d_d = d \left(\frac{v_d}{v_g} \right), \quad (6.1)$$

wobei v_d die Geschwindigkeit der geführten Welle im Bereich der Delamination ist. Die mit den Geschwindigkeiten berechnete Tiefe von 1,5 mm stimmt mit der Delaminationstiefe zwischen der inneren 45°- und der inneren 0°-Lage überein.

Die Dämpfungsänderung der geführten Welle bei fortschreitender Ermüdungsschädigung stetig, aber sie steigt nicht monoton für jeden der Messpfade. Beispielhaft ist dies an den Messergebnissen eines Viertels des Prüfkörpers Rohr-60a zu erkennen (Abb. 6.29). Typischerweise liegt die Dämpfungszunahme entlang einzelner Messstrecken zwischen 0 und 20 m⁻¹. Ebenso wie die Phasengeschwindigkeit wird auch die Dämpfung durch inhomogene Ermüdungsschädigung beeinflusst. Daher eignen sich Einzelmessungen der Dämpfung nicht für die Verfolgung der Ermüdung, wie es sich z. B. für die Messstrecke bei 54° zeigt (Abb. 6.29). Die hohe Dämpfung um 30% der Lebensdauer deckt sich mit dem ungewöhnlichen Anstieg der Geschwindigkeit (Abb. 6.27, 54°). Dies wird auf die Interferenzeffekte zweier konkurrierender Wellen verschiedener Phasengeschwindigkeiten entlang von zwei Ausbreitungspfaden zurückgeführt. Im Falle des untersuchten FKV können solche Effekte bei Einzelmessungen sogar die gemittelten und normalisierten Dämpfungsmessungen, aufgetragen über der Anzahl der Lastwechsel, beeinflussen (Abb. 6.30). Dennoch ist zu erkennen, dass der Dämpfungsanstieg mit der Zunahme der Rissdichte zusammenhängt (Abb. 6.24). Dies lässt sich durch die Streuung der Partialwellen an den Rissen erklären. Insbesondere die kleine Dämpfungserhöhung bei dem Prüfkörper Rohr-0 passt zu der niedrigeren ermittelten Rissdichte und der kleineren Abnahme der Steifigkeit in den ersten 50% der Lebensdauer, wobei die großflächigen Delaminationen die Messung der Dämpfung nach 60% der Lastwechsel vereitelten.

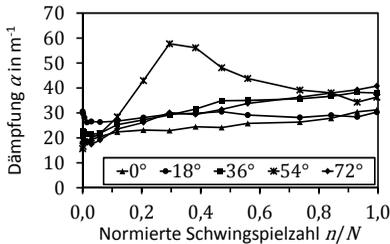


Abb. 6.29: Dämpfung entlang von 5 Pfaden über Lastwechsel [Rhe11].

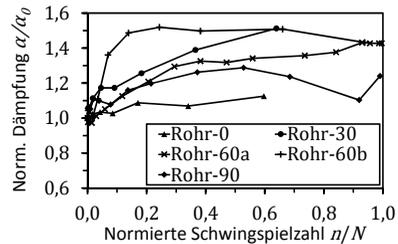


Abb. 6.30: Gemittelte Dämpfung über Schwingspielzahl [Rhe11].

Folglich kann die Dämpfung der geführten Welle nur ein ergänzender Parameter zur Verfolgung des Ermüdungsfortschritts sein. Die bereits häufig angesprochene Inhomogenität des untersuchten FKV verkompliziert die Identifikation des Ermüdungsgrades, da Geschwindigkeit und Dämpfung auch durch resultierende heterogene Ermüdungsschädigung beeinträchtigt sind. Die Bildung von Mittelwerten aus mehreren Messwerten gleicht diese Unsicherheit für die Geschwindigkeitsmessungen aus. Da die gemessenen Dämpfungen besonders stark durch Inhomogenitäten beeinflusst sind, konzentrieren sich die Untersuchungen auf die Bewertung der Phasengeschwindigkeiten als Indikator für Ermüdungsschädigung.

6.3.2 Charakterisierung lokaler Degradation

Die Untersuchungen zur lokalen Ermüdungsschädigung beinhalten Entstehung sowie Wachstum von Delaminationen, inhomogene Rissdichtenverteilung und versagenskritische lokale Degradation. Einzelne Scans mit luftultraschallerzeugten geführten Wellen sind durch die intrinsische Heterogenität der Prüfkörper (Abschnitt 5.1 und 6.1) häufig kaum aussagekräftig. Daher werden Differenzbilder von Scans verschiedener Ermüdungsstadien herangezogen, die dann mit den Referenzverfahren Sichtprüfung, Thermografie und Hochgeschwindigkeitsaufnahmen verglichen werden.

Delaminationen lassen sich zwar auch meistens in den Einzelscans identifizieren, treten jedoch in den Differenzbildern besser in Erscheinung. Die normierten Differenzen zwischen den Amplituden des Scans vor der Zyklisierung und der Scans zu verschiedenen Ermüdungsstadien betragen bis zu ± 1 für den Prüfkörper Rohr-0. Bis 34% der maximal ertragenen Lastwechsel sind weder bei der Sichtprüfung noch in

den Scans Delaminationen zu finden (Abb. 6.31). Nach 60% der Lebensdauer wachsen die ersten Delaminationen von den Krafteinleitungselementen her bei 280° und 135° in den Scanbereich (Abb. 6.32). Die ersten durchgängigen Delaminationen von einem Krafteinleitungselement zum anderen sind sowohl im Scan (Abb. 6.33) als auch bei der Sichtprüfung erst nach 80% der Lebensdauer feststellbar. Kurz vor dem Versagen (99% der Lastzyklenanzahl) ist fast die gesamte innere 0°-Lage delaminiert (Abb. 6.34). Die Fläche der Delaminationen im Scan wird durch die Laufstrecke der Welle etwas größer angezeigt, als sie durch die Sichtprüfung bestimmbar ist. Also ist der Scan eine konservative Prüfmethode, die den Schaden eher ein paar Millimeter zu groß als zu klein einschätzt.

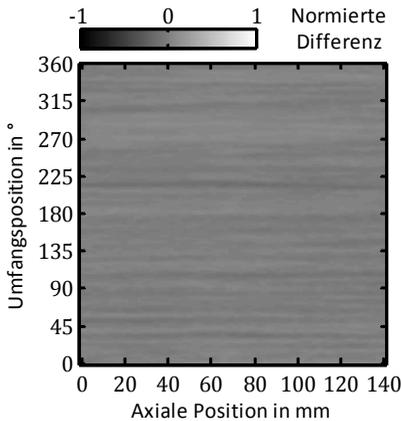


Abb. 6.31: Differenzbild bei 0% und 34% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].

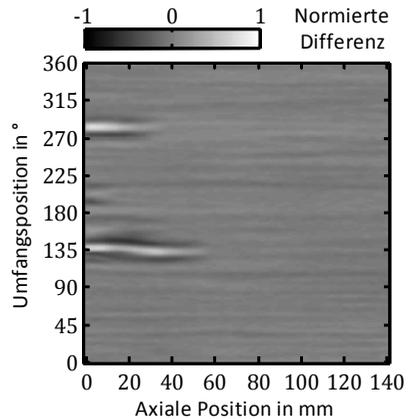


Abb. 6.32: Erste Delaminationen bei 60% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].

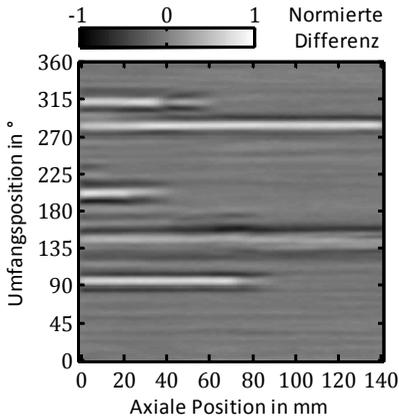


Abb. 6.33: Delaminationen nach 80% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].

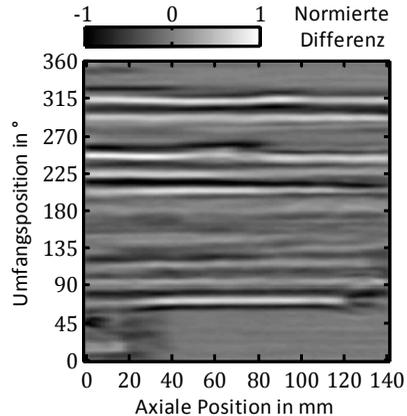


Abb. 6.34: Delaminationen nach 99% der Lastwechsel (Rohr-0) [Rhe11].

Orte hoher Schädigung wie Vorstufen von Delaminationen und lokal erhöhte Rissdichte sind neben den bereits diskutierten ausgebildeten Delaminationen ebenfalls von Interesse. Für den Prüfkörper Rohr-30 zeigt das normierte Differenzbild zwischen dem Scan vor der Ermüdung und bei 9% der Lebensdauer Maximalwerte von $\pm 0,2$ (Abb. 6.35), was auf heterogene Schädigung schließen lässt. Das mit einem Grenzwert von 0,18 binarisierte Differenzbild zeigt die Bereiche der stärksten Änderung des Ausbreitungsverhaltens der geführten Welle (Abb. 6.36). In diesen Bereichen wurden später nach 18% der Schwingenspielzahl durch Sichtprüfung Delaminationen festgestellt. In dem Binärbild des Prüfkörpers Rohr-60b mit einem Grenzwert von ebenfalls 0,18 zeigen sich nach 7% der Lebensdauer zwei Streifen bei 145° und 310° (Abb. 6.37), die mit Orten hoher Rissdichten übereinstimmen. Bemerkenswert ist, dass die Amplitude in Bereichen hoher Rissdichte erhöht ist, obwohl die größere Zahl an Grenzflächen die Streuung und damit die Dämpfung der geführten Welle verstärken müsste. Die Steifigkeitsdegradation durch erhöhte Rissdichte resultiert in einer lokalen Abnahme der Phasengeschwindigkeit. Also ergibt sich die Tendenz, dass die Energie im Bereich geringer Geschwindigkeit (hoher Rissdichte) durch Brechungseffekte kanalisiert ist.

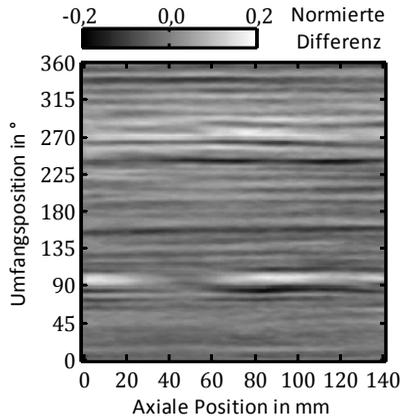


Abb. 6.35: Differenzbild für 9% -0% der Lastwechsel (Rohr-30) [Rhe11].

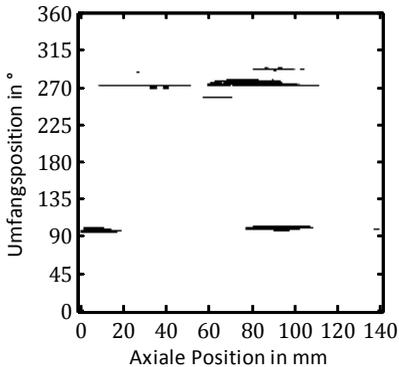


Abb. 6.36: Binarisiertes Bild mit Grenzwert 0,18 (Rohr-30, 9%) [Rhe11].

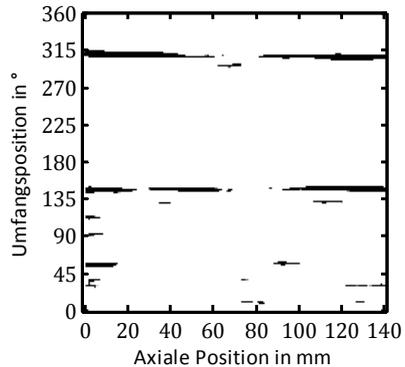


Abb. 6.37: Binarisiertes Bild mit Grenzwert 0,18 (Rohr-60b, 7%) [Rhe11].

Die beschleunigten Schädigungsmechanismen eines FKV kurz vor dem Versagen stehen im Mittelpunkt vieler Forschungsaktivitäten. Um diese lokal beschleunigte Degradation gegen Ende der Lebensdauer zu erfassen, ist es sinnvoll, Differenzbilder von direkt aufeinanderfolgenden Ermüdungsstadien zu betrachten. Die Differenz der Amplituden der Scans bei 95,6% und 84,1% ergibt normiert ein Differenzbild, in dem erstmals auffällige Stellen zu erahnen sind (Abb. 6.38). Im darauffol-

genden Differenzbild (Scan bei 95,6% abgezogen von Scan bei 98,7% der Lebensdauer) erscheinen deutlich drei Bereiche mit hoher Amplitudendifferenz (Abb. 6.39). Das lässt sich nur auf eine hohe Änderungsrate der Materialeigenschaften, gleichbedeutend mit beschleunigter Ermüdungsschädigung, begründen. Im Differenzbild der beiden letzten Scans vor Versagen (99,6% - 98,7%) hebt sich der entscheidende Ort lokal beschleunigter Degradation klar heraus (Abb. 6.40, oben). Im Infrarot(IR)-Bild zeigt dieser Ort mit den Koordinaten 125 mm und 100° eine erhöhte Wärmeentwicklung unter zyklischer Last (Abb. 6.40, Mitte). Außerdem liegt ein weiterer kleinerer Ort erhöhter Wärmeentwicklung (Hot Spot) bei 55 mm und 20° genau an einer der beiden anderen auffälligen Stellen des zweiten Differenzbildes (Abb. 6.39). Die dritte Stelle im Differenzbild bei 225° liegt in dem kleinen Bereich auf der Probenrückseite, der mit der IR-Kamera nicht abgebildet wird. Bei der Sichtprüfung fallen die Hot Spots kaum auf. Lediglich ein weißlich, milchiger kleiner Fleck ist erkennbar. Die Hochgeschwindigkeitsaufnahme zum Zeitpunkt des Versagensereignisses (Abb. 6.40, unten) zeigt, dass der Ausgangspunkt mit dem Ort des größeren Hot Spot und dem auffälligsten Bereich im Luftultraschallbild übereinstimmt.

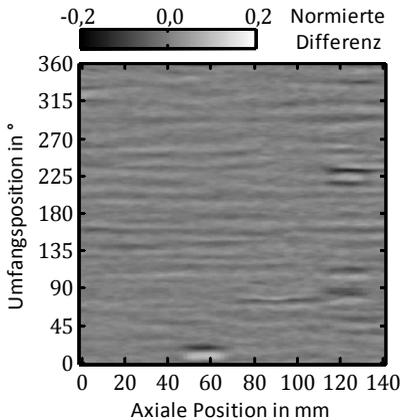


Abb. 6.38: Differenzbild bei 95,6%-84,1% der Lastwechsel, Rohr-60a [Rhe11].

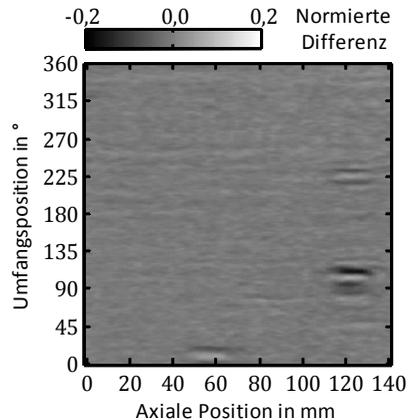


Abb. 6.39: Beschleunigte Degradation, Differenzbild 98,7% - 95,6% [Rhe11].

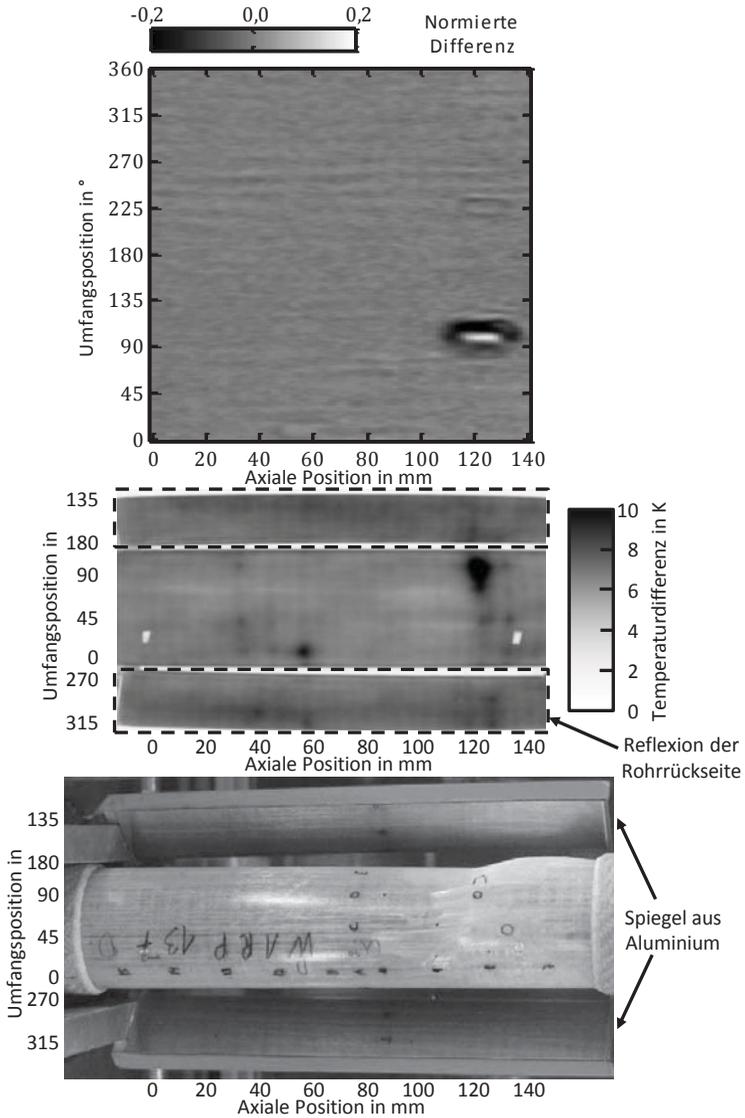


Abb. 6.40: Versagensort: Luftultraschallscan (oben), IR-Bild (mittig) und Foto zum Versagenszeitpunkt (unten) [Rhe11].

Aus diesen Ergebnissen folgt, dass lokal erhöhte Schädigung und örtlich beschleunigte Degradation mit geführten Wellen detektierbar sind, wobei sich der Vergleich sequentieller Scans als vorteilhaft erweist. Entstehung und Wachstum von Delaminationen und Bereiche erhöhter Rissdichte sind charakterisierbar. Die Ergebnisse aller untersuchten Prüfkörper zeigen, dass nach etwa 90% der Lebensdauer baldiges Versagen und sogar der Ausgangspunkt des Versagens mit dem Luftultraschallverfahren prognostizierbar sind.

6.4 Effekte von Defekten

Die Eignung des vorgestellten Luftultraschallverfahrens zur Charakterisierung der Defekttypen Porosität, Ondulation und Impactschaden wird an den defektbehafteten Rohrprüfkörpern mit den beschriebenen Referenzverfahren untersucht. Die Einsetzbarkeit geführter Wellen für die Beschreibung des Einflusses von Vorschädigungen auf das Ermüdungsverhalten wird anhand der Versuchsergebnisse diskutiert.

6.4.1 Porosität

Die beiden untersuchten Arten von Porosität unterscheiden sich im Wesentlichen durch ihre Verteilung im Prüfkörper sowie die Größe und Form der einzelnen Poren. Die feinverteilten Poren besitzen näherungsweise einen kreisförmigen Querschnitt mit einem durchschnittlichen Durchmesser von 0,4 bis 0,5 mm je nach Rohrprüfkörper (Abb. 6.41). Während im unteren Teil der Abbildung ein Teilstück des Rohres über den gesamten Durchmesser die gleichmäßige Verteilung zeigt, sind in der Vergrößerung im oberen Bildabschnitt beispielhaft einzelne Poren mit schwarzen Kreisen hervorgehoben. Auf die gesamte Oberfläche des Prüfkörpers bezogen liegt der Flächenanteil der Porenprojektionen bei ein bis zwei Prozent [Schm12c]. Die zweite Art der Porosität ist gekennzeichnet durch die Anhäufung von Porosität in Porenfeldern und durch Bereiche, in denen praktisch keine Lufteinschlüsse zu finden sind (Abb. 6.42). Die einzelnen Poren sind länglich, teilweise miteinander verbunden und entlang der verschiedenen Faserausrichtungen im Mehrschichtverbund ausgerichtet. Lokal ist häufig ein sehr viel höherer Flächenanteil der projizierten Poren messbar als bei fein verteilter Porosität.

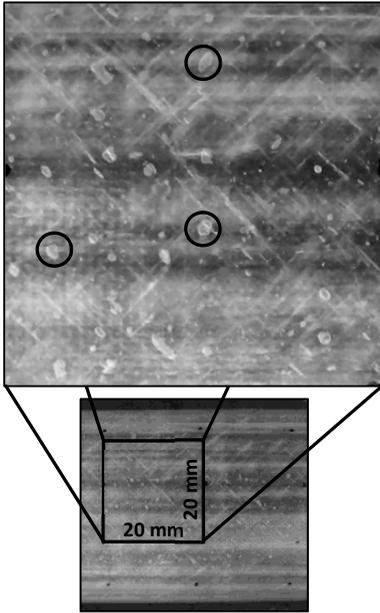


Abb. 6.41: Gleichmäßig verteilte feine Porosität [Schm12c].

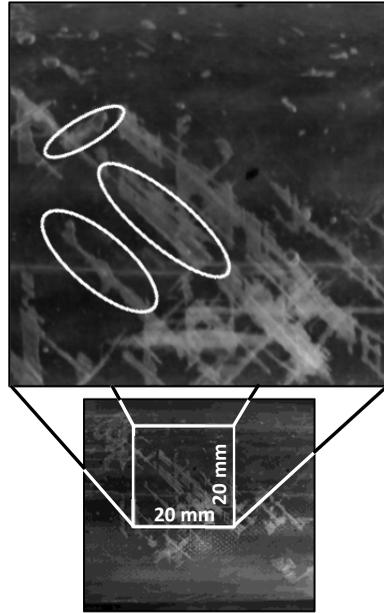


Abb. 6.42: Anhäufung großer Poren [Schm12c].

Wie bereits in Abschnitt 3.6.1 erwähnt, kann erhöhte Dämpfung, gemessen mit konventioneller Ultraschalltechnik, ein Anzeichen für Streuung an Poren sein. Die mit Luftultraschall gemessene Dämpfung der geführten Welle beträgt in den jeweils sechs untersuchten Prüfkörpern ohne fein verteilter Porosität $23 \pm 3 \text{ m}^{-1}$ und mit $25 \pm 4 \text{ m}^{-1}$ (Standardabweichung wiederholter Messung an einem Rohr: 1 m^{-1}) [Schm12c]. Bei Bulkwellen steigt die Qualität der Messung mit steigender Frequenz [Mar76]. Die eingesetzte Frequenz der geführten Wellen ist jedoch relativ gering und deshalb reagiert die Dämpfung der geführten Welle nur geringfügig auf die feine Porosität.

Die Verwertbarkeit der Dämpfungsmessung ist durch die charakteristische Heterogenität des untersuchten FKV (Abschnitt 6.1.3) beeinträchtigt. Im Vergleich zu der resultierenden Streuung, dürfte der Effekt der verteilten Porosität von nur 1-2% auf die Dämpfung vergleichsweise gering sein. Daher eignen sich solche Dämpfungs-

messungen nur bedingt zur Porositätsbestimmung bei homogen verteilten Poren mit niedrigem Volumenanteil in heterogenen FKV. Die starken Schwankungen im Porengehalt (1 - 2%) zwischen den einzelnen untersuchten Prüfkörpern könnten zu der höheren Standardabweichung (4 m^{-1}) im Vergleich zu den Prüfkörpern ohne Porosität (3 m^{-1}) führen. Vom prinzipiellen Erscheinungsbild unterscheiden sich die Scans der Prüfkörper mit fein verteilter Porosität weder vor noch während fortschreitender Ermüdungsschädigung von denen ohne Porosität [Schm12c]. Daher sind für diesen Fall Delamination, lokal erhöhte Degradation und die Hot Spots detektierbar.

Porenfelder zeigen sich hingegen im C-Scan durch lokale Verjüngung oder Verbreiterung des Streifenmusters, was auch mit einer Intensitätsänderung einhergeht (Abb. 6.43). Die Wahrscheinlichkeit der Detektion sinkt mit der Tiefe des Porenfeldes im Mehrschichtverbund, steigt aber mit dem lokalen Porenanteil und der Größe des porösen Bereichs. Eine große Porenansammlung entlang der äußeren 0°-Rovings über die volle Länge des Prüfkörpers resultiert in der starken Amplitudenabweichung. Zwischen den Winkeln 135° und 180° . Kleinere und tiefer liegende Porenfelder sind z. B. an den Positionen $110 \text{ mm} / 115^\circ$ und $20 \text{ mm} / 320^\circ$ als kleinere Anomalien im Scan detektierbar (Abb. 6.42). Bei den Prüfkörpern mit Porenansammlungen sind die verstärkt in den porösen Bereichen auftretenden Delaminationen zu erkennen. Erhöhte oder beschleunigte Degradation in den Porenfeldern ist in den Differenzbildern ersichtlich. Dies zeigt sich am Beispiel des Prüfkörpers Poren-gehäuft-60 in Abb. 6.44. Der Ausgangspunkt des Versagens dieser Rohrprobe ist mit Hilfe der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei $20 \text{ mm} / 320^\circ$ lokalisierbar [Schm12c]. Dieser Ort fällt auch im C-Scan vor der Ermüdung und im Differenzbild zwischen den Scans bei 91% und 97% der Schwingenspielzahl bis zum Versagen auf. Generell zeigen die Untersuchungen, dass sich luftgekoppelte geführte Wellen eignen, um alle Porenfelder zu detektieren, die für das Endversagen potentiell eine Rolle spielen.

Die Geschwindigkeitsabnahme der geführten Welle durch mechanische Ermüdung verhält sich bei den Proben mit und ohne Porosität ähnlich. Dies gilt für beide biaxialen Lastverhältnisse (30° : Abb. 6.45; 60° : Abb. 6.46) und beide Arten der Porosität. Auch bei der Steifigkeitsdegradation sind kaum Unterschiede zwischen porösen und nicht porösen Prüfkörpern feststellbar. Tendenziell führt die Porosität zu früherer Bildung von kritischen Delaminationen, die das Ermüdungsleben verkürzen können und dadurch teilweise geringere Steifigkeitsdegradation herbeifüh-

ren [Schm12c]. Bei Rissentstehung, -wachstum und -dichtenentwicklung ist kein Unterschied zwischen Prüfkörpern mit und ohne Poren nachweisbar [Schm12c]. Daraus lässt sich schließen, dass die Luftultraschalltechnik mit geführten Wellen unbeeinträchtigt von dem untersuchten Porengehalt zur Verfolgung homogener Ermüdungsschädigung anwendbar ist.

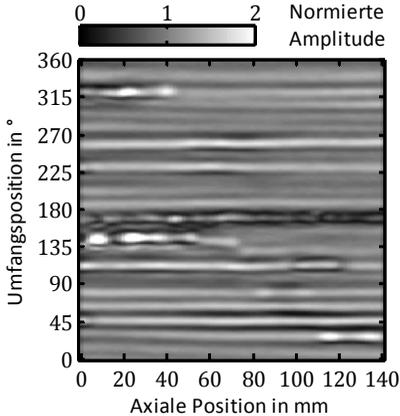


Abb. 6.43: Scan der Probe Poren-gehäuft-60 [Schm12c].

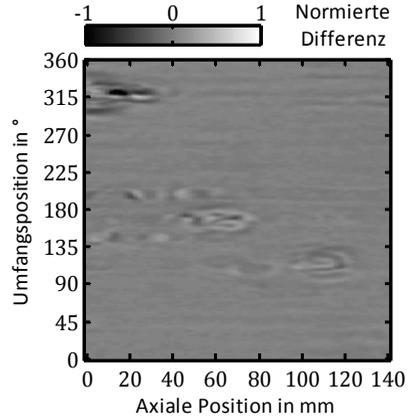


Abb. 6.44: Differenzbild zwischen 91% und 97% der Lebensdauer [Schm12c].

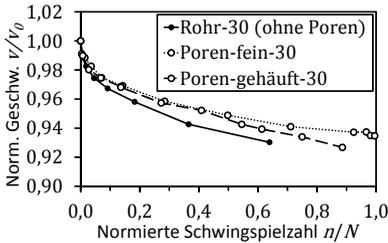


Abb. 6.45: Geschwindigkeitsabnahme mit und ohne Poren (30°) [Schm12c].

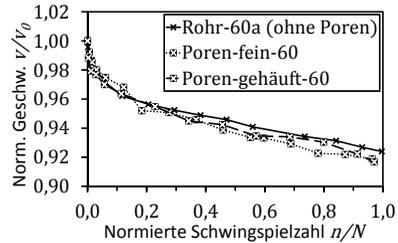


Abb. 6.46: Geschwindigkeiten mit und ohne Porosität (60°) [Schm12c].

6.4.2 Faserondulation

Vor der zyklischen Belastung sind die Ondulationen im transparenten GFK nicht sichtbar. Erst die charakteristischen Delaminationen entlang ondulierter Rovings

zeigen in der Sichtprüfung diesen künstlich herbeigeführten Herstellungsfehler (Abb. 6.47). Die Abbildung zeigt das Wachstum dieser Delaminationen über das Ermüdungsleben (von links nach rechts: 5%, 20% und 65% der Schwingenspielzahl bis zum Versagen). Während der ersten Lastzyklen lässt sich in Bereichen starker Ondulation in den IR-Bildern eine unregelmäßige Erwärmung feststellen [Schm12a].

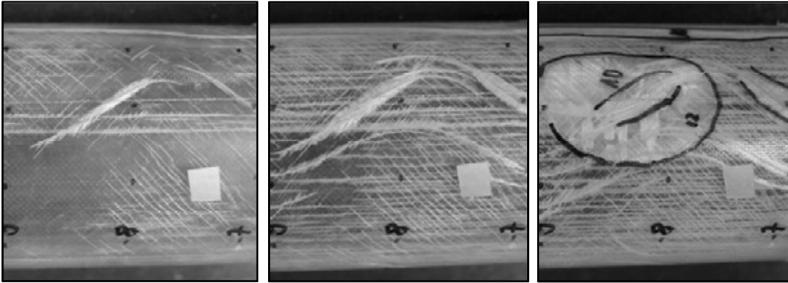


Abb. 6.47: Entwicklung von Delaminationen durch Ondulationen [Schm12a].

Mit dem Luftultraschallverfahren sind ondulierte Faserbündel schon vor dem ersten Lastwechsel identifizierbar: Das regelmäßige Streifenmuster nominell defektfreier Prüfkörper (Abb. 6.5) verschwindet an Stellen mit Ondulationen im GFK. Stattdessen sind die Streifen dort wellig und weisen Unterbrechungen auf (Abb. 6.48, 90° - 225°). Dies zeigt die Eignung des berührungslosen Verfahrens zur Detektion von Ondulationen in FKV. Die frühzeitige Bildung von Delaminationen in Bereichen ondulierter Rovings ist im Differenzbild erkennbar. Dies ist am Beispiel des Prüfkörpers Ondulation-60 durch Subtraktion und Normierung der Scans vor der Ermüdung und nach 40% der Lastwechsel bis zum Versagen illustriert (Abb. 6.49). Die größte Delamination ist im Bereich 110-140 mm/ 120° - 225° im Differenzbild deutlich zu sehen. Die Delamination am Ausgangspunkt des Endversagens liegt bei 10 mm/ 120° und ist im Differenzbild schon nach 40% der bis zum Versagen erreichten Schwingenspielzahl auffällig. Es treten allerdings auch unkritische Delaminationen in Bereichen auf, die keine ondulierten Rovings aufweisen (z. B. 10-50 mm/ 330°).

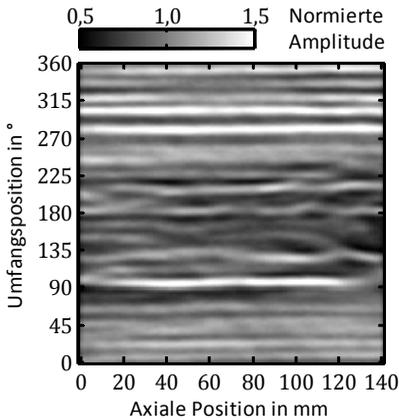


Abb. 6.48: Scan der Probe Ondulation-60 [Schm12a].

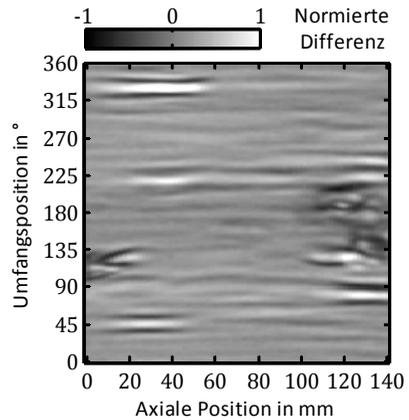


Abb. 6.49: Differenzbild zwischen 0% und 40% der Lebensdauer [Schm12a].

Bei gleichem Lastniveau tritt das Versagen der Prüfkörper mit ondulierten Fasern wesentlich früher ein als bei nominell defektfreien Prüfkörpern [Schm12a]. Daher werden für eine bessere Vergleichbarkeit der Graphen (Prüfkörper mit und ohne Ondulationen) Rissdichte (Abb. 6.50) und Phasengeschwindigkeit (Abb. 6.51) über der absoluten Anzahl der Lastwechsel aufgetragen. Es zeigt sich am Beispiel der $\pm 45^\circ$ -Lagen, dass sich die Rissdichte für Prüfkörper mit und ohne Faserondulationen über die Anzahl der Lastwechsel ähnlich entwickelt. Allerdings versagen die Prüfkörper mit Ondulationen häufig schon direkt nach der Rissättigung (Abb. 6.50). Dieses frühe Versagen spiegelt sich ebenfalls in der Steifigkeitsdegradation [Schm12a] und der Geschwindigkeitsabnahme der geführten Welle wider (Abb. 6.51). Der steile Abfall der Werte zu Beginn der zyklischen Belastung ist ähnlich, jedoch versagen die Prüfkörper mit Ondulationen meistens, bevor sie den Bereich moderater Steifigkeits- und Geschwindigkeitsabnahme erreichen.

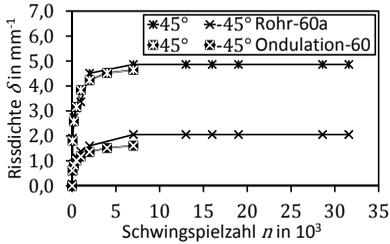


Abb. 6.50: Rissdichtenentwicklung mit und ohne Ondulation (60°) [Schm12a].

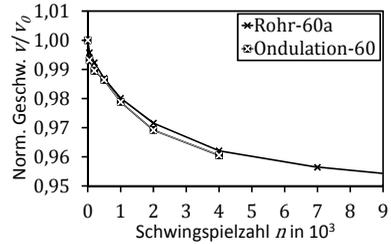


Abb. 6.51: Geschwindigkeit mit und ohne Ondulation (60°) [Schm12a].

6.4.3 Impactschäden

Die Impactschäden lassen sich wegen der Transparenz des GFK am besten visuell charakterisieren (Abb. 6.52). Während sich die Größe der Delaminationen für die beiden Aufschlagenergien 8,4 J und 14 J unterscheidet, sind Form, Tiefenlage und Struktur der Delaminationen in beiden Fällen gleich (Abb. 6.53). Der Schaden im Prüfkörper ist für die jeweilige Impactenergie sehr gut reproduzierbar. Die größte Delamination bildet sich zwischen der inneren 0° -Lage und der angrenzenden -45° -Lage aus. Die zweite große Delamination liegt zwischen der inneren 90° - und $+45^\circ$ -Lage. Außerdem entstehen im näheren Umfeld des Aufschlagortes zwischen verschiedenen Lagen kleinere Delaminationen. Einige Zwischenfaserrisse in den 0° -Lagen reichen aus dem Bereich der Delaminationen heraus.

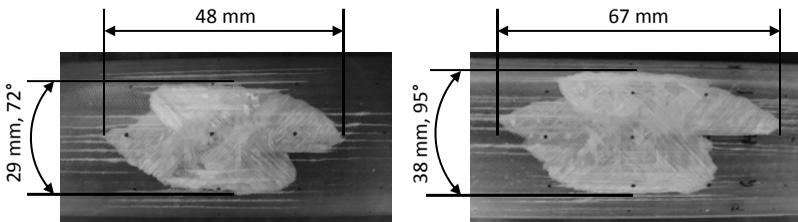


Abb. 6.52: 8,4J-Impact (links) und 14J-Impact (rechts) [Schm12b].

Die Luftultraschallscans mit geführten Wellen zeigen das typische Streifenmuster vor dem Beschuss, wie am Beispiel des Prüfkörpers Impact-14J-30 zu sehen ist (Abb. 6.54). Nach Einbringung des Impactschadens ist im Scan eine Unterbrechung

des Streifenmusters deutlich erkennbar (Abb. 6.55.). Das normierte Differenzbild zeigt den delaminierten Bereich defektselektiv an, wobei die Größe mit ca. 85 mm und 110° als konservativ, also auflösungsbedingt größer als in Wirklichkeit, einzuschätzen ist (vergleiche Abb. 6.52, rechts).

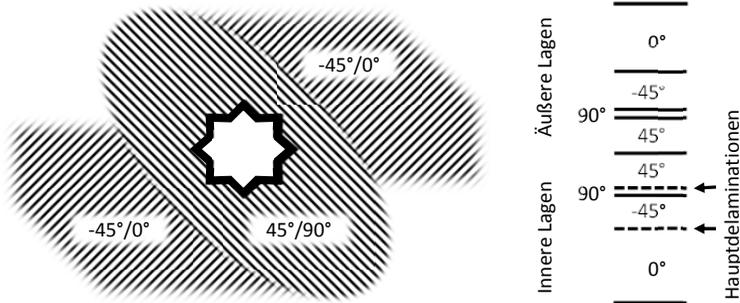


Abb. 6.53: Hauptdelaminationen durch Impact (schematisch) [Schm12b].

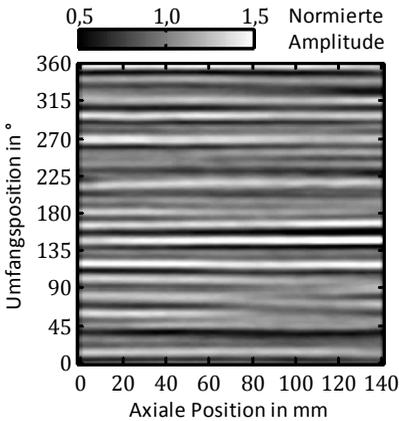


Abb. 6.54: Scan der Probe Impact-14J-30 vor dem Impact [Schm12b].

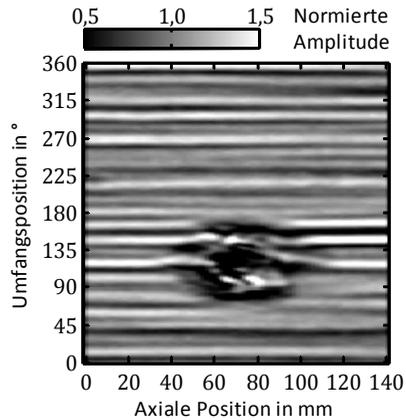


Abb. 6.55: Scan der Probe Impact-14J-30 nach dem Impact [Schm12b].

Eine weitere Methode zur Charakterisierung eines Impactschadens basiert auf der entfalteten Phase des Scans (Abschnitt 5.3.3) nach Beschuss der Prüfkörper. Ein Vergleich mit dem intakten Zustand der Rohre führt bei diesem Verfahren zu keiner

deutlichen Verbesserung und ist deswegen nicht notwendig. Kleinere Werte der Phase (oder hier negative Phasenverschiebung auch über 2π hinaus) zeigen Bereiche an, in denen die Wellengeschwindigkeit geringer ist. Großflächige Delamination sind für die geführte Welle Bereiche mit geringerer Materialdicke (im Vergleich zu intakten FKV), da die darunterliegenden Schichten von ihr nicht erfasst werden. Geringere Dicke führt zu einer Abnahme der Phasengeschwindigkeit (vergleiche Gleichung (6.1)). Der Phasenscan (Abb. 6.57) zeigt geringere Phasenwerte im Bereich der größten, tiefliegenden Delamination (Abb. 6.53). Die Phasenwerte sinken in der Region der weniger tiefliegenden, ovalen Delamination weiter. Die angezeigte Größe der Delaminationen im Scan entspricht in etwa der realen Größe. Die Phasenverschiebung offenbart also in diesem Fall nicht nur die Größe des Defekts exakter, sondern liefert auch tiefenaufgelöste Informationen über die Anordnung der Delaminationen.

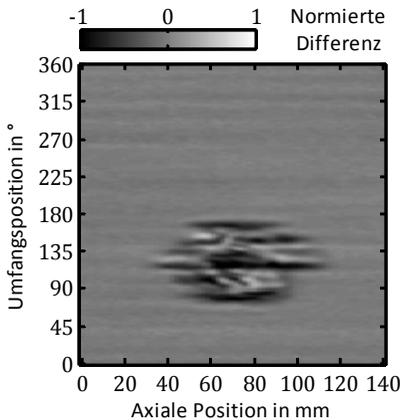


Abb. 6.56: Differenzbild zwischen Scans vor und nach Impact [Schm12b].

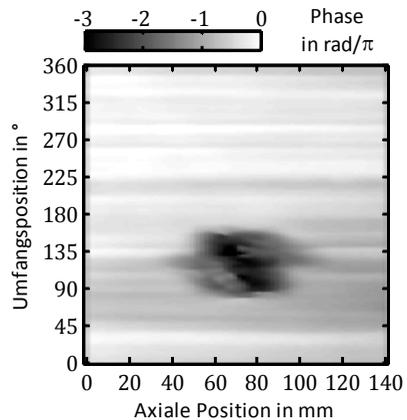


Abb. 6.57: Phasenverschiebungsscan der Probe Impact-14J-30 [Schm12b].

Für die beschossenen Prüfkörper sind die Maximalspannungen, die für defektfreie Prüfkörper benutzt wurden, zu hoch; sie versagen dann schon nach wenigen Lastzyklen. Deshalb wird für die Prüfung der Rohre mit Impactschaden das Lastniveau so gesenkt, dass eine angemessene Schwingspielzahl vor dem Versagen erreichbar ist (Tabelle B.3).

Ein Schadensfortschritt bei den mit 14 J beschossenen Rohren ist im Bereich des Aufprallpunktes weder mit Sichtprüfung noch mit der angewandten Ultraschalltechnik konkret charakterisierbar. Die Grenzflächen der Delaminationen behindern Licht- und Schalltransmissionen und erschweren so die Sicht- bzw. Ultraschallprüfung tieferer Lagen. Bei den Prüfkörpern mit kleinerem Impactschaden (8,4 J) ist teilweise ein Wachstum der Delaminationen visuell nachweisbar; ist das der Fall, ist das Wachstum auch mit der Luftultraschalltechnik zu beobachten. Das Versagen aller Rohrprüfkörper mit Impactschaden geht unter Ermüdungslast vom detektierten Aufprallort aus.

Die gemittelte Abnahme der Phasengeschwindigkeit durch Ermüdungsschädigung fällt im Vergleich zu defektfreien Rohren gering aus. Beispielhaft ist dies an den Prüfkörpern unter dem Lastverhältnis 60° ohne (Rohr-60a) und mit Impactschaden (Impact-8,4J-60) verdeutlicht (Abb. 6.58). Im Verhältnis zu Prüfkörpern, die mit 8,4 J beschossen wurden, sinkt die Geschwindigkeit der geführten Welle in den Rohren mit einem Impactschaden, der mit 14 J eingebracht wurde, noch weniger bis zum Versagen. Dies spiegelt die geringere Rissentwicklung [Schm12b] und schwächere Steifigkeitsdegradation (Abb. 6.59) in Rohren mit Impactschaden wider. Die geringfügige Ermüdungsschädigung außerhalb des Impactschadens ist durch das verringerte Lastniveau und frühzeitige Versagen der Impactproben erklärbar.

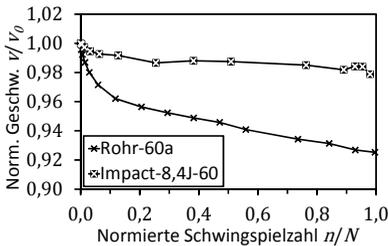


Abb. 6.58: Geschwindigkeitsabnahme mit und ohne Impact (60°) [Schm12b].

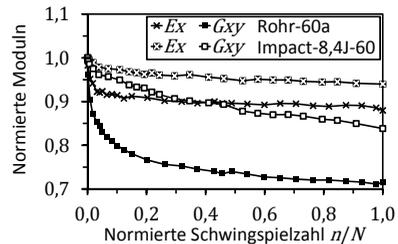


Abb. 6.59: Steifigkeitsdegradation mit und ohne Impact (60°) [Schm12b].

7. Zusammenfassung und Ausblick

Für die zunehmende Verwendung von FKV in sicherheitsrelevanten und zukunfts-trächtigen Industriezweigen wurde eine zerstörungsfreie Prüfmethode vorgestellt, die einen Großteil der industriellen Anforderungen erfüllt und deshalb konkurrenz-fähig gegenüber konventioneller ZfP sein dürfte.

Die Eignung des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Ultraschallverfahrens zur kontaktlosen und koppelmittelfreien Bewertung von Schädigung in FKV wurde durch umfangreiche Versuchsreihen und theoretische Überlegungen untermauert. Die ausgeprägte Heterogenität des untersuchten Faserverbundwerkstoffes stellt für die ZfP eine besondere Schwierigkeit da, die das vorgestellte Verfahren über-windet. Da häufig homogenere Faserverbundwerkstoffe eingesetzt werden, dürfte sich das Verfahren für die meisten schalenförmigen Strukturen aus FKV eignen, und es kann sogar mit noch genauerer Charakterisierung der Schädigungen gerechnet werden.

Das kostengünstige Konzept ist grundsätzlich in industrieller Umgebung einsetzbar, wobei der große Vorteil hervorzuheben ist, dass einseitige Zugänglichkeit zum Prüfobjekt ausreicht. Bisher war häufig der Einsatz von mehreren Prüfmethoden notwendig, um die verschiedenen herstellungs- und betriebsbedingten Schädigun-gen in FKV zu detektieren; in Zukunft könnte das *eine* Verfahren genügen, um alle typischen Defektarten zu identifizieren, was zusätzlich Kosten spart.

Heterogene Schädigung wie Delaminationen, Porenfelder und Ondulationen sind charakterisierbar und deren Entwicklung unter mechanischer Ermüdungslast be-obachtbar. Dabei erfasst das Luftultraschallverfahren alle lokalen Vorschädigungen, die bei zyklischer Belastung nachweislich versagenskritisch sind. Bevorstehendes Versagen und sogar der Ort des Versagens sind durch Vergleich sequentieller Luftultraschallmessungen in vielen Fällen vorhersehbar.

Bisher gibt es nur sehr wenige ZfP-Verfahren, die Ermüdungsschädigung feststellen können. Nun lässt sich globale Materialdegradation, induziert durch verschiedene Lastverhältnisse und -kombination, mit geführten Wellen quantitativ verfolgen. Die Verwendung mehrerer Modelle zeigt den komplexen Zusammenhang von Zwi-schenfaserrissdichten und Phasengeschwindigkeiten.

Das Potential der luftultraschallerzeugten geführten Wellen zur Charakterisierung von Ermüdungsschädigung in FKV ist bei weitem noch nicht ausgeschöpft. Während geführte Wellen schon in dickwandigen Schalen aus intaktem CFK angeregt wurden, fehlt derzeit jedoch noch die Untersuchung der Charakterisierbarkeit von Schädigungen in solchen industrierelevanten Strukturen. Umlaufende Wellen in Rohren, deren Messung bereits luftgekoppelt in unbeschädigtem GFK und CFK durchgeführt wurde, ermöglichen die Untersuchung anisotroper Materialermüdung in Mehrschichtverbunden. Weitere Voruntersuchungen mit speziellen Luftultraschallprüfköpfen zeigten bereits die Anregbarkeit der symmetrischen Mode kleinster Ordnung (s_0 -Mode), von der sich erhoffen lässt, dass sie die Degradation des E-Moduls direkter wiedergibt. Die Verwendung verschiedener Frequenzen und Moden könnte auf lange Sicht ein tiefenaufgelöstes Bild der homogenisierten Schädigung liefern. Inwieweit traditionelle Schädigungsparameter wie lagenspezifische Rissdichten aus gemessenen Dispersionskurven ermittelbar sind, könnte ein Schwerpunkt zukünftiger Forschung sein.

A. Zusätzliches Formelwerk

A.1 Koordinatentransformation

Koordinatentransformation einer orthotropen Steifigkeitsmatrix $[C]'$ mit dem Rotationswinkel α um x_3 [Nay95]:

$$\begin{aligned}
 C_{11} &= C'_{11}K^2 + C'_{22}S^2 + 2(C'_{12} + 2C'_{66})Q^2 \\
 C_{12} &= (C'_{11} + C'_{22} - 2C'_{12} - 4C'_{66})Q^2 + C'_{12} \\
 C_{13} &= C'_{13}K + C'_{23}S \\
 C_{16} &= (C'_{12} + 2C'_{66} - C'_{11})QK + (C'_{22} - C'_{12} - 2C'_{66})QS \\
 C_{22} &= C'_{11}S^2 + C'_{22}K^2 + 2(C'_{12} + 2C'_{66})Q^2 \\
 C_{23} &= C'_{13}S + C'_{23}K \\
 C_{26} &= (C'_{12} + 2C'_{66} - C'_{11})QS + (C'_{22} - C'_{12} - 2C'_{66})QK \\
 C_{33} &= C'_{33} \\
 C_{36} &= (C'_{23} - C'_{13})Q \\
 C_{44} &= C'_{44}K + C'_{55}S \\
 C_{45} &= (C'_{44} - C'_{55})Q \\
 C_{44} &= C'_{55}K + C'_{44}S \\
 C_{66} &= C'_{66} + (C'_{11} + C'_{22} - 2C'_{12} - 4C'_{66})Q^2 \\
 C_{14} = C_{15} = C_{24} = C_{25} = C_{34} = C_{35} = C_{46} = C_{56} &= 0
 \end{aligned} \tag{A.1}$$

mit $S = \sin^2 \alpha$, $K = \cos^2 \alpha$ und $Q = \sin \alpha \cos \alpha$.

A.1 Koeffizienten aus Gleichung (4.34)

Die Koeffizienten A_i in der Gleichung (4.34) lauten [Nay95]:

$$\begin{aligned}
 A_1 &= [C_{11}C_{33}C_{44} - C_{13}^2C_{44} + 2C_{13}C_{36}C_{45} - 2C_{13}C_{44}C_{55} + 2C_{13}C_{45}^2 \\
 &\quad - 2C_{16}C_{33}C_{45} + C_{33}C_{55}C_{66} - C_{36}^2C_{55} \\
 &\quad - (C_{33}C_{44} + C_{33}C_{55} + C_{44}C_{55} - C_{45}^2)\rho\bar{v}^2]/\Delta
 \end{aligned} \tag{A.2}$$

$$\begin{aligned}
 A_2 = & [C_{11}C_{33}C_{66} - C_{11}C_{36}^2 - 2C_{11}C_{36}C_{45} + C_{11}C_{44}C_{55} - C_{11}C_{45}^2 \\
 & + C_{12}^2C_{66} + 2C_{13}C_{16}C_{36} + 2C_{13}C_{16}C_{45} \\
 & - 2C_{13}C_{55}C_{66} - C_{16}^2C_{33} + 2C_{16}C_{36}C_{55} \\
 & - (C_{11}C_{33} + C_{11}C_{44} - C_{13}^2 - 2C_{13}C_{55} - 2C_{16}C_{45} \\
 & + C_{33}C_{66} - C_{36}^2 - 2C_{36}C_{45} + C_{44}C_{55} - C_{45}^2 \\
 & + C_{55}C_{66})\rho\bar{v}^2 + (C_{33} + C_{44} + C_{55})\rho\bar{v}^4]/\Delta
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 A_3 = & [C_{11}C_{55}C_{66} - C_{16}^2C_{55} \\
 & - (C_{11}C_{55} + C_{11}C_{66} + C_{16}^2 + C_{55}C_{66})\rho\bar{v}^2 \\
 & + (C_{11} + C_{55} + C_{66})\rho\bar{v}^4 - \rho\bar{v}^6]/\Delta
 \end{aligned}$$

mit $\Delta = C_{33}C_{44}C_{55} - C_{33}C_{45}^2$.

B. Daten zu den verwendeten Rohrprüfkörpern

Tabelle B.1: Nominell defektfreie Rohrprüfkörper [Rhe11].

Bezeichnung	ϑ in °	φ in %	σ_{max} in MPa	τ_{max} in MPa	Spannungshöhe* in %	Lastwechsel bis Versagen
Rohr-0	0	51	194	0	33	11722
Rohr-30	30	51	116	67	41	10948
Rohr-60a	60	51	43	75	43	33987
Rohr-60b	60	51	44	76	43	28773
Rohr-90	90	49	0	69	43	51094

*zyklische Spannung dividiert durch Versagensspannung bei quasi-statischem Zug-Torsions-Versuch

Tabelle B.2: Ondulationsbehaftete Rohrprüfkörper [Schm12a].

Bezeichnung	ϑ in °	φ in %	σ_{max} in MPa	τ_{max} in MPa	Spannungshöhe* in %	Lastwechsel bis Versagen
Ondulation-30	30	50	113	65	40	8553
Ondulation-60	60	50	41	72	42	10537

*zyklische Spannung dividiert durch Versagensspannung bei quasi-statischem Zug-Torsions-Versuch nominell defektfreier Proben

Tabelle B.3: Rohrprüfkörper mit Impactschaden [Schm12b].

Bezeichnung	ϑ in °	φ in %	σ_{max} in MPa	τ_{max} in MPa	Spannungs- höhe* in %	Lastwechsel bis Versagen
Impact-8,4J-30	30	51	88	51	32	3037
Impact-8,4J-60	60	53	30	51	30	15721
Impact-14J-30	30	54	67	39	24	25848
Impact-14J-60	60	54	26	46	26	23922

*zyklische Spannung dividiert durch Versagensspannung bei quasi-statischem Zug-Torsions-Versuch nominell defektfreier Proben

Tabelle B.4: Poröse Rohrprüfkörper [Schm12c].

Bezeichnung	ϑ in °	φ in %	σ_{max} in MPa	τ_{max} in MPa	Spannungs- höhe* in %	Lastwechsel bis Versagen
Poren-fein-30	30	54	110	63	38	14066
Poren-fein-60	60	52	42	74	43	32683
Poren-gehäuft-30	30	54	111	64	38	7336
Poren-gehäuft-60	60	53	43	74	43	17520

*zyklische Spannung dividiert durch Versagensspannung bei quasi-statischem Zug-Torsions-Versuch nominell defektfreier Proben

Literaturverzeichnis

[Add09] ADDEN, S. (2009) *Schädigungsverhalten von glasfaserverstärkten Kunststoffen aus Multiaxialgelegen unter biaxialer Ermüdungsbelastung*. Technische Universität Braunschweig, Dissertation und ZLR-Forschungsbericht 2009-10, Fakultät für Maschinenbau: Shaker Verlag.

[Add10] ADDEN, S., HORST, P. (2010) Stiffness degradation under fatigue in multiaxial loaded non-crimped-fabrics. *International Journal of Fatigue*, 32, S. 108-122.

[Add08] ADDEN, S., PFLIEDERER, K., SOLODOV, I., HORST, P., BUSSE, G. (2008) Characterization of stiffness degradation caused by fatigue damage in textile composites using circumferential plate acoustic waves. *Composites Science and Technology*, 68 (7-8), S. 1616-1623.

[Aku12] AKULA, V., GARNICH, M. (2012) Effective ply and constituent elastic properties for cracked laminates. *Composites: Part B*, 43, S. 2143–2151.

[Aul73] AULD, B. A. (1973) *Acoustic fields and waves in solids* (Bd. 1) New York: John Wiley & Sons Inc.

[Ber54] BERGMANN, L. (1954) *Der Ultraschall. 6. Auflage*. Stuttgart: Hirzel.

[Bir04] BIRT, E. A., SMITH, R. A. (2004) A review of NDE methods for porosity measurement in fibre-reinforced polymer composites. *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 46 (11), S. 681-686.

[Bög08] BÖGER, L., WICHMANN, M. H., SCHULTE, K. (2008) Load and health monitoring in glass fibre reinforced composites with an electrically conductive nanocomposite epoxy matrix. *Composites Science and Technology*, 68 (7-8), S. 1886-1894.

[Böh10] BÖHM, R., HUFENBACH, W. (2010) Experimentally based strategy for damage analysis of textile-reinforced composites under static loading. *Composites Science and Technology*, 70 (9), S. 1330-1337.

[Bro03] BROUWER, W. D., VAN HERPT, E. C., LABORDUS, M. (2003) Vacuum injection moulding for large structural applications. *Composites Part A*, 34 (6), S. 551-558.

- [Cas98b] CASTAINGS, M., HOSTEN, B. (1998) The use of electrostatic, ultrasonic, air-coupled transducers to generate and receive Lamb waves in anisotropic, viscoelastic plates. *Ultrasonics*, 36 (1-5), S. 361-365.
- [Cas08] CASTAINGS, M., HOSTEN, B. (2008) Ultrasonic guided waves for health monitoring of high-pressure composite tanks. *NDT & E International*, 41 (8), S. 648-655.
- [Cas98a] CASTAINGS, M., CAWLEY, P., FARLOW, R., HAYWARD, G. (1998) Single sided inspection of composite materials using air coupled ultrasound. *Journal of Nondestructive Evaluation*, 17 (1), S. 37-45.
- [Cha06] CHAMBERS, A. R., EARL, J. S., SQUIRES, C. A., SUHOT, M. A. (2006) The effect of voids on the flexural fatigue performance of unidirectional carbon fibre composites developed for wind turbine applications. *International Journal of Fatigue*, 28 (10), S. 1389-1398.
- [Cha77] CHANG, F. H., GORDON, D. E., GARDNER, A. H. (1977) A study of fatigue damage in composites by nondestructive testing techniques. In K. L. Reifsnider, K. N. Lauraitis, *Fatigue of Filamentary Composite Materials* (S. 57-72) Philadelphia: ASTM 636.
- [Chi01] CHILDERS, B. A., FROGGATT, M. E., ALLISON, S. G., SR THOMAS, C. M., HARE, D. A., BATTEN, C. F., DAWN, J. C. (2001) Use of 3000 bragg grating strain sensors distributed on four eight-meter optical fibers during static load tests of a composite structure. *4332*, S. 133-142.
- [Chi91] CHIMENTI, D., MARTIN, R. (1991) Nondestructive evaluation of composite laminates by leaky Lamb waves. *Ultrasonics*, 29 (1), S. 13-21.
- [Cro82] CROSSMAN, F. W. (1982) The dependence of transverse cracking and delamination on ply thickness in graphite/epoxy laminates. In K. L. Reifsnider, *Damage in Composite Materials* (S. 118-139) ASTM 775.
- [Dan92] DANIEL, I. M., WOOH, S. C., KOMSKY, I. (1992) Quantitative porosity characterization of composite materials by means of ultrasonic attenuation measurements. *Journal of Nondestructive Evaluation*, 11 (1), S. 1-8.
- [Dat08] DATTA, S. K., SHAH, A. H. (2008) *Elastic waves in composite media and structures*. Boca Raton: CRC Press.

- [deG95] DE GROOT, P. J., WIJNEN, P. A., JANSSEN, R. B. (1995) Real-time frequency determination of acoustic emission for different fracture mechanisms in carbon/epoxy composites. *Composites Science and Technology*, 55 (4), S. 405-412.
- [Deu97] DEUTSCH, V., PLATTE, M., VOGT, M. (1997) *Ultraschallprüfung, Grundlagen und industrielle Anwendungen*. Berlin: Springer-Verlag.
- [Dör11] DÖRING, D. (2011) *Luftgekoppelter Ultraschall und geführte Wellen für die Anwendung in der Zerstörungsfreien Werkstoffprüfung*. Universität Stuttgart, Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie: Dissertation.
- [Dör09] DÖRING, D., SOLODOV, I., BUSSE, G. (2009) Werkstoffcharakterisierung und Prozessverfolgung mit luftgekoppelten Platten- und Oberflächenwellen. 21. *Stuttgarter Kunststoffkolloquium* .
- [Dua02] DUAN, X., YAO, W. (2002) Multi-directional stiffness degradation induced by matrix cracking in composite laminates. *International Journal of Fatigue*, 24, S. 119-125.
- [Duk84] DUKE, J., HENNEKE, E. S., REIFSNIDER, K. (1984) Characterization of composite materials by means of the ultrasonic stress wave factor. In I. H. Marshall, *Composite Structures 2* (S. 53-60) London: Applied Science Publisher.
- [Fed68] FEDEROV, F. I. (1968) *Theory of elastic waves in crystals*. New York: Plenum Press.
- [Fle98] FLEMMING, M., ZIEGMANN, G., ROTH, S. (1998) *Faserverbundbauweisen. Fertigungsverfahren: Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix*. Springer.
- [Foy72] FOYE, R. L. (1972) The transverse poisson's ratio of composites. *Journal of Composite Materials*, 6, S. 293-295.
- [Fri99] FRIEBELE, E. J., ASKINS, C. G., BOSSE, A. B., KERSEY, A. D., PATRICK, H. J., POGUE, W. R., PUTNAM, M. A., SIMON, W. R., TASKER, F. A., VINCENT, W. S., VOHRA, S. T. (1999) Optical fiber sensors for spacecraft. *Smart Material Structures*, 8, S. 813-838.
- [Gag07] GAGEL, A. L. (2007) *Über die Schädigung und Degradation von Glasfaser-Multiaxialgelege verstärktem Epoxid unter mechanischer Last*. Technische Universität Hamburg-Harburg, Studiendekanat Maschinenbau: Dissertation.

- [Gan12] GAN, T.-H., SOUA, S., DIMLAYE, V., BURNHAM, K. (2012) Real-time monitoring system for defects detection in wind turbine structures and rotating components. *18th Word conference on Nondestructive Testing* .
- [Geh11] GEHRIG, F. (2011) *Einfluss von Poren auf das Schädigungsverhalten von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen*. Technische Universität Hamburg-Harburg, Studiendekanat Maschinenbau: Dissertation.
- [Gél07] GÉLÉBART, Y., DUFLO, H., DUCLOS, J. (2007) Air coupled Lamb waves evaluation of the long-term thermo-oxidative ageing of carbon-epoxy plates. *NDT E International*, 40 (1), S. 29-34.
- [Ger07] GERHARD, H. (2007) *Entwicklung und Erprobung neuer dynamischer Speckle-Verfahren für die zerstörungsfreie Werkstoff- und Bauteilprüfung*. Universität Stuttgart, Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie: Dissertation.
- [Gle09] GLEITER, A., SPIEBERGER, C., BUSSE, G. (2009) Lockin-thermography with optical or ultrasound excitation. *10th International Conference of the Slovenian Society for Non-Destructive Testing Proceedings* .
- [Gro06] GROSSE, C. U., WANNER, A., KURZ, J. H., LINZER, L. M. (2006) Acoustic emission. In G. Busse, B. Kröplin, F. K. Wittel, *Damage and its Evolution in Fiber-Composite Materials: Simulation and Non-Destructive Evaluation* (S. 37-60) Stuttgart: ISD Verlag.
- [Guo93] GUO, N., CAWLEY, P. (1993) The interaction of Lamb waves with delaminations in composite laminates. *Journal of the Acoustic Society of America*, 94 (4), S. 2240-2246.
- [Hah74] HAHN, H., TSAI, S. W. (1974) On the behavior of composite laminates after initial failures. *Journal of Composite Materials*, 8 (3), S. 288-305.
- [Hal76] HALPIN, J., KARDOS, J. L. (1976) Halpin-Tsai equations: A review, *Polymer Engineering and Science*. *Polymer Engineering & Science*, 16 (4), S. 344-352.
- [Har03] HARRIS, B. (2003) A historical review of the fatigue behaviour of fibre-reinforced plastics. In B. Harris, *Fatigue in Composites* (S. 3-31) Cambridge: Woodhead.

- [Hig82] HIGHSMITH, A. L., REIFSNIDER, K. L. (1982) Stiffness-reduction mechanisms in composite laminates. In *Damage in Composite Materials* (S. 103-117) ASTM STP 775.
- [Hos01] HOSTEN, B., CASTAINGS, M., TRÉTOU, H., VOILLAUME, H. (2001) Identification of composite materials elastic moduli from Lamb wave velocities measured with single-sided, contact-less, ultrasonic method. In D. Thompson, D. Chimenti, *Review of progress in quantitative non-destructive evaluation* (Bd. 20B, S. 1023–1030) New York.
- [Hsi96] HSIAO, H. M., DANIEL, I. M. (1996) Effect of fibre waviness on stiffness and strength reduction of unidirectional composites under compressive loading. *Composite Science and Technology*, 56, S. 581-593.
- [Huf10] HUFENBACH, W., GUDE, M., PROTZ, R., BUSSE, G., SPIESSBERGER, C., RHEINFURTH, M. (2010) Influence of impact related predamage on the material behavior of composites under high dynamic tensile loading. *IN-TECH, Proceedings*.
- [Huf06] HUFENBACH, W., RITSCHEL, T., BÖHM, R., LANGKAMP, A. (2006) Ultrasonic determination of anisotropic damage in fibre and textile reinforced composite materials. *Conference on Damage in Composite Materials: Non Destructive Testing and Simulation, Stuttgart* (Proceedings auf www.ndt.net).
- [Jam84] JAMISON, R. D., SCHULTE, K., REIFSNIDER, K. L., STINCHCOMB, W. W. (1984) Characterization and analysis of damage mechanisms in tension-tension fatigue of graphite/epoxy laminates. In *Effects of defects in composite materials* (S. 21-55) ASTM STP 836.
- [Jon75] JONES, R. M. (1975) *Mechanics of Composite Materials*. McGraw.
- [Joy97] JOYCE, P. J., KUGLER, D., MOON, T. J. (1997) A technique for characterizing process-induced fiber waviness in unidirectional composite laminates - using optical microscopy. *Journal of Composite Materials*, 31 (17), S. 1694-1727.
- [Kan04] KANG, K. W., KIM, J. K. (2004) Fatigue life prediction of impacted carbon/epoxy laminates under constant amplitude loading. *Composites Part A*, 35 (5), S. 539-535.
- [Kas10] KASTNER, J., PLANK, B., SALABERGER, D., SEKELJA, J. (2010) Defect and porosity determination of fibre reinforced polymers by X-ray computed tomography.

Proceedings of the 2nd international symposium on NDT in aerospace, WE.1A.2. Hamburg.

[Kat09] KATERELOS, D. T., PAIPETIS, A., LOUTAS, T., SOTIRIADIS, G., KOSTOPOULOS, V., OGIN, S. L. (2009) In situ damage monitoring of cross-ply laminates using acoustic emission. *Plastics, Rubber and Composites*, 38 (6), S. 229-234.

[Kra80] KRAUTKRÄMER, J., KRAUTKRÄMER, H. (1980) *Werkstoffprüfung mit Ultraschall* (vierte, verbesserte Auflage Ausg.) Berlin Heidelberg New York: Springer Verlag.

[Lai93] LAI, W. M., RUBIN, D., KREMPLE, E. (1993) *Introduction to Continuum Mechanics* (3 Ausg.) Oxford: Pergamon Press.

[Lam17] LAMB, H. (1917) On waves in an elastic plate. *Proceedings of the Royal Society of London*, 93 (PT series A), S. 114-128.

[Lan59] LANDAU, L. D., LIFSHITZ, E. M. (1959) *Theory of elasticity*. London: Pergamon Press.

[Low95] LOWE, M. J. (1995) Matrix techniques for modeling ultrasonic waves in multilayered media. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 42 (4), S. 525-542.

[Man03] MANDELL, J. F., SAMBORSKY, D. D., WANG, L. (2003) *Effects of fiber waviness on composites for wind turbine blades*. Long Beach, CA: SAMPE Proceedings.

[Mar76] MARTIN, B. G. (1976) Ultrasonic attenuation due to voids in fibre-reinforced plastics. *NDT International*, 9 (5), S. 242-246.

[May11] MAYR, G., PLANK, B., SEKELJA, J., HENDORFER, G. (2011) Active thermography as a quantitative method for non-destructive evaluation of porous carbon fiber reinforced polymers. *NDT & E International*, 44 (7), S. 537-543.

[McC12] MCCOMBE, G. P., ROUSE, J., TRASK, R. S., WITHERS, P. J., BOND, I. P. (2012) X-ray damage characterisation in self-healing fibre reinforced polymers. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 43 (4), S. 613-620.

[Men08] MENNER, P., GERHARD, H., BUSSE, G. (2008) Lock-In-Shearografie: Prinzip und Anwendung. *Technisches Messen*, 75 (6), S. 390-397.

[Mou03] MOURITZ, A. (2003) Non-destructive evaluation of damage accumulation. In B. Harris, *Fatigue in Composites* (S. 242-266) Cambridge: Woodhead.

- [Mur00] MURRI, G. B. (2000) Influence of ply waviness on fatigue life of tapered composite flexbeam laminates. In P. Grant, C. Q. Rousseau, *Composite Structures: Theory and Practice* (S. 188-209) ASTM STP 1383.
- [Nai92] NAIRN, J. A., HU, S. (1992) The initiation and growth of delaminations induced by matrix microcracks in laminated composite. *International Journal of Fracture*, 57, S. 1-24.
- [Nay95] NAYFEH, A. H. (1995) *Wave propagation in layered anisotropic media: with applications to composites*. Amsterdam: Elsevier.
- [NgC09] NG, C. T., VEIDT, M. (2009) A Lamb-wave-based technique for damage detection in composite laminates. *Smart Matererial Structures*, 18 (074006)
- [Ogi99] OGIHARA, S., TAKEDA, N., KOBAYASHI, S., KOBAYASHI, A. (1999) Effects of stacking sequence on microscopic fatigue damage development in quasi-isotropic CFRP laminates with interlaminar-toughened layers. *Composite Science and Technology*, 59 (9), S. 1387–1398.
- [Pav97] PAVLACOVIC, B. N., LOWE, M. J., ALLEYNE, D. N., CAWLEY, P. (1997) Disperse: A general purpose program for creating dispersion curves. *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation*, 16, S. 185-189.
- [Pav03] PAVLAKOVIC, B. N., LOWE, M. J. (2003) Dispers User's Manual. *Version 2.0.16B* .
- [Poh10] POHL, J., SZEWIECZEK, A., HILLGER, W., MOOK, G. (2010) Ermittlung der Dispersion von Lamb-Wellen zur Zustandsüberwachung in anisotropen Bauteilen. *DGZfP-Jahrestagung, Di.3.C*.
- [Pot08] POTTER, K., KHAN, B., WISNOM, M., BELL, T., STEVENS, J. (2008) Variability, fibre waviness and misalignment in the determination of the properties of composite materials and structures. *Composites Part A*, 39, S. 1343-1254.
- [Pro95] PROSSER, W. H., JACKSON, K. E., KELLAS, S., SMITH, B. T., MCKEON, J., FRIEDMAN, A. (1995) Advanced, waveform based acoustic emission detection of matrix cracking in composites. *Materials Evaluation*, 53 (9), S. 1052-1058.
- [Puc95] PUCK, A. (1995) *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten, Modelle für die Praxis*. Hanser.

- [Puc67] PUCK, A. (1967) Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichtenverbund-Bauelementen. *Kunststoffe*, 57 (4), S. 284-293.
- [Qua10] QUARESIMIN, M., SUSMEL, L., TALREJA, R. (2010) Fatigue behaviour and life assessment of composite laminates under multiaxial loadings. *International Journal of Fatigue*, 32, S. 2-16.
- [Ray85] RAYLEIGH, L. (1885) On waves propagated along the plane surface of an elastic solid. *Proceedings of the London Mathematical Society*, 17, S. 4-11.
- [Rea02] READ, I., FOOTE, P., MURRAY, S. (2002) Optical fibre acoustic emission sensor for damage detection in carbon fibre composite structures. *Measurement Science and Technology*, 13 (1), S. N5-N9.
- [Rei80b] REIFSNIDER, K. (1980) Fatigue behavior of composite materials. *International Journal of Fracture*, 16 (6), S. 563-83.
- [Rei80a] REIFSNIDER, K. L., TALUG, A. (1980) Analysis of fatigue damage in composite laminates. *International Journal of Fatigue*, 2, S. 3-11.
- [Rei83] REIFSNIDER, K. L., SCHULTE, K., DUKE, J. C. (1983) Long-term fatigue behavior of composite materials. In T. K. O'Brien, *Long-term Behavior of Composites* (S. 136-139) ASTM STP 813.
- [Rhe10] RHEINFURTH, M., DÖRING, D., GEHRIG, F., SOLODOV, I., SCHULTE, K., BUSSE, G. (2010) Monitoring of fatigue in composites using air-coupled guided waves. *10th European Conference on Nondestructive Testing (ECNDT)*.
- [Rhe11] RHEINFURTH, M., SCHMIDT, F., DÖRING, D., SOLODOV, I., BUSSE, G., HORST, P. (2011) Air-coupled guided waves combined with thermography for monitoring fatigue in biaxially loaded composite tubes. *Composite Science and Technology*, 71 (5), S. 600-608.
- [Rhe12a] RHEINFURTH, M., KOSMANN, N., SAUER, D., BUSSE, G., SCHULTE, K. (2012) Lamb waves for non-contact fatigue state evaluation of composite under various mechanical loading conditions. *Composites Part A*, 43 (8), S. 1203-1211.
- [Rhe12b] RHEINFURTH, M., BUSSE, G. (2012) Non-contact ultrasound for single-sided detection of fatigue and defects in composites. *18th International Conference on Composite Materials*.

- [Rhe13] RHEINFURTH, M., FEY, P., ALLINGER, S., BUSSE, G. (2013) Ultrasonic birefringence as a measure of mechanically induced fatigue damage in laminated composites. *International Journal of Fatigue*, im Druck (online erhältlich seit 26. Oktober 2012).
- [Rie05] RIEGERT, G., KEILIG, T., AOKI, R., DRECHSLER, K., BUSSE, G. (2005) Schädigungscharakterisierung an NCF-Laminaten mittels Lockin-Thermographie und Bestimmung der CAI-Restfestigkeiten.
- [San04] SANCHEZ-SAEZ, S., BARBERO, E., ZAERA, R., C., N. (2004) Compression after impact of thin composite laminates. *Composite Science and Technology*, 56, S. 1911-1919.
- [Schm12a] SCHMIDT, F., RHEINFURTH, M., HORST, P., BUSSE, G. (2012) Effects of local fibre waviness on damage mechanisms and fatigue behaviour of biaxially loaded tube specimens. *Composites Science and Technology*, 72 (10), S. 1075-1082.
- [Schm12b] SCHMIDT, F., RHEINFURTH, M., PROTZ, R., HORST, P., BUSSE, G., GUDE, M., HUFENBACH, W. (2012) Monitoring of multiaxial fatigue damage evolution in impacted composite tubes using non-destructive evaluation. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 43 (3), S. 537-546.
- [Schm12c] SCHMIDT, F., RHEINFURTH, M., HORST, P., BUSSE, G. (2012) Multiaxial fatigue behaviour of GFRP with evenly distributed or accumulated voids monitored by various NDT methodologies. *International Journal of Fatigue*, 43, S. 207-216.
- [Schu94] SCHULTE, K. (1994) Compressive static and fatigue loading of continuous fibre-reinforced composites. In S. E. Groves, A. L. Highsmith, *Compression response of composites structures* (S. 278-305) ASTM STP 1185.
- [Schu87] SCHULTE, K. (1987) Damage development under cyclic loading.
- [Schu89] SCHULTE, K., BARON, C. (1989) Load and failure analyses of CFRP laminates by means of electrical resistivity measurements. *Composite Science and Technology*, 36 (1), S. 63-76.
- [Schü05] SCHÜRMANN, H. (2005) *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg: Springer.

- [Sea98] SEALE, M. D., SMITH, B. T., PROSSER, W. H. (1998) Lamb wave assessment of fatigue and thermal damage in composites. *Journal of the Acoustical Society of America*, 103 (5), S. 2416-2424.
- [Shi98] SHIH, J.-H., MAL, A. K., VEMURI, M. (1998) Plate wave characterization of stiffness degradation in composites during fatigue. *Research in Nondestructive Evaluation*, 10 (3), S. 147-162.
- [Smi09] SMITH, R. A., NELSON, L. J. (2009) Automated analysis and advanced defect characterisation from ultrasonic scans of composites. *Journal of The British Institute of NDT*, 51 (2), S. 82-87.
- [Sol06a] SOLODOV, I. (2006) Vorlesungsskript: Material characterization with elastic waves. Universität Stuttgart.
- [Sol06b] SOLODOV, I., DÖRING, D. (2006) Ultrasonics for NDE of fiber-composite materials: simulation and non-destructive evaluation. In G. Busse, B.-H. Kröplin, F. Wittel, *Damage and its evolution in fiber-composite* (S. 17-36) Stuttgart: ISD-Verlag.
- [Sti86] STINCHCOMB, W. (1986) Nondestructive evaluation of damage accumulation processes in composite laminates. *Composites Science and Technology*, 25 (2), S. 103-118.
- [Stö03] STÖBEL, R. (2003) *Air-coupled ultrasound inspection as a new non-destructive testing tool for quality assurance*. Universität Stuttgart, Fakultät Maschinenbau: Dissertation.
- [SuZ06] SU, Z., YE, L., LU, Y. (2006) Guided Lamb waves for identification of damage in composite structures: A review. *Journal of Sound and Vibration*, 295 (3-5), S. 753-780.
- [Tal08] TALREJA, R. (2008) Damage and fatigue in composite - a personal account. *Composite Science and Technology*, 68, S. 2585-2591.
- [Tal87] TALREJA, R. (1987) *Fatigue of composite materials*. Lancaster, Pa. : Technomic.
- [Tan89] TANG, B., HENNEKE, G., E. (1989) Lamb-wave monitoring of axial stiffness reduction of laminated composite plates. *Material Evaluation*, 47 (8), S. 928-934.

- [Tan11] TANG, H.-Y., WINKELMANN, C., LESTARI, W., SAPONARA, V. L. (2011) Composite structural health monitoring through use of embedded PZT sensors. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 22 (739)
- [Tod02] TODOROKI, A., TANAKA, Y. (2002) Delamination identification of cross-ply graphite/epoxy composite beams using electric resistance change method. *Composites Science and Technology*, 62 (5), S. 629-639.
- [Toy03] TOYAMA, N., NODA, J., OKABE, T. (2003) Quantitative damage detection in cross-ply laminates using Lamb wave method. *Composites Science and Technology*, 63 (10), S. 1473-1479.
- [Van94] VANDERMEY, N. E., MASTERS, J. E., POE, C. C., MORRIS, D. H. (1994) Compression-compression fatigue of stitched uniwoven graphite/epoxy composite. In S. E. Groves, A. L. Highsmith, *Compression response of composite structures* (S. 258-277) ASTM STP 1185.
- [Var90] VARY, A. (1990) Acousto-ultrasonics. In J. Summerscales, *Non-destructive testing of fibre-reinforced plastic composites*. London und New York: Elsevier.
- [VDI89] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE (1989) Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Grundlagen. *VDI2014-1*.
- [Vik67] VIKTOROV, I. A. (1967) *Rayleigh and Lamb waves - physical theory and applications*. New York: Plenum Press.
- [Wan11] WANG, D., YE, L., SU, Z., LU, Y. (2011) Quantitative identification of multiple damage in laminated composite beams using A 0 Lamb mode. *Journal of Composite Materials*, 45, S. 2061-2069.
- [Wil74] WILLIAMS, R. S., REIFSNIDER, K. L. (1974) Investigation of acoustic emission during fatigue loading of composite specimens. *Journal of Composite Materials*, 8, S. 340-355.
- [Yok06] YOKONO, Y., MATSUBARA, S., MATSUI, S., KITAJIMA, M., YABUSHITA, H., UTOYAMA, S., WAKITA, N. (2006) Air-coupled ultrasonic inspection method for FRP structure. *12th Asia-Pacific Conference on NDT* .
- [Zho02] ZHOU, G., SIM, L. M. (2002) Damage detection and assessment in fibre-reinforced composite structures with embedded fibre optic sensors-review. *Smart Materials and Structures*, 11, S. 925-939.

[Zvi74] Zvi, H. (1974) *Theory of fibre reinforced materials*. University of Pennsylvania: NASA Contractor Report CR-1974.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Kunststofftechnik (IKT) der Universität Stuttgart im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinde (DFG) geförderten Paketprojekts PAK 267 „Einfluss von Defekten auf das Werkstoff- und Strukturverhalten von faserverstärkten Kunststoffen und Leichtbaustrukturen“. Ich bedanke mich für die ausgedrückte Wertschätzung der erbrachten Forschungsergebnisse, die positive Bewertung der geplanten Forschungsvorhaben und die darauf basierende Verlängerung der Finanzierung des Teilprojektes „Zerstörungsfreie Indikatoren zur Frühdiagnostik defekt- und betriebsbedingten Versagens“ durch die DFG.

Herrn Prof. Dr. Busse danke ich für seine unermüdliche Unterstützung mit Rat und Tat. Sein entgegengebrachtes Vertrauen und die damit gewährten Freiheiten ermöglichten mir ein selbstständiges und ergebnisorientiertes Forschen. Herrn Prof. Dr. Horst (Institut für Flugzeugbau und Leichtbau der Technischen Universität Braunschweig) danke ich für die freundliche Übernahme des Mitberichtes. Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr. Solodov (Department of Acoustic, Lomonosov Moscow State University) wegen seiner unerschöpflichen Bereitschaft zur Wissensvermittlung und seinen unzähligen wertvollen Ratschlägen beim Verfassen wissenschaftlicher Veröffentlichungen.

Ohne die hervorragende Zusammenarbeit mit meinen Projektpartnern auf Mitarbeiterenebene Frank Schmidt (TU Braunschweig), Nils Kosmann (TU Hamburg-Harburg) und Richard Protz (TU Dresden) wären die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich gewesen. Vielen Dank! Den Kollegen in der Arbeitsgruppe „Zerstörungsfreie Prüfung“ danke ich für angeregte wissenschaftliche Diskussionen, große Hilfsbereitschaft und ein sehr angenehmes Arbeitsklima. Des Weiteren bedanke ich mich ganz besonders für den tatkräftigen Beitrag der studentischen und wissenschaftlichen Hilfskräfte sowie der Studenten, die ihre Abschlussarbeit bei mir schrieben.

Meiner Familie danke ich vielfach für unentwegten Zuspruch und gewissenhaftes Korrekturlesen dieser Abhandlung.

Curriculum Vitae

Persönliche Daten:

Name Martin Rheinfurth
Geburtsdatum/-ort 29.04.1982 in Mülheim an der Ruhr

Angaben zur Qualifikation/Ausbildung:

1992 – 2001 Gymnasium Heißen, Mülheim
Okt 2002 – Sep 2004 Vordiplom Maschinenbau, Universität Duisburg-Essen
Okt 2004 – Okt 2008 Studium Maschinenbau an der RWTH Aachen
Vertiefung: Luft- und Raumfahrttechnik (Dipl.-Ing.)
Jan – Aug 2008 Cooperative Research Centre for Advanced Composite Structures (CRC-ACS), Melbourne, Diplomarbeit

Berufliche Stationen:

Aug 2001 – Apr 2002 Zivildienst, Kirchengemeinde Heißen, Diakonie
Feb 2009 – Apr 2013 Wissenschaftlicher Mitarbeiter
Institut für Kunststofftechnik, Universität Stuttgart
seit Sep 2013 Laborleiter (Composite Technol.), BASF Ludwigshafen

Bedeutendste Publikationen in internationalen Journalen (3 von 6):

RHEINFURTH, M., SCHMIDT, F., DÖRING, D., SOLODOV, I., BUSSE, G., HORST, P. (2011) *Air-coupled guided waves combined with thermography for monitoring fatigue in biaxially loaded composite tubes*. Composite Science and Technology, 71, S. 600–8.

RHEINFURTH, M., KOSMANN, N., SAUER, D., BUSSE, G., SCHULTE, K. (2012) *Lamb waves for non-contact fatigue state evaluation of composite under various mechanical loading conditions*. Composite Part A, 43, S. 1203-11.

RHEINFURTH, M., FEY, P., ALLINGER, S., BUSSE, G. (2013) *Ultrasonic birefringence as a measure of mechanically induced fatigue damage in laminated composites*. International Journal of Fatigue, 48, S. 80-89.

Auszeichnung:

Merit Certificate for outstanding contribution at the 18th World Conference on Non Destructive Testing 2012 (Durban, Südafrika)