

Arne Björn Busch

**Einfluss der thermischen  
Eigenspannungen auf die statische  
und zyklische Festigkeit eines  
Hybridverbunds aus GFK und Stahl**

Schriftenreihe des Lehrstuhls  
für Werkstoffsysteme für den Fahrzeugleichtbau  
im Institut für Werkstofftechnik

Herausgeber: Prof. Dr. rer. nat. Robert Brandt

Band 3

## Impressum

Bibliografische Informationen der Deutschen Nationalbibliothek: Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Dissertation, Universität Siegen, 2022

© 2022 Arne Björn Busch

„Einfluss der thermischen Eigenspannungen auf die statische und zyklische Festigkeit eines Hybridverbunds aus GFK und Stahl“ in *Schriftenreihe des Lehrstuhls für Werkstoffsysteme für den Fahrzeuggestaltung im Institut für Werkstofftechnik*

1. Auflage, 3. Band

### **Herausgeber:**

Prof. Dr. rer. nat. Robert Brandt

Universität Siegen, Fakultät IV: Naturwissenschaftlich-Technische Fakultät, Department Maschinenbau, Lehrstuhl für Werkstoffsysteme für den Fahrzeuggestaltung, Am Eichenhang 50, 57076 Siegen, Deutschland

### **Autor:**

Arne Björn Busch

### **Umschlaggestaltung, Druck und buchbinderische Verarbeitung:**

UniPrint, Universität Siegen

Hölderlinstraße 3, 57076 Siegen, Deutschland

ISSN: 2700-7529

Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier.

Einfluss der thermischen  
Eigenspannungen auf die statische und  
zyklische Festigkeit eines  
Hybridverbunds aus GFK und Stahl

DISSERTATION

zur Erlangung des Grades eines Doktors  
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

Arne Björn Busch, M.Sc.

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät  
der Universität Siegen

Siegen 2022



Betreuer und erster Gutachter  
Prof. Dr. rer. nat. Robert Brandt  
Universität Siegen

Zweiter Gutachter  
Prof. Dr. rer. nat. Thomas Tröster  
Universität Paderborn

Tag der mündlichen Prüfung

26.08.2022



# Vorwort und Danksagung

Diese Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Werkstoffsysteme für den Fahrzeugleichtbau der Universität Siegen.

Mein Dank gilt vor allem meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr. Robert Brandt, der mir die Möglichkeit der Promotion eröffnete und mich auf meinem Weg stets motivierend und beratend begleitete. Auch möchte ich mich bei meinem Mitberichter Herrn Prof. Dr. Thomas Tröster besonders bedanken.

Ebenfalls möchte ich mich bei meinen Kolleginnen und Kollegen während meiner Zeit am Lehrstuhl bedanken, die mir durch fachliche Diskussionen neue Denkanstöße gaben. Mein Dank gilt hier insbesondere Herrn Jan Frieder Weber, der mich bei der praktischen Durchführung zahlreicher Versuche unterstützte.

Des Weiteren gilt mein Dank der Abteilung Faserverbundfedern der Fa. Mubea Fahrwerksfedern GmbH unter der Leitung von Herrn Dr. Jochen Asbeck für die Möglichkeit zur Herstellung meiner zahlreichen Proben- und Prüfkörper und die Möglichkeit zur fachlichen Diskussion. An dieser Stelle möchte ich mich insbesondere bei Frau Dr. Nina-Carolin Fahlbusch bedanken.

Herrn Dr. Klaus und Herrn Dr. Meixner der Abteilung Mikrostruktur- und Eigenspannungsanalyse am Helmholtz-Zentrum Berlin danke ich für die Möglichkeit der energiedispersiven Eigenspannungsmessung mittels Synchrotron.

Auch möchte ich die Namen der Studenten nennen, die durch Ihre Hilfe und Unterstützung in Form von studentischen Tätigkeiten und Abschlussarbeiten zum Gelingen meines Promotionsvorhabens beigetragen haben. Mein Dank gilt Lukas Grothoff, Patrick Brix, Sebastian Haller, Thomas Weikum, Ilir Ajvazi, Nadine Wurm, Marcel Peuser und Martin Lindner.

Abschließend möchte ich meinen Eltern, meinem Bruder und meiner Partnerin für den liebevollen Rückhalt und die verständnisvolle Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit danken.

Siegen, April 2022

Arne Björn Busch



## Kurzfassung

Werkstoffverbunde gewinnen im Bereich des Leichtbaus immer weiter an Bedeutung. In Werkstoffverbunden werden unterschiedliche Materialien miteinander kombiniert, um positive Synergieeffekte hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften auszunutzen. Zur Erhöhung der mehraxialen Festigkeit werden in einem Hybridverbund Faserkunststoffverbunde (FKV) mit Metall verstärkt. Bei stoffschlüssiger Verbindung der beiden Materialien in einem thermisch aktivierten Herstellungsprozess resultieren aus den unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Materialien bei verschiedenen Einsatz- und Aushärtungstemperaturen Eigenspannungen im Hybridverbund. Es wird davon ausgegangen, dass die Eigenspannungen einen negativen Einfluss auf die Bauteilfestigkeit besitzen.

Die hypothetische Annahme, dass ein negativer Einfluss vorliegt, soll verifiziert und gleichzeitig quantifiziert werden. Dazu werden innerhalb dieser Arbeit Hybridverbunde, die einen schichtweisen Aufbau aus FKV und Metall besitzen, untersucht. Eigenspannungen wirken sowohl als Schubspannung im Grenzschichtbereich und als Normalspannungen in den Einzelschichten. Sie werden zunächst modellbasiert für unterschiedliche Laminataufbauten ermittelt. Die theoretische Bestimmung wird anschließend durch röntgenographische Spannungsanalysen in den metallischen Komponenten validiert.

Es schließt sich die Charakterisierung der Schubfestigkeit der Grenzschichtbereiche an. Durch die Verwendung von zwei unterschiedlichen Prüfverfahren, dem Kurzbiegeversuch und dem Edge-Shear-Test, wird der Einfluss der Schubeigenspannungen auf die Schubfestigkeit analysiert. Darüber hinaus wird der Einfluss der Eigenspannung auf die Einzelschichtfestigkeiten, insbesondere quer zur Faserrichtung im FKV, aufgezeigt.

Die ermittelten Festigkeitswerte für den Grenzschichtbereich und die Einzelschichten werden schließlich zur Bauteilauslegung einer hybriden FKV-Blattfeder herangezogen. Vergleichend zu einer reinen FKV-Blattfeder wird am Beispiel der hybriden Blattfeder der Einfluss der Hybridisierung und der daraus resultierenden Eigenspannungen auf die Festigkeit analysiert. In diesem Kontext werden innerhalb dieser Arbeit ermittelte Richtlinien zur Gestaltung von Hybridverbunden unter Berücksichtigung der Eigenspannungen vorgestellt.



## Abstract

Material compounds are becoming more and more important in the field of lightweight construction. In material compounds, different materials are combined in order to exploit positive synergy effects regarding mechanical properties. To increase the multi-axial strength, fiber-reinforced plastics (FRP) are reinforced with metal in a hybrid composite. These two materials are bonded in a thermally-activated manufacturing process. The different thermal expansion coefficients of the materials and a difference between application and curing temperature result in residual stresses within the hybrid composite. It is assumed that the residual stresses have a negative influence on the component strength.

The hypothetical assumption that there is a negative influence should be verified and quantified. For this purpose, hybrid composites, which have a layered structure of FRP and metal, are examined within this work. Residual stresses act as shear stress in the boundary layer area and as well as normal stresses in the single layers. They are initially determined based on models for different laminate structures. X-ray stress analyses of the metallic components of the hybrid laminate validates the theoretical determination.

The residual stress analysis is followed by the characterization of the shear strength of the boundary layer areas. By using two different test methods, the short bending test and the edge shear test, the influence of the residual shear stresses on the shear strength is analyzed. Furthermore, the influence of the residual stress on the strength of the single layers, especially orthogonal to the fiber direction in the FRP, is shown.

The determined strength values for the boundary layer area and the single layers are finally used to design a component of a hybrid FRP leaf spring. In comparison to a pure FRP leaf spring, the influence of the hybridization and the resulting residual stresses on the strength is analyzed using the example of the hybrid leaf spring. In this context, the guidelines for the design of hybrid composites with respect to the residual stresses are presented.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Vorwort und Danksagung</b>	<b>i</b>
<b>Kurzfassung</b>	<b>iii</b>
<b>Abstract</b>	<b>v</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>vii</b>
<b>Abkürzungs- und Symbolverzeichnis</b>	<b>xi</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>xvii</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>xxv</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Vorstellung des Themengebiets . . . . .	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung . . . . .	3
1.3 Aufbau der Arbeit . . . . .	5
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>7</b>
2.1 Hybridverbunde und -lamine . . . . .	7
2.1.1 Anwendung . . . . .	7
2.1.2 Materialien und Herstellung . . . . .	8
2.1.3 Beanspruchbarkeit . . . . .	10
2.2 Eigenspannungen im Hybridverbund . . . . .	12
2.2.1 Definition . . . . .	13
2.2.2 Experimentelle Ermittlung . . . . .	14
2.2.3 Verteilung und Wirkung . . . . .	24
<b>3 Materialien, Prozesse und Methoden</b>	<b>27</b>
3.1 Materialien . . . . .	27
3.1.1 Faser-Kunststoff-Verbunde . . . . .	27
3.1.2 Metalle . . . . .	28
3.2 Prozesse . . . . .	33
3.2.1 Oberflächenbehandlung . . . . .	34

3.2.2	Pressprozess . . . . .	34
3.3	Analyse- und Prüfmethoden . . . . .	35
3.3.1	Spannungsanalyse mittels Röntgendiffraktometer . . . . .	35
3.3.2	Energiedispersive Diffraktometrie . . . . .	38
3.3.3	Schälprüfung . . . . .	40
3.3.4	Kurzbiegeversuch . . . . .	44
3.3.5	Edge-Shear-Test . . . . .	47
3.3.6	3-Punkt-Biegeprüfung . . . . .	49
3.4	Analytische Berechnungsmethoden . . . . .	52
3.4.1	Eigenspannungsberechnung . . . . .	52
3.4.2	Laminattheorie . . . . .	54
3.4.3	Schubspannungsverlauf im Querschnitt . . . . .	56
3.5	Numerische Berechnungsmethoden . . . . .	57
3.5.1	Eigenspannungsberechnung . . . . .	57
3.5.2	Bestimmung lastinduzierter Beanspruchungen . . . . .	58
<b>4</b>	<b>Modellbasierte Bestimmung der Eigenspannungen</b>	<b>59</b>
4.1	Laminataufbau der Proben . . . . .	59
4.2	Modellbasierte Ermittlung . . . . .	60
4.2.1	Eigenspannungen in den Einzelschichten . . . . .	60
4.2.2	Schubeigenspannungen in der Grenzschicht . . . . .	64
4.3	Experimentelle Eigenspannungsbestimmung . . . . .	65
4.3.1	Ermittlung im Röntgendiffraktometer . . . . .	65
4.3.2	Ermittlung mit Synchrotronstrahlung . . . . .	69
4.4	Validierung der Berechnungsmethodik . . . . .	71
<b>5</b>	<b>Analyse der Festigkeit im Grenzschichtbereich</b>	<b>77</b>
5.1	Beanspruchung auf Schälung . . . . .	77
5.1.1	Laminataufbau der Prüfkörper . . . . .	78
5.1.2	Experimentell ermittelte Schälfestigkeit . . . . .	78
5.1.3	Lokale Spannungsanalyse im Laminataufbau . . . . .	79
5.1.4	Einfluss der Eigenspannungen . . . . .	81
5.2	Beanspruchung auf Schub . . . . .	82
5.2.1	Laminataufbau der Prüfkörper . . . . .	82
5.2.2	Experimentell ermittelte Schubfestigkeit . . . . .	84
5.2.3	Lokale Spannungsanalyse im Laminataufbau . . . . .	89
5.2.4	Einfluss der Eigenspannungen . . . . .	92
5.3	Ableitung der Festigkeitskennwerte . . . . .	96

<b>6</b>	<b>Analyse der Einzelschichtfestigkeit</b>	<b>97</b>
6.1	Beanspruchung in Faserrichtung . . . . .	98
6.1.1	Laminataufbau der Prüfkörper . . . . .	98
6.1.2	Auswertung der experimentellen Prüfungen . . . . .	99
6.1.3	Einfluss der Eigenspannungen . . . . .	107
6.2	Beanspruchung quer zur Faserrichtung . . . . .	116
6.2.1	Laminataufbau der Prüfkörper . . . . .	117
6.2.2	Auswertung der experimentellen Prüfung . . . . .	117
6.2.3	Einfluss der Eigenspannungen . . . . .	121
6.3	Ableitung der Festigkeitskennwerte . . . . .	125
<b>7</b>	<b>Bauteildimensionierung mit Hybridverbunden</b>	<b>127</b>
7.1	Beanspruchungen in der Blattfeder . . . . .	128
7.2	Festigkeitskriterien für die Dimensionierung . . . . .	129
7.2.1	Festigkeitskriterium I: Anstrengung FKV . . . . .	130
7.2.2	Festigkeitskriterium II: Auslastungsgrad Metall . . . . .	131
7.2.3	Festigkeitskriterium III: Anstrengung Grenzschicht . . . . .	132
7.3	Hybridisierung der Mitteneinspannung . . . . .	134
7.3.1	Referenzblattfeder aus GFK . . . . .	134
7.3.2	Parameter-Einfluss-Analyse der Hybridisierung . . . . .	135
7.3.3	Dimensionierung der Hybridisierung . . . . .	140
7.4	Potential des Hybridverbunds . . . . .	143
<b>8</b>	<b>Schlussbemerkungen</b>	<b>145</b>
8.1	Zusammenfassung . . . . .	145
8.2	Ausblick . . . . .	148
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>149</b>



# Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

## Abkürzungen

CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFS	Kohlenstofffasersensor
CLT	klassische Laminattheorie
cts	Counts
DMS	Dehnmessstreifen
EDDI	Energiedispersive Diffraktometrie
EST	Edge-Shear-Test
FBG	Fiber Bragg Grating
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FKV	Faserkunststoffverbunde
FML	FKV-Metall-Laminate
FR	Faserrichtung
FRP	Fibre-reinforced plastics
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GLARE	Glass Laminate Aluminium Reinforced Epoxy
ILSS	scheinbare interlaminare Scherfestigkeit
MBT	Modified Beam Theory
MSV	Mehrschichtverbund
NL	Nichtlinearität
REK	Röntgenographische Elastizitätskonstanten
RT	Raumtemperatur
SW	Sandwich

UD	unidirektional
XRD	Röntgendiffraktormeter

## Wichtige Symbole

$\parallel$	Eigenschaften parallel zur Faserrichtung	
$\perp$	Eigenschaften quer zur Faserrichtung	
$\alpha_k$	Spannungsüberhöhung	$[-]$
$\alpha_T$	thermischer Ausdehnungskoeffizient	$[1/K]$
$\delta$	Rissaufweitung Double Cantilever Beam	$[mm]$
$\Delta\varepsilon$	Dehnungsunterschied	$[-]$
$\Delta R$	Widerstandsänderung	$[\Omega]$
$\Delta T$	Temperaturdifferenz	$[^\circ C]$
$\Delta u$	Veränderung der Durchbiegung	$[N]$
$ \Delta $	Korrekturwert der Risslänge	$[mm]$
$\varepsilon$	Dehnung	$[^\circ C]$
$\varepsilon^G$	Gitterdehnung	$[\%]$
$\varepsilon_0$	Gesamtdehnung	$[^\circ C]$
$\varepsilon_i$	Dehnung	$[^\circ C]$
$\kappa$	Krümmung	$[mm]$
$\nu$	Querkontraktionszahl	$[-]$
$\varphi_{FVA}$	Faservolumenanteil	$[\%]$
$\varphi_{Me}$	Volumengehalt des Metalls	$[\%]$
$\rho$	Dichte	$[kg/dm^3]$
$\sigma(\delta)$	Normalspannung	$[MPa]$
$\sigma_a$	Spannungsamplitude	$[MPa]$
$\sigma_m$	Mittelspannung	$[MPa]$
$\sigma_o$	Oberspannung	$[MPa]$
$\sigma_u$	Unterspannung	$[MPa]$
$\sigma_{AK}$	Bauteil-Dauerfestigkeit	$[MPa]$
$\sigma_{ES}$	Eigenspannung	$[MPa]$
$\sigma_{W,zd}$	Zugdruckwechselfestigkeit	$[MPa]$
$\sigma_{WK}$	Bauteil-Wechselfestigkeit	$[MPa]$

$\langle \tau \rangle$	Mittlere Informationstiefe	$[\mu m]$
$\tau$	Schubspannung	$[MPa]$
$\tau(\Delta \varepsilon)$	Schubspannung	$[MPa]$
$\tau_a$	Schubspannungsamplitude	$[MPa]$
$\tau_{ES}$	Schubeigenspannung	$[MPa]$
$\tau_m$	Schubmittelspannung	$[MPa]$
$\tau_o$	zyklische Schuboberspannung	$[MPa]$
$\theta_i$	Verformungswinkel	$[^\circ]$
$a$	Risslänge	$[mm]$
$a'$	korrigierte Hebelarmlänge	$[mm]$
$a_0$	initiale Risslänge	$[mm]$
$[A]$	Scheiben- und Membransteifigkeitsmatrix	$[N/mm]$
$A$	Querschnittsfläche	$[mm^2]$
$A_{FKV}^*$	Anstrengung im FKV	$[-]$
$A_{GS}^*$	Anstrengung in der Grenzschicht	$[-]$
$A_{Me}^*$	Auslastungsgrad des Metalls	$[-]$
$b$	Breite	$[mm]$
$[B]$	Kopplungssteifigkeitsmatrix	$[N]$
$c$	Federrate	$[N/mm]$
$d$	Abstand	$[mm]$
$[D]$	Platten- bzw. Biegesteifigkeitsmatrix	$[Nmm]$
$D_0$	Durchmesser Bohrloch	$[mm]$
$E$	Elastizitätsmodul	$[GPa]$
$EI$	Biegesteifigkeit	$[Nmm^2]$
$f$	Frequenz	$[Hz]$
$f_p$	Bildabtastrate	$[Hz]$
$F$	Kraft	$[N]$
$F_B$	Biegebelastung	$[N]$
$F_L$	Längsbelastung	$[N]$
$F_Q$	Querbelastung	$[N]$
$F_{ges}$	Gesamtkraft	$[N]$
$F_{max}$	Maximale Kraft	$[N]$
$F_{res}$	Resultierende Kraft	$[N]$

$F_{u,10\%}$	Auswertekraft im Kurzbiegeversuch	[N]
$G$	Schubmodul	[GPa]
$G_I$	Energiefreisetzungsrate	[N/mm]
$G_{Ic}$	Risszähigkeit	[N/mm]
$h$	Höhe	[mm]
$I$	Flächenträgheitsmoment	[N/mm <sup>4</sup> ]
$k$	Neigungsexponent der Wöhlerlinie	[-]
$\tilde{K}_f$	Kerbwirkungszahl	[-]
$K_{AK}$	Mittelspannungsfaktor	[-]
$K_R$	Rauheitsfaktor	[-]
$K_V$	Randschichtfaktor	[-]
$K_{WK}$	Konstruktionsfaktor	[-]
$l$	Länge	[mm]
$l_s$	Stützweite	[N]
$\hat{m}$	Momentenfluss	[N]
$M_i$	Momente	[Nm]
$M_\sigma$	Mittelspannungsempfindlichkeit	[-]
$M'_\sigma$	Mittelspannungsempfindlichkeit im Zug-Schwell-Bereich	[-]
$\hat{n}$	Kraftfluss	[N/mm]
$N$	Lastspielzahl	[-]
$N_{D,\sigma}$	Knickpunktspielzahl	[-]
$N_i$	Normalkräfte	[N]
$P\ddot{u}$	Überlebenswahrscheinlichkeit	[%]
$Q_i$	Querkräfte	[N]
$r$	Radius	[mm]
$R$	nominales Spannungsverhältnis	[-]
$R^*$	lokales Spannungsverhältnis	[-]
$R^2$	Bestimmtheitsmaß	[-]
$R_0$	Ausgangswiderstand	[Ω]
$R_{\parallel}$	Festigkeit in Faserrichtung	[MPa]
$R_{\perp}$	Festigkeit quer zur Faserrichtung	[MPa]
$R_{\perp\parallel}$	Schubfestigkeit FKV	[MPa]
$R_{GS}$	Schubfestigkeit nahe der Grenzschicht	[MPa]
$R_m$	Zugfestigkeit	[MPa]

$R_{Me}$	Festigkeit der Metalle	[MPa]
$R_{p0,2}$	Dehngrenze	[MPa]
$Rz$	gemittelte Rautiefe	[ $\mu m$ ]
$S$	statisches Moment	[ $mm^3$ ]
$S_D$	Sicherheitsfaktor	[-]
$t$	Dicke	[mm]
$t_U$	Dicke Übergangsbereich	[mm]
$t_{ges}$	Gesamtdicke	[mm]
$T$	Temperatur	[ $^{\circ}C$ ]
$T_0$	Spannungsfreie bzw. Härtungstemperatur	[ $^{\circ}C$ ]
$T_g$	Glasübergangstemperatur	[ $^{\circ}C$ ]
$T_P$	Prüftemperatur	[ $^{\circ}C$ ]
$T_{g,onset}$	Beginn des Erweichungsbereichs	[ $^{\circ}C$ ]
$T_{RT}$	Raumtemperatur	[ $^{\circ}C$ ]
$u$	Durchbiegung	[mm]
$u_i$	Verschiebung	[mm]
$v_t$	Traversengeschwindigkeit der Prüfmaschine	[mm/min]
$x$	Weg	[mm]
$z$	Tiefe	[mm]
$z_{\bar{S}}$	Schwerpunkt auf Z-Achse	[mm]
$z_{NF}$	Abstand der Neutralenfaser zur Stahlschicht	[mm]
$z_{OF}$	Abstand der Metallschicht zur freien Oberfläche	[mm]



# Abbildungsverzeichnis

1.1	Darstellung der unterschiedlichen Leichtbaustrategien . . . . .	1
1.2	Umsetzung des Werkstoffleichtbaus am Beispiel von Werkstoffverbunden . . . . .	3
2.1	Rissüberbrückungsmechanismus . . . . .	11
2.2	Einflussparameter für thermisch induzierte Eigenspannungen in Faserrichtung . . . . .	12
2.3	Eigenspannungen in kristallinen, einphasigen Werkstoffen und Hybridverbunden . . . . .	14
2.4	Methoden zur Ermittlung von Eigenspannungen . . . . .	15
2.5	Prinzip der Bohrlochmethode in isotropen Materialien . . . . .	17
2.6	Spannungsmessung mittels DMS und CFS . . . . .	21
2.7	Ermittlung der Eigendehnungen in hybriden Laminataufbauten während der Aushärtung . . . . .	22
2.8	Ermittlung der Eigendehnungen in hybriden Laminataufbauten während der Aushärtung . . . . .	23
2.9	Eigenspannung in einer Probe aus zwei unterschiedlichen Materialien . . . . .	25
3.1	Schematische Darstellung eines Spannungs-Dehnungs-Diagramms von Stahl zur Ermittlung von Dehngrenze und Zugfestigkeit . . . . .	28
3.2	Festigkeitsnachweis nach der FKM-Richtlinie . . . . .	29
3.3	Darstellung der Mittelspannungseinflusses auf die Spannungsamplitude nach der FKM-Richtlinie . . . . .	32
3.4	Wöhlerkurve für Federn und Federelemente (Normalspannung) . . . . .	33
3.5	Schritte der Oberflächenbehandlung mit dem Haftvermittler auf Silanbasis . . . . .	34

3.6	Herstellungsprozess der Prüfkörper . . . . .	34
3.7	Eigen Spannungsmessung in Sandwich- und Mehrschichtverbund- Probe . . . . .	36
3.8	InSitu-Versuchsaufbau für Eigen Spannungsmessungen unter va- riabler Prüftemperatur . . . . .	37
3.9	Schematische Darstellung einer Eigen Spannungsmessung mittels Synchrotronstrahlung . . . . .	39
3.10	Schematische Darstellung einer Eigen Spannungsmessung mittels Synchrotronstrahlung . . . . .	39
3.11	Schematische Darstellung des Double-Cantilever-Beam . . . . .	40
3.12	Bestimmung des Risswiderstands $G_{Ic}$ durch den NL-Punkt . . . . .	41
3.13	Schematische Darstellung der Varianten des DCB . . . . .	41
3.14	Kräftegleichgewicht am DCB mit zwei unterschiedlichen Mate- rialien . . . . .	43
3.15	Auswirkung der Geometrie des DCBs auf das Verformungsver- halten . . . . .	43
3.16	Darstellung des Kurzbiegeversuchs . . . . .	45
3.17	Ermittlung der Auswertebereiche des Kurzbiegeversuchs . . . . .	46
3.18	Schematische Darstellung des Prüfaufbaus für den EST . . . . .	48
3.19	Kraft-Weg-Diagramm für den EST mit abruptem Schubversagen	49
3.20	Versuchsaufbau der 3-Punkt-Biegeprüfung mit Beanspruchung in Faserrichtung . . . . .	50
3.21	Prüfaufbau zur Analyse des Werkstoffverhaltens unter einer Bie- gebeanspruchung quer zur Faserrichtung . . . . .	51
3.22	Entstehung von Eigen Spannungen in einem symmetrischen Hy- bridverbund . . . . .	52
3.23	Darstellung des Übergangsbereichs zur Ermittlung der Schubei- gen Spannung in der Grenzschicht in einem symmetrischen Hy- bridverbund . . . . .	53
3.24	Schematische Darstellung eines Laminats mit Kraftfluss und Momentenfluss . . . . .	54
3.25	Berechnung der Schubspannungsverteilung im Rechteck . . . . .	56
3.26	Sandwich mit steifer Deckschicht und weichem Kern mit sche- matischer Schubspannungsverteilung . . . . .	57

3.27	Randbedingungen für die FEA zur Bestimmung der Eigenspannungen beispielhaft für eine Sandwich-Probe . . . . .	58
4.1	Laminataufbau der Proben für die RSA . . . . .	60
4.2	Pfade für die Auswertung der mit FEA durchgeführten Eigenspannungsberechnung . . . . .	62
4.3	Mit FEA ermittelte Eigenspannungsverläufe in der Schnittlinie der $xz$ - und $yz$ -Ebene in Faserrichtung . . . . .	62
4.4	Mit FEA ermittelte Eigenspannungsverläufe in der Schnittlinie der $xz$ - und $yz$ -Ebene quer zur Faserrichtung im mittigen Probenquerschnitt . . . . .	63
4.5	Mit FEA ermittelte Eigenspannungsverläufe parallel zur Faserrichtung über die Probenlänge . . . . .	63
4.6	Verlauf der Schubeigenspannungen parallel zur Faserrichtung in den Grenzschichten . . . . .	64
4.7	Spannungsanalyse mit der $\sin^2\psi$ -Methode in #GFK-SW . . . . .	66
4.8	Spannungsanalyse mit der $\sin^2\psi$ -Methode in #CFK-MSV . . . . .	67
4.9	Einfluss der Prüftemperatur auf die Eigenspannungen parallel und quer zur Faserrichtung in Hybridverbunden . . . . .	68
4.10	Schematische Darstellung der Messpunkte für die Eigenspannungsbestimmungen mittels EDDI . . . . .	69
4.11	Eigenspannungsermittlung mittels EDDI unter Angabe des Messfehlers . . . . .	70
4.12	Gegenüberstellung der numerisch berechneten (FEA) und den mittels RSA experimentell bestimmten Eigenspannungen . . . . .	72
4.13	Gegenüberstellung des numerisch berechneten Eigenspannungsverlauf (FEA) und den mittels EDDI experimentell bestimmten Eigenspannungsmittelwerten in den ersten drei Schichten von #CFK-MSV . . . . .	73
4.14	Betrachtung des Abkühlvorgangs im äußeren und inneren Bereich der Mehrschichtverbundprobe . . . . .	74
5.1	Laminataufbauten der Prüfkörper für den Schälversuch . . . . .	78
5.2	Experimentell ermittelte Energiefreisetzungsraten und Risszähigkeit . . . . .	79

5.3	Aufsicht auf die interlaminaeren Bruchflaechen zwischen GFK- und Stahlschicht . . . . .	79
5.4	Schubspannungsverteilung in der Rissspitze fuer unterschiedliche Laminataufbauten der Pruefkoerper ermittelt durch eine FEA . . .	80
5.5	Verlauf der Schubeigenspannung in der Rissspitze . . . . .	81
5.6	Laminataufbau der Pruefkoerper fuer den Kurzbiegeversuch . . . . .	83
5.7	Laminataufbau der Pruefkoerper fuer den EST . . . . .	83
5.8	Nominale Schubfestigkeiten fuer unterschiedliche Laminataufbauten . . . . .	84
5.9	Pruefkoerper #ILSS-Hybrid nach Durchfuehrung des Kurzbiegeversuch fuer den statischen Lastfall . . . . .	84
5.10	Referenzpruefkoerper #ILSS-Referenz nach Durchfuehrung des Kurzbiegeversuch fuer den statischen Lastfall . . . . .	85
5.11	Bruchbilder der hybriden Pruefkoerper im EST fuer den statischen Lastfall . . . . .	85
5.12	Spannungs-Lastspielzahl-Kurve mit Darstellung der nominalen Oberspannung im Kurzbiegeversuch fuer die Laminataufbauten . .	86
5.13	Hybrider Pruefkoerper #ILSS-Hybrid nach Durchfuehrung des Kurzbiegeversuch fuer den zyklischen Lastfall . . . . .	87
5.14	Spannungs-Lastspielzahl-Kurve mit Darstellung der nominalen Oberspannung im Edge-Shear-Test fuer die Laminataufbauten . .	87
5.15	Bruchbilder der hybriden Pruefkoerper im EST fuer den zyklischen Lastfall . . . . .	88
5.16	Verlauf des Schubversagens in den Pruefkoerpern des ESTs in Bezug zur Kontaktflaeche der Schneidplatten . . . . .	88
5.17	Spannungsverteilung in den Laminataufbauten des Kurzbiegeversuchs . . . . .	89
5.18	Spannungsverteilung im Laminataufbau #EST-Hybrid-A fuer den EST . . . . .	90
5.19	Spannungsverteilung im Laminataufbau #EST-Hybrid-B fuer den EST . . . . .	91
5.20	Verteilung der Schubeigenspannungen im Bereich der Grenzschicht	93
5.21	Zusammensetzung der Schubspannung in #EST-Hybrid-B fuer den statischen und zyklischen Lastfall . . . . .	93

5.22	Statische Gesamtschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Spannungsüberhöhung und der Schubeigenspannungen . . . . .	94
5.23	Zyklische Gesamtschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Spannungsüberhöhung und der Schubeigenspannungen . . . . .	95
6.1	Laminataufbauten der Prüfkörper für die 3-Punkt-Biegeprüfung in Faserrichtung . . . . .	98
6.2	Spannungsverteilung in Faserrichtung über die Einzelschichten der hybriden Laminataufbauten bei Verwendung einer Einheitslast	99
6.3	Kraft-Weg-Kurven aus der statischen 3-Punkt-Biegeprüfung in Faserrichtung . . . . .	100
6.4	Makroskopische Bruchanalyse von Prüfkörpern aus der 3-Punkt-Biegeprüfung . . . . .	101
6.5	Aufsicht Bruchflächen eines Prüfkörpers #BGV-Hybrid-A . . .	103
6.6	Zyklische Festigkeit des Laminataufbaus #BGV-Referenz abgeleitet aus einem <i>Haigh</i> -Diagramm für ein nominales Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ . . . . .	104
6.7	Spannungs-Lastspielzahl-Kurven der zyklischen Beanspruchung für die Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B bei einem nominalen Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ . . . . .	105
6.8	Lokale Delamination in #BGV-Hybrid-B ausgehend von einem Querriss in der Stahlschicht . . . . .	106
6.9	Zusammensetzung der Gesamtoberspannungen in den hybriden Laminataufbauten für die Lastniveaus III-A, IV-A und III-B . .	109
6.10	Vergleich der fiktiven Wöhlerkurven der Spannungsamplitude und den experimentell ermittelten Spannungs-Lastspielzahl-Kurven des endgültigen Prüfkörperversagens . . . . .	111
6.11	Schematische Darstellung der Position für die Schubspannungsauswertung . . . . .	112
6.12	Mittels FEA bestimmte Schubspannungsverteilungen über den Querschnitt der intakten Laminataufbauten . . . . .	113
6.13	Verlauf der Schubeigenspannung im Grenzschichtbereich zwischen äußerer, auf Zug beanspruchten GFK- und Stahlschicht .	113
6.14	Abschätzung der Schubspannungsverteilung in den GFK-Schichten im Bereich der Krafteinleitung im geschädigten Laminataufbau .	114

6.15	Laminataufbauten der Prüfkörper zur Ermittlung der Querkzugfestigkeit . . . . .	117
6.16	Spannungsverteilung quer zur Faserrichtung in den Einzelschichten der hybriden Laminataufbauten . . . . .	118
6.17	Kraft-Weg-Kurven aus den statischen 3-Punkt-Biegeprüfungen quer zur Faserrichtung . . . . .	119
6.18	Spannungs-Lastspielzahl-Kurven mit Darstellung der Querkzugspannung . . . . .	121
6.19	Darstellung des Mittelwerts der statischen Gesamtquerkzugfestigkeit der äußeren GFK-Schicht unter Angabe der Minimal- und Maximalwerte mit Berücksichtigung der Eigenspannungen .	122
6.20	Darstellung der zyklischen Gesamtquerkzugfestigkeit unter Berücksichtigung der Eigenspannungen . . . . .	123
6.21	Darstellung des Mittelspannungseinflusses auf die Gesamtquerkzugspannung in Anlehnung an ein <i>Haigh</i> -Schaubild . . . . .	124
7.1	Schematische Darstellung von Blattfedern . . . . .	127
7.2	Querkzugsverhalten an einem Steifigkeitssprung (a) Seitenansicht des Biegebalkens, (b) Querschnitt eines Balkens mit freier und (c) mit eingeschränkter Querschnittsverwölbung . . . . .	129
7.3	Festigkeitskriterien für die Auslegung mit Hybridverbunden . . .	129
7.4	Analytisch berechnete Eigenspannungen in einem hybriden Laminataufbau aus GFK und Stahl . . . . .	131
7.5	Mittels FEA berechnete Schubeigenspannungen an den freien Stahlschichtenden in hybriden Laminataufbauten aus GFK und Stahl . . . . .	133
7.6	Schematische Darstellung der Referenzblattfeder aus GFK mit beanspruchungsgerechtem Dickenverlauf . . . . .	134
7.7	Schematische Darstellung der hybridisierten Blattfeder mit zwei Metallschichten über die halbseitige Federarmlänge . . . . .	135
7.8	Detaildarstellung der Hybridisierung im Bereich der Mittenein- spannung . . . . .	136
7.9	Auslegungsbereich der Blattfeder bei einer konstanten Federrate von $c_{BF} = 97 \text{ N/mm}$ in Abhängigkeit der Auslegungsparameter	137

7.10	Anstrengung im GFK und Auslastungsgrad des Stahls in Abhängigkeit von der Schichtdicke für unterschiedliche Abstände der Stahlschicht zur Oberfläche . . . . .	138
7.11	Anstrengung in der Grenzschrift bei konstanter Federrate $c_{BF}$ in Abhängigkeit von der Dicke der Stahlschicht und dem Abstand dieser zur Oberfläche . . . . .	139
7.12	Darstellung des Auslegungsbereichs der Blattfeder mit der möglichen Erfüllung der drei Festigkeitskriterien . . . . .	140
7.13	Beispielhafte Hybridisierung der Blattfeder durch Stahlschichten mit einem graduellen Dickenverlauf an den Schichtenden . .	141
7.14	Mittels FEA bestimmte Schubspannungen am Stahlschichtende	141
7.15	Bewertung unterschiedlicher Laminataufbauten mit graduelltem Verlauf der Stahlschichtdicke . . . . .	142
7.16	Einfluss der Eigenspannungen auf die Anstrengungen und den Auslastungsgrad in der hybriden Blattfeder . . . . .	143



# Tabellenverzeichnis

3.1	Materialkennwerte der FKV . . . . .	27
3.2	Materialkennwerte der metallischen Werkstoffe . . . . .	29
3.3	Zugdruckwechselfestigkeiten für Federstahl . . . . .	31
3.4	Konstanten zur Bestimmung der Mittelspannungsempfindlichkeit	32
3.5	Parameter der Wöhlerkurven von Federstahl für Normalspan- nungen . . . . .	32
3.6	Kennwerte für die RSA an den Sandwich- und Mehrschichtverbund- Proben . . . . .	36
3.7	Abweichende Kennwerte für die RSA an den Sandwich-Proben unter variabler Temperatur . . . . .	37
3.8	Eigenstressungen in den Stahlblechen nach der Wärmebehandlung	38
3.9	Kennwerte für die energiedispersive Diffraktometrie mittels Syn- chrotronstrahlung an einer Mehrschichtverbund-Probe aus CFK und Stahl . . . . .	38
4.1	Laminataufbauten für die experimentelle Ermittlung der Eigen- spannungen . . . . .	60
4.2	Ergebnisse der analytisch berechneten Eigenstressungen in den Stahl- und GFK-Schichten parallel sowie quer zur Faserrichtung	61
4.3	Ergebnisse der Eigenstressungsbestimmung der unterschiedli- chen Hybridverbunde . . . . .	68
4.4	Eigenstressungen in den drei äußeren Stahlschichten des Mehr- schichtverbunds in der Grenzfläche (GF) und bei vollständig eingetauchtem Messvolumen (ET) . . . . .	70
5.1	Gegenüberstellung der Spannungen aus der analytischen und numerischen Auswertung . . . . .	91

5.2	Mittels FEA berechnete Eigenspannungen in den Einzelschichten	92
6.1	Darstellung der Maximalkraft und der daraus abgeleiteten Biegefestigkeit nach DIN EN ISO 14125 für #BGV-Referenz	102
6.2	Lastniveaus der zyklischen Biegeprüfungen mit $R = 0,1$ für die Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B unter Angabe der maximalen Einzelschichtspannungen	104
6.3	Einfluss der Eigenspannungen auf den Beginn der plastischen Verformung in den Stahlschichten	108
6.4	Mit FEA ermittelte Schubspannungen in den hybriden Laminataufbauten vor und nach Versagen der auf Zug beanspruchten Stahlschicht durch einen Riss orthogonal zur Beanspruchungsrichtung	115
6.5	Mittelwerte der Kräfte bei Versagen des Prüfkörpers sowie der äußeren GFK-Schicht durch Zwischenfaserbruch	120
6.6	Eigenspannungen der unterschiedlichen Laminataufbauten in der GFK-Schicht quer zur Faserrichtung	121
6.7	Abweichung der ermittelten Gesamtquerzugfestigkeiten zu den Linien konstanter Lastspielzahl bei einer angenommenen Mittelspannungsempfindlichkeit $M'_\sigma = 1$	124
7.1	Zyklische Festigkeitskennwerte FKV	130
7.2	Beanspruchungen und Anstrengung in der Referenzblattfeder aus GFK	135
7.3	Beanspruchungsanalyse der hybriden Blattfeder mit $t_{St} = 2 \text{ mm}$ und $z_{OF} = 5,5 \text{ mm}$ im Bereich der Mitteneinspannung in der GFK-Schicht	143

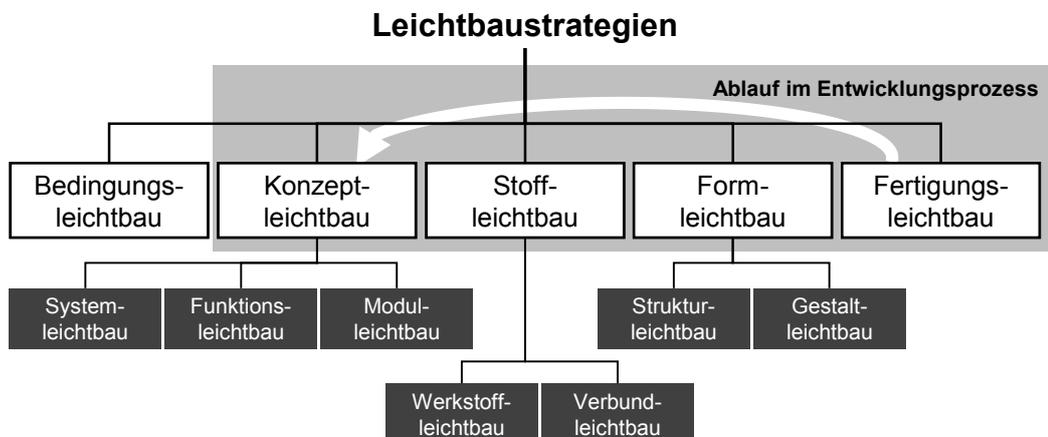
# Kapitel 1

## Einleitung

In der Einleitung wird zunächst das übergeordnete Themengebiet dargestellt und die daraus resultierenden Problemstellungen aufgezeigt, welche anschließend in dieser Arbeit diskutiert werden.

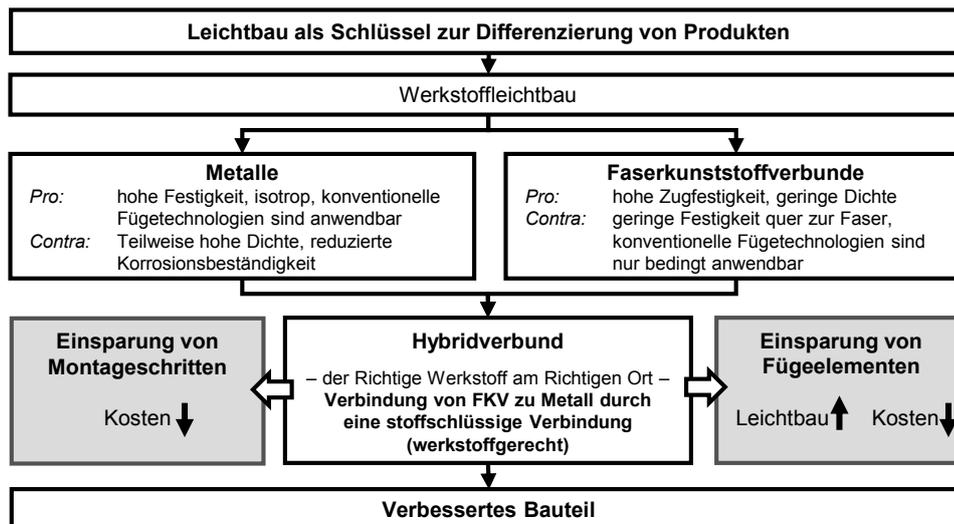
### 1.1 Vorstellung des Themengebiets

Der wirtschaftliche Leichtbau ist eine Schlüsseltechnologie zur Abgrenzung von Produkten zum Wettbewerb. Es werden viele Anstrengung von Industrie und wissenschaftlichen Einrichtungen unternommen, um den wirtschaftlichen Leichtbau weiter voran zu treiben. Generell kann der Leichtbau dabei in fünf Strategien eingeteilt werden, vgl. Abbildung 1.1. Der Bedingungsleichtbau legt dabei die Anforderungen an die Leichtbaustruktur fest. Dies stellt



**Abbildung 1.1** – Darstellung der unterschiedlichen Leichtbaustrategien nach *Henning* [1]

für sich alleine noch keinen Leichtbau dar, aber das kritische Hinterfragen und Eliminieren von unnötigen Anforderungen ermöglicht es, bei der Leichtbaustruktur Gewicht einzusparen. Die übrigen Strategien, Konzeptleichtbau, Stoffleichtbau, Formleichtbau und Fertigungsleichtbau werden darauf aufbauend iterativ im Entwicklungsprozess durchlaufen, um das Leichtbaupotenzial auszuschöpfen. Im Konzeptleichtbau wird das Gesamtsystem unter Berücksichtigung des Anforderungsprofils analysiert. Mögliche Leichtbaumaßnahmen werden aufgedeckt und diese technisch in den darauf aufbauenden Leichtbaustrategien umgesetzt. Durch eine detaillierte Analyse können Lastpfade oder die Teil- bzw. Funktionsintegration im Gesamtsystem optimiert werden. Der Stoffleichtbau ist eng mit dem Formleichtbau verknüpft. Zum einen können bestehende Werkstoffe durch einen Werkstoff mit höherer spezifischer Festigkeit substituiert werden. Hierzu stehen z. B. Leichtmetalle wie Aluminium oder auch Faserkunststoffverbunde (FKV) zur Verfügung. Zum anderen kann durch die Anpassung der Bauteilgeometrie an die definierten Anforderungen noch weiter Gewicht eingespart werden. Insbesondere bei FKV können die Fasern entsprechend der Beanspruchungsrichtung positioniert werden, um eine optimale Ausnutzung der Festigkeitseigenschaften bei möglichst geringem Materialeinsatz zu garantieren. Bei dem Fertigungsleichtbau spielen die Fertigungstechnologien eine übergeordnete Rolle, z. B. können bei flexibel gewalzten Blechen unterschiedliche Materialstärken erzeugt und so an den Beanspruchungsverlauf in der Komponente angepasst werden. Darüber hinaus fällt auch eine leichtbau- und insbesondere werkstoffgerechte Betrachtung der Fügeverfahren in das Aufgabenfeld des Fertigungsleichtbaus. Ein Ziel ist es, zusätzliche Fügemitel, bspw. Schrauben und/oder Niete, zu reduzieren, um Gewicht zu sparen und Bauteilversagen durch solche punktuellen Lasteinleitungspunkte zu reduzieren [1]. Für eine optimale Ausschöpfung des Leichtbaupotentials in einer Struktur ist es unumgänglich mehrere Leichtbaustrategien zu kombinieren. Dabei richtet sich der Fokus zunehmend auf die Implementierung von Werkstoffverbunden [2]. Neben den in FKV eingesetzten Fasern und der Kunststoffmatrix bestehen Werkstoffverbunde aus weiteren, bspw. metallischen, Schichten. Die unterschiedlichen Materialien werden werkstoffgerecht in den Werkstoffverbund eingebracht (vgl. Abbildung 1.2) und so eine optimale Ausnutzung der Materialeigenschaften im Hinblick auf das Leichtbaupotential



**Abbildung 1.2** – Umsetzung des Werkstoffleichtbaus am Beispiel von Werkstoffverbunden (hier: Hybridverbunden)

erreicht. Ein bereits weit verbreiteter Werkstoffverbund besteht bspw. aus FKV und Metallschichten. Das isotrope Materialverhalten von metallischen Werkstoffen eignet sich zur Aufnahme mehraxialer Spannungszustände, während FKV durch die gezielte Orientierung der Verstärkungsfasern uniaxiale Spannungen aufnehmen können [3]. So kann die Auslegung des FKV-Bestandteils entsprechend der Hauptbeanspruchungen des Bauteils erfolgen. Die Ausführung des Werkstoffverbundes unter Einbindung metallischer Schichten in definierten, mehraxial belasteten Bauteilbereichen eines FKV führt zu höherer Materialausnutzung entsprechend dem Stoffleichtbau. Neben der Generierung von Leichtbau ermöglicht ein Werkstoffverbund je nach Einsatz auch eine Reduzierung der Prozesskosten, da zusätzliche Fügemitte und Montageschritte eingespart werden können.

Aufgrund der stoffschlüssigen Verbindungen zwischen den einzelnen Schichten aus unterschiedlichen Materialien in einem Werkstoffverbund entstehen Wechselwirkungen, welche bei der Auslegung berücksichtigt werden müssen.

## 1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Um das Leichtbaupotential von Werkstoffverbunden (Hybridverbunden) voll ausschöpfen zu können, muss das anvisierte Bauteil werkstoff- und formge-

recht ausgelegt werden. Die Herausforderung besteht dabei in der Kombination mehrerer Materialien mit unterschiedlichen Eigenschaften, z. B. thermischer Ausdehnungskoeffizient und Elastizitätsmodul. Im Vergleich zu den stoffhomogenen Werkstoffen tritt folglich auch ein komplexeres Versagensverhalten bei Werkstoffverbunden auf. Die konventionellen Schädigungsmodelle der einzelnen Materialien können nur mit Einschränkungen für eine Abschätzung der Festigkeit des Hybridverbunds eingesetzt werden, da diese nicht die Wechselwirkung zwischen den einzelnen Materialien, welche die Schädigungsmechanismen untereinander beeinflussen, berücksichtigen. Darüber hinaus entsteht zwischen den beiden stoffschlüssig verbundenen Komponenten eine Grenzschicht, welche in den konventionellen Schädigungsbetrachtungen nicht berücksichtigt wird.

Die Festigkeit der Grenzschicht betrachtend, spielen insbesondere die Eigenspannungen, welche durch den thermisch aktivierten Herstellungsprozess bzw. die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der verbundenen Materialien entstehen, eine Rolle. Im Gegensatz zu den hochfesten Stahlwerkstoffen, bei denen gezielt Druckeigenspannungen zur Erhöhung der Lebensdauer eingebracht werden, muss bei den thermischen Eigenspannungen in den Hybridverbunden davon ausgegangen werden, dass sich diese zunächst negativ auf die Bauteilfestigkeit auswirken. Es treten in der metallischen Komponente parallel und im FKV quer zur Faserrichtung überwiegend Zugeigenspannungen auf. Sie ist insbesondere für den Faserverbund als kritisch zu betrachten, da hier quer zur Faserrichtung die Festigkeit überwiegend durch die Matrix bestimmt wird und daher verhältnismäßig gering ist. Des Weiteren entstehen direkt in der Grenzschicht zwischen den unterschiedlichen Materialien Schubspannungen, wodurch die Schubfestigkeit herabgesetzt wird.

Es wird die Hypothese aufgestellt, dass die Festigkeiten des Hybridverbunds durch die Eigenspannungen resultierend aus dem thermischen Herstellungsprozess reduziert werden. Daraus ergibt sich das Ziel der Arbeit den Einfluss der Eigenspannungen auf die statischen und zyklischen Festigkeitseigenschaften des Hybridverbunds zu analysieren. Dazu werden die Eigenspannungen in den Einzelschichten eines Hybridverbunds aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) und hochfestem Stahl sowie in der Grenzschicht zwischen den beiden

Materialien charakterisiert. Die Eigenspannungen werden zunächst modellbasiert ermittelt und anschließend anhand von experimentellen Messungen in der metallischen Komponente validiert. Abschließend wird am Beispiel von einem zyklisch beanspruchten Federelement eine Dimensionierung unter Berücksichtigung der Eigenspannungen auf Bauteilebene durchgeführt.

### 1.3 Aufbau der Arbeit

Zur Erfassung aller genannten Ziele ist die Arbeit in unterschiedliche Teile gegliedert. Zunächst wird im Stand der Technik ein Überblick über Hybridverbunde und deren Beanspruchbarkeit sowie die Entstehung, Ermittlung und Berücksichtigung von Eigenspannungen in solchen Systemen dargestellt. Dabei wird konkret die Forschungslücke aufgezeigt, die diese Arbeit durch die sich anschließenden Kapitel füllt.

Das folgende Kapitel beschreibt die Herstellung der in dieser Arbeit zu analysierenden Hybridverbunde und stellt die angewandten Berechnungs-, Prüf- und Analysemethoden dar.

Es schließt sich eine umfangreiche Charakterisierung der Eigenspannungszustände durch analytische sowie numerische Berechnungen an. Dabei werden sowohl die Eigenspannungen als Normalspannungen in den einzelnen Schichten als auch die in der Grenzschicht auftretenden Schubeigenspannungen charakterisiert. Die Berechnungsmodelle werden durch experimentelle Eigenspannungsmessungen mittels einer röntgenografischen Spannungsanalyse in der metallischen Komponente der entsprechenden Hybridverbunde validiert.

Im nächsten Schritt werden die statischen und zyklischen Festigkeiten der Grenzschicht zwischen GFK und hochfestem Stahl analysiert und in den Kontext der im vorherigen Kapitel erfolgten Eigenspannungsanalysen gestellt und bewertet. Dazu werden neben statischen und zyklischen Versuchen auch begleitende Simulationen zur detaillierten Spannungsanalyse durchgeführt.

Aufbauend auf der Charakterisierung der Grenzschicht werden unterschiedliche Laminataufbauten des Hybridverbunds mit realitätsnahen Beanspruchungen, Biegung parallel und quer zur Faserorientierung, beaufschlagt und hinsichtlich der Einzelschichtfestigkeit im Hybridverbund bewertet. Hierbei werden

ebenfalls die Eigenspannungen berücksichtigt und in die Analyse der Schädigungsmechanismen und der Wechselwirkungen zwischen den Einzelschichten aus unterschiedlichen Materialien mit einbezogen.

Am Ende der Arbeit wird die Auslegung von Hybridverbunden in den Kontext der Einflüsse der Eigenspannung auf die statische und zyklische Festigkeit gesetzt und eine werkstoffgerechte Dimensionierung für ein zyklisch beanspruchtes Federelement durchgeführt.

# Kapitel 2

## Stand der Technik

In diesem Kapitel wird ein Überblick über den aktuellen Stand der Forschung und Entwicklung in Bezug auf Hybridverbunde sowie die Ermittlung von Eigenspannungen in diesen gegeben.

### 2.1 Hybridverbunde und -laminare

Hybridverbunde sind Werkstoffverbundmaterialien, die sich dadurch auszeichnen, dass keine Fügeelemente für die Verbindung zwischen artverschiedenen Materialien notwendig sind [2]. Die Verbindung entsteht im Ur- oder Umformprozess ohne nachträglichen Fügeprozess. Dadurch wird das Leichtbaupotential der verwendeten Materialien entsprechend dem eingangs beschriebenen Fertigungsleichtbau optimal genutzt. Darüber hinaus kann eine gute Funktionsintegration erzielt werden, indem die Vorteile von unterschiedlichen Materialien kombiniert und die Nachteile weitestgehend vermieden werden. Metall wird im FVK entweder als lokale Hybridisierung, z. B. in Lasteinleitungsbereichen, oder als flächige Verstärkung eingesetzt. In Abhängigkeit von der Werkstoffpaarung stehen unterschiedliche Herstellungsverfahren zur Verfügung [4].

#### 2.1.1 Anwendung

Hybridlaminare, geschichtete und flächig aufgebaute Hybridverbunde, werden aktuell vor allem in den Disziplinen der Luft- und Raumfahrt eingesetzt. Die Laminare sind insbesondere für flächige Strukturbauteile, z. B. Außenhaut und

Türen, geeignet und besitzen im Vergleich zu FVK-Laminaten ohne Hybridisierung verbesserte mechanische sowie physikalische Eigenschaften. Metalle mit guter plastischer Verformbarkeit sind in der äußeren Schicht zur Aufnahme von Impact-Belastungen geeignet, während Kunststoffe aufgrund ihrer geringen thermischen Leitfähigkeit als ein Isolationsmaterial eingesetzt werden können. Der Einsatz von FKV bietet eine gute spezifische Festigkeit und Steifigkeit zur Aufnahme von Beanspruchungen in der Gesamtstruktur. Ein Beispiel ist die verbesserte Ermüdungsfestigkeit, da die meist hochfesten Fasern die Rissöffnung und -fortschrittsgeschwindigkeit im Metall reduzieren. Es wird von einem Rissüberbrückungsmechanismus gesprochen [2, 5, 6]. Anders als in der Luft- und Raumfahrt spielen Hybridlamine im Automobilbau noch eine vergleichbar geringe Rolle. Es wird angestrebt, komplexe Geometrien aus Hybridverbunden zu gestalten. Neben duroplastischem FKV sollen künftig auch Hybridverbunde aus Metall und thermoplastischen Kunststoffen mit und ohne Faserverstärkung eingesetzt werden. Das Spritzgussverfahren ermöglicht bei der Herstellung solcher thermoplastischer Bauteile eine freie Formgebung und ist zudem kostengünstig. Somit ist es besonders attraktiv für die Automobilindustrie, dünnwandige Metallstrukturen durch das Hinterspritzen mit Kunststoffstrukturen gezielt zu versteifen und diese Bauteile bspw. als Front-Ends in PKWs einzusetzen [7]. Ein weiteres Einsatzgebiet für Hybridverbunde im Automobilbau sind Crash-Elemente. Auch hier kommen unterschiedliche FKV mit einer metallischen Verstärkung, bspw. aus Stahl, zum Einsatz [8].

Die bisherige Forschung konzentriert sich auf die Anwendung von Hybridverbunden bzw. -laminaten in Strukturbauteilen. Für den Einsatz in zyklisch hoch beanspruchten Bauteilen liegen nach dem aktuellen Stand der Technik kaum Kenntnisse vor.

### **2.1.2 Materialien und Herstellung**

Aufgrund der Temperaturstabilität und Festigkeitseigenschaften werden häufig FKV-Metall-Lamine (FML) mit duroplastischer Matrix eingesetzt. Sie unterscheiden sich untereinander bspw. in der Art der Verstärkungsfaser und der verwendeten Metallverstärkung. Hochfeste Hybridverbunde bestehen aus dünnen Metallschichten und endlosfaserverstärkten FKV. Ein Beispiel für einen

solchen Hybridverbund ist das Hybridlaminat GLARE (Glass Laminate Aluminium Reinforced Epoxy), das aus GFK und Aluminium besteht. Es wird bereits erfolgreich im Airbus A380 in Bereichen der Außenwand eingesetzt. Neben GLARE gibt es weitere Hybridlamine, die sich in Faserart und eingesetzter Metallkomponente unterscheiden. Sie werden bspw. aus aramidfaserverstärktem Kunststoff und Aluminium, kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK) und Aluminium oder CFK und Titan hergestellt. Die Eigenschaften werden in der Arbeit von *Nestler* [2] detailliert beschrieben. Neben den bereits genannten Materialkombinationen für Hybridverbünde existieren weitere, bspw. aus Stahl und CFK mit Epoxidharzmatrix. *Both* [3] untersucht Hybridlamine mit dieser Materialkombination, welche in Tragwerkstrukturen für die Anwendung in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt werden sollen. Auch im Automobilbau wird eine ähnliche Materialkombination mit einer Mikrolaserstrukturierung auf der Grenzfläche erforscht [9]. Für Hybridverbünde ohne hochfeste Faserverstärkung werden dagegen häufig thermoplastische Kunststoffe, bspw. im Spritzguss, eingesetzt. Die Festigkeit wird dabei überwiegend von der metallischen Komponente bereitgestellt. Der Kunststoff dient hauptsächlich zur Erhöhung der Steifigkeit durch Generierung von räumlichen Strukturen, welche stoff- oder formschlüssig mit der metallischen Komponente verbunden sind.

Kombinationen, bei denen die Materialien größere Unterschiede in ihren Steifigkeiten aufweisen, sind nur selten anzutreffen und wenig erforscht. Es gibt keine ausreichenden Erkenntnisse zu Hybridverbunden aus hochfestem Stahl und GFK, auch wenn es sich dabei nur um lokale und keine flächigen Hybridisierungen handelt.

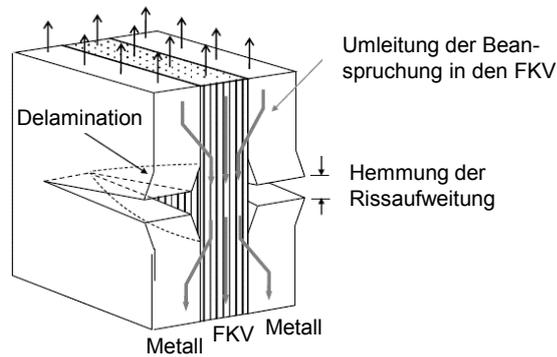
Die Herstellung von Hybridverbunden erfolgt häufig intrinsisch («von innen her» [10]), d. h. die Verbindung zwischen den unterschiedlichen Materialien erfolgt bereits im Ur- oder Umformprozess ohne nachgeschalteten Fügeprozess [11]. Es stehen daher generell mehrere Verfahren zur Verfügung. Für duroplastische Matrizen erweist sich die Herstellung von Hybridlaminaten durch den Einsatz von Prepregs für den FKV als sinnvoll. Diese werden mit den vorbehandelten Metallschichten gestapelt und anschließend im Heißpressprozess oder im Autoklaven konsolidiert [2]. Ein weiterer Urformprozess für Hybridlamine stellt das Resin Transfer Molding (RTM) dar [12]. Bei der Verwendung

von Duromeren findet die Vernetzung überwiegend bei einer erhöhten Temperatur im Autoklaven oder Pressprozess statt. Neben den duroplastischen Matrixwerkstoffen lassen sich Hybridverbunde auch mit thermoplastischen Kunststoffen herstellen. Einen Urformprozess stellt das Spritzgießen dar: Dabei wird der Kunststoff direkt an die zu versteifende Metallkomponente angespritzt. Eine weitere Möglichkeit besteht für thermoplastischen Kunststoffe auch durch einen Umformprozess: Die Verbindung kann zwischen einer Metallkomponente und einem Organoblech in den Umformprozess des Metalls integriert werden. Die Verarbeitung des thermoplastischen Kunststoff im Spritzguss- oder Umformprozess findet ausschließlich bei einer erhöhten Temperatur statt. Die stoff- oder formschlüssige Verbindung wird somit bei Verwendung von duroplastischen und thermoplastischen Kunststoffen bei einer erhöhten Härtungstemperatur erzeugt. Bei einer stoffschlüssigen Verbindung zwischen Metall und FKV ist darüber hinaus eine Vorbehandlung der metallischen Komponente zu berücksichtigen, um eine starke Adhäsion zwischen den unterschiedlichen Materialien zu erzeugen.

### 2.1.3 Beanspruchbarkeit

Das Ermüdungsverhalten von Hybridverbunden, insbesondere das Risswachstum in den Metallschichten, wird nahezu ausschließlich in der Luft- und Raumfahrt für den Hybridverbund GLARE untersucht [13]. Neben GLARE werden auch Hybridverbunde bestehend aus CFK und Stahl unter zyklischer Zugbeanspruchung analysiert [3, 14]. FML können unter 1-axialer Beanspruchung höhere zyklische Festigkeiten als reine Metalle aufweisen. Dies ist auf den sogenannten Rissüberbrückungsmechanismus zurückzuführen. Es wird die Beanspruchungen von einer mit einem Riss geschädigten Metallschicht in die FKV-Schicht umgeleitet, vgl. Abbildung 2.1. Im Bereich der Grenzschicht entsteht lokal um den Riss im Metall eine Delamination, welche sich mit dem Risswachstum ausdehnt. Eine ausführliche Beschreibung des Risswachstums in FML wird von *Alderliesten* in [5] und [15] gegeben.

In den meisten Fällen wird bei der Ermüdungsfestigkeit von Hybridlamianten davon ausgegangen, dass das Versagen im Metall beginnt und zum gänzlichen Versagen der Komponente führt. Es gibt nur wenige Ansätze, die sich mit der



**Abbildung 2.1** – Rissüberbrückungsmechanismus, ähnlich [13]

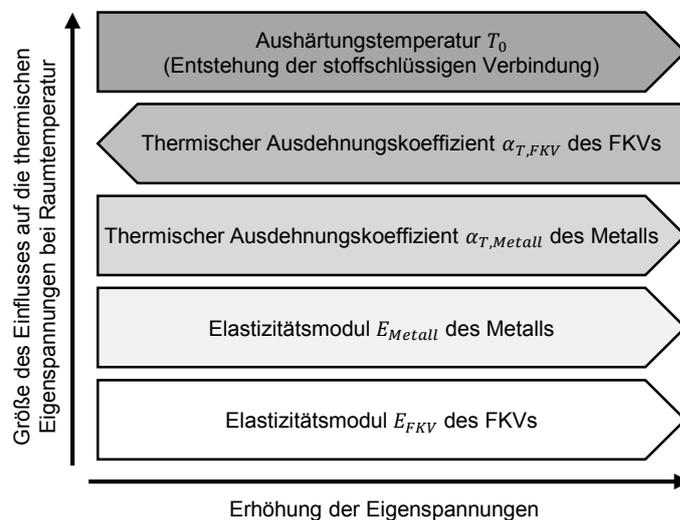
Charakterisierung der Ermüdungsfestigkeit durch eine Schubbeanspruchung im Hybridverbund bzw. in der Grenzschicht beschäftigen. *Kotik* [16] untersucht die Ermüdungsfestigkeit unter Schubbeanspruchung in GLARE mit drei Metallschichten und zwei GFK-Schichten. Durchgeführt wird diese Untersuchung in Anlehnung an den Kurzbiegeversuch mit einem mehrschichtigen Aufbau des Hybridverbunds. Aufgrund der parabolischen Schubspannungsverteilung unter Querkraft werden die Grenzschichten zwischen der mittleren Metallschicht und dem FKV am stärksten beansprucht, so dass die Grenzschichtfestigkeit ermittelt werden kann.

*Degallaix et al.* [17] verwenden für die Analyse der zyklischen Schubfestigkeit ein dem Edge-Shear-Test (EST) [18] ähnliches Prinzip. Die Untersuchungen werden allerdings nur an stoffhomogenen FKV-Laminaten ohne hybride Komponente durchgeführt. *Stoll et al.* [19] wenden den EST hingegen zur statischen Festigkeitsanalyse von FML mit einer Elastomerschicht an.

Es zeigt sich, dass Prüfverfahren, die nach dem aktuellen Stand der Technik ausschließlich zur Prüfung stoff homogener Verbundmaterialien eingesetzt werden, auf Hybridverbunde übertragbar sind. Demzufolge können sowohl der Kurzbiegeversuch als auch der Edge-Shear-Test zur Bestimmung der statischen Schubfestigkeit von Hybridverbunden angewandt werden. Die Ermüdungsfestigkeit der Grenzschicht und dem grenzschichtnahen Bereich zwischen den artverschiedenen Materialien sind jedoch noch unzureichend charakterisiert.

## 2.2 Eigenspannungen im Hybridverbund

Die Kombination von artverschiedenen Werkstoffen mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten in einem Hybridverbund führt zu Eigenspannungen im Werkstoffinneren, wenn eine Temperaturdifferenz zwischen der Aushärtungstemperatur  $T_0$  und der Einsatztemperatur  $T$  des Hybridverbunds vorliegt. Bei der Aushärtungstemperatur  $T_0$  entsteht die stoffschlüssige Verbindung zwischen Metall und FKV. Für eine negative Temperaturdifferenz strebt die Komponente mit dem geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten bei der Einsatztemperatur eine höhere Kontraktion an als die Komponente mit dem größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Aufgrund der stoffschlüssigen Verbindung zwischen den einzelnen Komponenten wird die freie Ausdehnung blockiert. Es stellt sich ein neues Kräftegleichgewicht im Verbund ein, aus dem die Eigenspannungen resultieren. Dabei weist die Komponente mit dem niedrigeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten eine Kontraktion und die Komponente mit dem größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten eine Dilatation auf. Die Werkstoffkennwerte, bspw. Elastizitätsmodul und thermischer Ausdehnungskoeffizient, welche die Höhe und Wirkrichtung der Eigenspannungen beeinflussen, sind in Abbildung 2.2 dargestellt. Da die thermischen



**Abbildung 2.2** – Einflussparameter für thermisch induzierte Eigenspannungen in Faserrichtung [20]

Ausdehnungskoeffizienten für den FKV in Faserrichtung meistens geringer als die des Stahls sind, führt in diesem Fall eine Reduzierung des thermischen

Ausdehnungskoeffizienten zu einer Erhöhung der Eigenspannungen. Bei der Verwendung einer thermoplastischen Matrix können aufgrund der häufig sehr hohen Temperaturdifferenzen zwischen Aushärtungs- und Einsatztemperatur besonders hohe Eigenspannungen im Hybridverbund entstehen. Duroplastische Matrices werden meist bei niedrigeren Temperaturen ( $T = 100$  bis  $200$  °C) ausgehärtet, wodurch die Höhe der Eigenspannungen im Vergleich zu thermoplastischen Matrices etwas geringer ist.

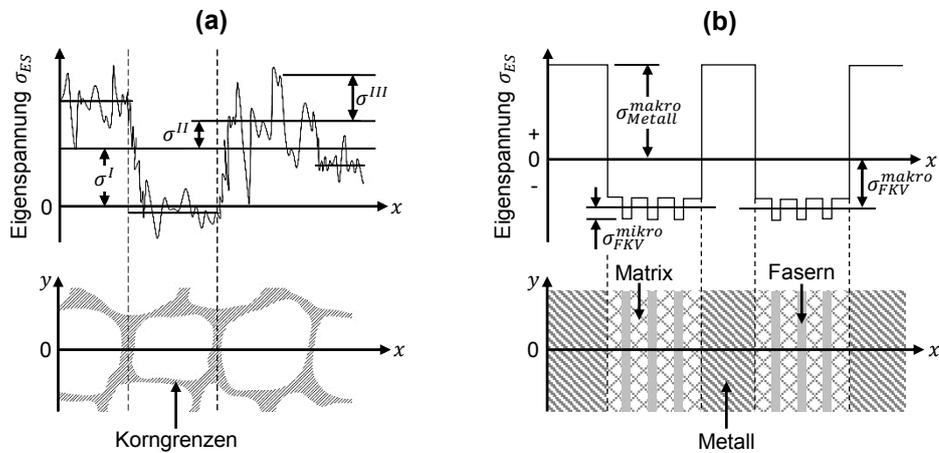
Kunststoffe weisen in Abhängigkeit von der Temperatur zwei unterschiedliche Zustandsbereiche auf, die sich auf das Verformungsverhalten auswirken. Unterhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$ , im energieelastischen Bereich, besitzt der Kunststoff ein sprödes, glasartiges Verhalten. Oberhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$ , im entropieelastischen Bereich, ist das Verhalten dagegen zähelastisch und dehnbar [21].

Thermische Eigenspannungen bilden sich fast ausschließlich bei Temperaturen unterhalb des Beginns des Erweichungsbereichs, welcher als  $T_{g,Onset}$  bezeichnet wird. Nach *Schürmann* [21] können sich Eigenspannungen erst aufbauen, wenn die Temperatur der Matrix  $T_{g,Onset} - 20$  K beträgt, da die Matrix erst ab dieser Temperatur eine ausreichende Steifigkeit besitzt. Durch die Herstellung der stoffschlüssigen Verbindung von Metall und FKV in diesem Temperaturbereich liegen Eigenspannungen im Hybridverbund vor, sobald die Einsatztemperatur von der Aushärtungstemperatur abweicht. Der Einfluss der Eigenspannungen auf die Festigkeitseigenschaften des Laminats ist bisher nur unzureichend analysiert.

### 2.2.1 Definition

Eigenspannungen in kristallinen Werkstoffen lassen sich nach *Macherauch et al.* [22] in drei Arten unterteilen, vgl. Abbildung 2.3 (a). Die Eigenspannungen I. Art sind dabei über viele Körner oder größere Bereiche des Werkstoff hinreichend konstant. Die Eigenspannungen II. Art stellen den konstanten Mittelwert der Eigenspannungen innerhalb eines Kornes dar. Sie geben die Abweichung zu den Eigenspannungswerten I. Art an. Die Eigenspannungen III. Art treten innerhalb von einem Korn auf und besitzen den Zusammenhang  $\sigma^{III} = \sigma_{ES}(x) - \sigma^I - \sigma^{II}$ . *Schürmann* [21] führt ebenfalls eine ähnliche Defini-

tion für die thermischen Eigenspannungen in FKV ein. Die Bezeichnung der mikromechanischen thermischen Eigenspannungen wird auf die Eigenspannungen



**Abbildung 2.3** – Eigenspannungen in (a) kristallinen, einphasigen Werkstoffen nach *Macherauch* [23] und (b) Hybridverbunden analog zu *Schürmann* [21]

in Faser und Matrix angewandt. Besteht ein Laminat aus mehreren Schichten unterschiedlicher Orientierung, entstehen aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Faserrichtung und quer zu dieser auch unterschiedliche thermische Eigenspannungen in der jeweiligen Einzelschicht. Diese werden als makromechanische thermische Eigenspannungen bezeichnet. Die Definition von *Schürmann* lässt sich analog auch auf Hybridverbunde übertragen, vgl. Abbildung 2.3 (b). Die Metallschichten besitzen andere thermische Ausdehnungskoeffizienten als die FKV-Schichten, sodass auch hier unterschiedliche Eigenspannungen in den Einzelschichten vorliegen. Für die in dieser Arbeit relevanten Analysen sind ausschließlich die makromechanischen thermischen Eigenspannungen von Bedeutung, da die thermisch induzierten Eigenspannungen nicht lokal, sondern über die gesamte Probengeometrie verteilt sind. Die mikromechanischen thermischen Eigenspannungen werden in dieser Arbeit daher nicht weiter betrachtet, folglich werden auch in Metallschichten nur Eigenspannungen der I. Art betrachtet.

## 2.2.2 Experimentelle Ermittlung

Die makromechanischen Eigenspannungen in Hybridverbunden können vergleichsweise einfach mit analytischen und numerischen Modellen berechnet

werden [20]. Die experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen ist deutlich komplexer. Es gibt unterschiedliche Verfahren, die sowohl in kristallinen als auch amorphen Strukturen eingesetzt werden können. In Abbildung 2.4 ist eine Übersicht der Methoden zur Eigenspannungsermittlung in FKV nach *Shokrieh et al.* [24, 25] dargestellt. Bei der Aufführung der verschiedenen Me-



**Abbildung 2.4** – Methoden zur Ermittlung von Eigenspannungen [24, 25]

thoden ist die Auflistung nach *Shokrieh et al.* um die Untergliederung in „vollständige Zerstörung“ und „teilweise Zerstörung“ erweitert. In der zerstörenden Prüfung werden die Proben mechanisch manipuliert. Dadurch wird das Kräftegleichgewicht innerhalb der Probe verändert und die daraus resultierende Spannungsveränderung kann entweder über die Verformung (Krümmung) der Probe berechnet oder von aufgebrauchten Dehnmessstreifen (DMS) direkt über den Dehnungszustand ausgewertet werden [24]. In der zerstörungsfreien Eigenspannungsanalyse wird dagegen der aktuell vorliegende Spannungszustand bestimmt.

Im Folgenden werden ausgewählte Methoden zur Eigenspannungsermittlung dargestellt, welche bereits auf hybride Strukturen und Lamine angewendet werden.

### Schichtentfernungsmethode – zerstörend

Die Schichtentfernungsmethode (*engl.*: layer removal method) ist eine Methode der zerstörenden Eigenspannungsmessung und beruht auf dem Prinzip der Spannungsfreisetzung durch Manipulation der Probengeometrie, indem eine äußere Schicht aus dem hybriden Laminat entfernt wird. Neben der Anwendung in homogenen Materialien und FKV wird die Schichtentfernungsmethode

auch von *Xu et al.* [26] auf Titan-CFRP-Sandwich-Laminat angewandt. Durch die Entfernung einer äußeren Titanschicht wird die initial symmetrische Probe unsymmetrisch und eine Krümmung stellt sich ein. Über diese können die Eigenspannungen in der Titan- und FKV-Schicht berechnet werden. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen nach dieser Methode korrelieren in *Xu et al.* mit einer numerischen Berechnung der Eigenspannungen.

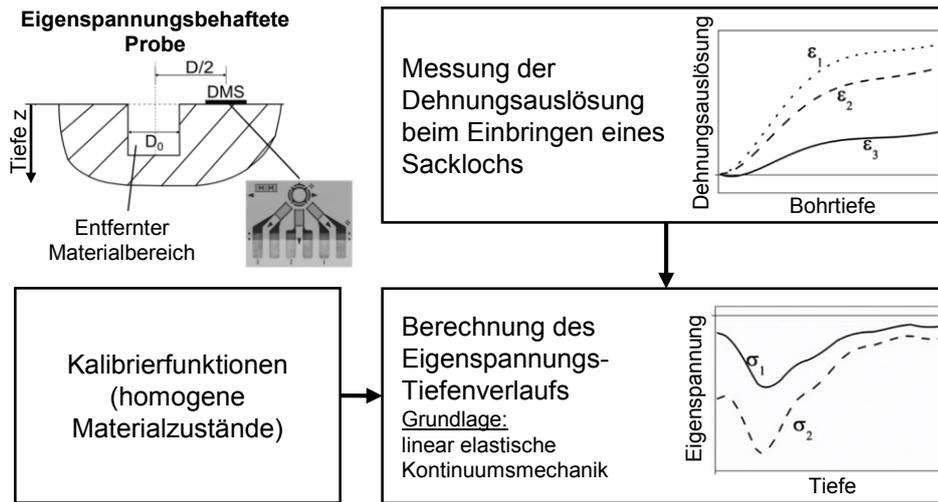
### **Curvature-Methode – zerstörend**

In der Curvature-Methode wird die Krümmung eines zur neutralen Faser nicht symmetrisch aufgebauten, hybriden Laminat analysiert. Die Proben werden dazu aus dem Gesamtlaminat heraus getrennt [24]. Die Krümmung in den unsymmetrischen Proben entsteht durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten beider Materialien: Metalle besitzen in den meisten Fällen einen größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten als FKV in Faserrichtung. Somit entsteht in den metallischen Schichten eine Zug- und in den FKV-Schichten eine Druckspannung, wodurch der Balken eine Krümmung in Richtung des Metalls erfährt. Durch den sich ergebenden Krümmungsradius kann die spannungsfreie Temperatur des Hybridverbunds bestimmt werden [27]. Dazu wird ein Ansatz von *Angel und Haritos* [28] genutzt, welcher die Bestimmung des Radius einer Krümmung in einem bi-metallischen Streifen beschreibt. Dieses Verfahren ermöglicht zwar die Berechnung der eigenspannungsfreien Temperatur in Hybridverbunden aus unterschiedlichen Materialien, allerdings ist dieses Verfahren auf nicht-symmetrische Proben beschränkt und die Eigenspannungen werden nur über eine analytische Gleichung in Abhängigkeit von der Krümmung berechnet.

### **Inkrementelle Bohrlochmethode – teil-zerstörend**

Eine weitere Möglichkeit zur Ermittlung von Eigenspannungen stellt die inkrementelle Bohrlochmethode dar, welche in der ASTM E837-08 [29] beschrieben ist. Die Messung der Eigenspannungen beruht auf dem Prinzip, dass der Gleichgewichtszustand in einem System durch ein Sackloch gestört wird. Die dadurch entstehenden Dehnungsänderungen können aufgenommen und mit Hilfe der linear elastischen Kontinuumsmechanik in Eigenspannungen umgerechnet werden [30, 31]. Wird das Bohrloch sukzessiv eingebracht und die

Dehnungsänderungen an der Probenoberfläche aufgenommen, kann nicht nur ein integraler Mittelwert der Eigenspannung ermittelt, sondern auch ein Eigenspannungstiefenverlauf erzeugt werden. Die Messung erfolgt standardmäßig mit drei DMS, die im Winkel  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  als Rosette angeordnet sind [32]. In Abbildung 2.5 ist das Grundprinzip der Bohrlochmethode dargestellt. Bei der Berechnung wird von einem ebenen Spannungszustand ausgegangen.



**Abbildung 2.5** – Prinzip der Bohrlochmethode in isotropen Materialien, ähnlich [32]

Unter dieser Annahme können aus den drei aufgenommenen Dehnungen die drei Spannungskomponenten  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\tau_{xy}$  sowie die dazugehörigen Hauptspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  bestimmt werden. Für eine korrekte Berechnung der Eigenspannungen sind spezielle Kalibrierkurven bzw. -konstanten notwendig, da bei dem Einbringen des Sacklochs die Eigenspannungen nur teilweise ausgelöst werden und dadurch das Hook'sche Gesetz nicht direkt anwendbar ist [32]. Die Tiefe des Sacklochs beträgt in der Regel 40 % des Kreisdurchmessers, auf dem die DMS um das Bohrloch angebracht sind. Da in größeren Tiefen kaum noch Dehnungsänderungen stattfinden [33]. Zur Messung von Eigenspannungen in FKV bzw. hybriden Laminaten aus FKV und Metall kann die Bohrlochmethode nur mit entsprechenden Anpassungen angewandt werden. Je nach Art des verwendeten Kunststoffes, insbesondere bei Thermoplasten, stellen die hohen Schnittgeschwindigkeiten der Hochdrehzahlbohrer und die damit einhergehende Temperaturentwicklung eine Schwierigkeit dar, welche durch eine Anpassung des Bohrprozesses gelöst wird [34]. Aufgrund der Orthotropie in FKV kann nicht die Lösung nach *Kirsch* [30] angewandt werden, welche auf der

linearen Elastizität des homogenen Materials aufbaut. Es finden von Schicht zu Schicht schlagartige Änderungen der elastischen Eigenschaften des Materials statt. Es gibt Ansätze zur Berechnung der Eigenspannungen in orthotropen Laminaten, welche durch *Schajer und Yang* [35] beschrieben werden. Darauf bauen weitere Formulierungen zur Berechnung der Eigenspannungen auf. Es wird u. a. ein direkter Vergleich zwischen experimentell ermittelten Werten aus dem inkrementellen Bohrlochverfahren und denen aus einer numerischen Simulation durchgeführt. Dadurch kann der Effekt des Bohrprozesses ermittelt werden, welcher die durch das Bohren verursachten Dehnungen quantifiziert [36, 37].

Aufbauend auf der Weiterentwicklung der Bohrlochmethode für orthotrope Materialien bestimmen *Ghasemi und Mohammadi* [38] die Eigenspannungen in einem FML aus GFK mit einer Epoxidharzmatrix und Aluminium. Die mit dieser Methode erzielten Ergebnisse korrelieren gut mit den theoretisch berechneten Eigenspannungen, sodass die inkrementelle Bohrlochmethode mit Anpassungen auch auf Hybridverbunde aus unterschiedlichen Materialien angewendet werden kann. In *Wu et al.* [39] wird ebenfalls die inkrementelle Bohrlochmethode angewendet, um die Eigenspannung in einem FML aus GFK und Stahl zu ermitteln. Dazu wird ein bereits umgeformtes Stahlblech mit zwei Lagen GFK verpresst. Es werden keine konstanten Eigenspannungen in den unterschiedlichen Einzelschichten ermittelt, sondern ein tiefenabhängiger Eigenspannungsverlauf über das Laminat. Dies widerspricht zunächst dem allgemeinen Stand der Technik, wo in den Einzelschichten mehrheitlich konstante Eigenspannungen berichtet werden. Allerdings gehen die Untersuchungen auch von eigenspannungsfreien Zuständen der Komponenten vor Herstellung des Hybridverbunds aus. In der Arbeit von *Wu et al.* sind bereits in der Stahlkomponente durch einen initialen Umformprozess Eigenspannungen induziert worden und es wird somit eine Überlagerung der Eigenspannungszustände aus initialer Umformung des Stahls und Aushärtung zum Hybridverbund charakterisiert.

Generell ist festzustellen, dass die inkrementelle Bohrlochmethode zur Ermittlung von Eigenspannungszuständen in hybriden Strukturen und Laminaten geeignet ist. Weiter können sogar überlagerte Eigenspannungszustände charak-

terisiert werden. Ein Nachteil besteht in der teil-zerstörenden Versuchsführung, da die Proben nur bedingt weiter verwendbar sind.

### **Röntgendiffraktion – zerstörungsfrei**

Für eine Messung mittels Röntgenbeugung müssen im Material mindestens teilkristalline Strukturen vorhanden sein. Daher gibt es Bestrebungen die Eigenspannungen in FKV röntgenographisch zu ermitteln. In *Hauk et al.* [40, 41] konnten an einem mit Kohlenstofffaser uniaxial verstärkten, teilkristallinem Polyetheretherketon (PEEK) Messungen durchgeführt werden. Dabei wurden die Eigenspannungen in der rhombisch kristallisierenden Phase des PEEK quer und längs zur Faserrichtung ermittelt und weisen lineare Gitterdehnungsverteilungen über  $\sin^2\psi$  auf. Da die Matrix von FKV überwiegend aus einem amorphen Kunststoff, bspw. Epoxidharz, bestehen, kann diese Methode nicht direkt angewendet werden. Abhilfe schafft der Einsatz von metallischen Tracerpartikeln, sodass der Matrixwerkstoff keine kristallinen Strukturen aufweisen muss. Die Gitterdehnungen in den Tracerpartikeln werden gemessen und darüber auf den Dehnungszustand des FKV geschlossen. Von *Barrett und Predecki* [42] wird feines Metallpulver als Spannungssensor zwischen den zwei obersten Lagen eines kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharzes benutzt. In diesem Experiment wurde beobachtet, dass die auftretenden Spannungen auf das Metallpulver übertragen werden und somit röntgenographisch messbar sind. Das Aufbringen einer Biegebelastung ruft eine Spannung in den Metallpartikeln hervor, deren Maximalbetrag mit der Streckgrenze der Metallpartikel korreliert. Die eingesetzten Metallpartikel sind aus Silber (Ag) und Aluminium (Al). Diese Methode wird von *Barrett und Predecki* [43, 44] weiterentwickelt. Es werden zusätzlich Metallpartikel aus Wolfram (W), Nickel (Ni), Niob (Nb) und Cadmiumoxid (CdO) eingesetzt, so dass stets Zugspannungen in Faserrichtung und geringe Zugspannungen oder Druckspannungen quer zu dieser gemessen werden können. In *Balasingh und Singh* [45] werden ebenfalls Aluminiumpartikel benutzt. Die so experimentell ermittelten Eigenspannungswerte weisen nur geringe Abweichungen zu Werten, die mit einem analytischen Modell berechnet wurden, auf. Einer Weiterentwicklung der Methode von *Barrett und Predecki* [46, 47, 48] liegt der komplexere Ansatz zugrunde, die Eigenspannungen des Kunststoffs über die Eigendehnungen der Metallpartikel zu ermitteln.

*Prinz und Schnack* [49] haben sich ebenfalls mit der Ermittlung von thermisch induzierten Eigenspannungen in Kunststoffen beschäftigt. Es wurden röntgenographische Elastizitätskonstanten (REK) für Partikel-Epoxidharz-Verbunde mit Silber, Niob und Cadmiumoxid ermittelt. In einem kohlenstofffaserverstärktem Epoxidharz wurden die Gitterdehnungsverteilungen gemessen, die mit den Werten aus einer numerischen Simulation korrelieren, sofern die zuvor bestimmten REK verwendet werden.

Eine weitere Methode stellt die röntgenografische Eigenspannungsmessung in den Deckschichten von hybriden Sandwich-Laminaten dar. In *Xu et al.* [26] werden  $\sin^2\psi$ -Messungen in einem Sandwich mit Deckschichten aus Titan und einem Kern aus CFK durchgeführt. Die Ergebnisse korrelieren gut sowohl mit einer numerischen Vergleichsrechnung, als auch mit der experimentellen Schichtentfernungsmethode.

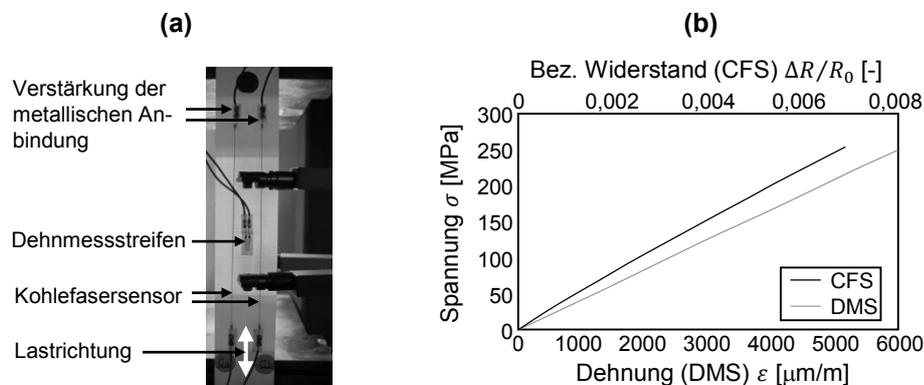
Neben der winkeldispersiven Beugungsverfahren mittels monochromatischer Strahlung können auch energiedispersive Beugungsverfahren mittels weißer Strahlung durchgeführt werden. Die Eindringtiefen können dadurch von ca.  $10\ \mu\text{m}$  (winkeldispersiv) auf bis zu  $100\ \mu\text{m}$  (energiedispersiv) im Stahl gesteigert werden [50]. Weiter kann u. a. ein Eigenspannungsprofil durch den Einsatz der Mehrwellenlängenmethode aufgenommen werden [51]. Hier besitzt die elektromagnetische Strahlung höhere Energiedichten, z. B. durch den Einsatz von Laborgeräten mit entsprechender Leistung oder die Nutzung eines Synchrotrons, und ermöglicht somit größere Eindringtiefen in die zu analysierende Materie. Diese Methode wird bereits in Metal-Matrix-Composites angewandt [52, 53]. Sie stellt auch ein hohes Potential für die Eigenspannungsmessung in FMLs dar, da zum einen die FKV-Schichten einfacher durchdrungen und die Eigenspannungen in den metallischen Schichten ausgewertet werden können und zum anderen die Möglichkeit besteht, auch in tiefer gelegenen Metallschichten eine Auswertung vorzunehmen.

Zusammenfassend wird gezeigt, dass die RSA auf FKV anwendbar ist: Die äußeren Laminatschichten können von der Röntgenstrahlung durchdrungen und die Gitterdehnungsverteilung von Metallpartikeln in innen liegenden Schichten gemessen werden. Dadurch ist dieses Prinzip auch auf ein Hybridlaminat übertragbar, indem die Eigenspannung in der kristallinen Metallschicht,

welche unter einer Schicht FKV liegt, gemessen werden. Die Anwendbarkeit mittels charakteristischer Strahlung ist allerdings durch den FKV beschränkt, da dieser eine geringe Absorptionsrate der charakteristischen Strahlung aufweisen muss. Dies kann umgangen werden, indem die metallische Schicht als Deckschicht eingesetzt wird oder die energiedispersive Diffraktometrie mittels hochenergetischer Strahlung angewandt wird.

### Eigenspannungsmessung mit Sensoren – zerstörungsfrei

**Piezoresistive Sensoren** – Diese Art von Sensoren reagieren bei Änderung des Dehnungszustands mit einer Veränderung des elektrischen Widerstands. Der Widerstand wird aufgenommen und in eine Dehnung bzw. Spannung umgerechnet. Ein Beispiel für den im Stand der Technik etablierten Einsatz solcher Materialien sind Dehnmessstreifen (DMS). Das gleiche Prinzip kann auch auf elektrisch leitenden Fasern (bspw. Kohlenstofffasern) angewandt werden. Zur Analyse von FKV werden Kohlenstofffasern bereits eingesetzt: Entweder als einzelne, elektrisch isolierte Fasern [54] oder als Faserrovings [55, 56]. In Abbildung 2.6 ist der experimentelle Aufbau und die Auswertung von einem Kohlenstofffasersensor (CFS) dargestellt. Die Widerstandsveränderung



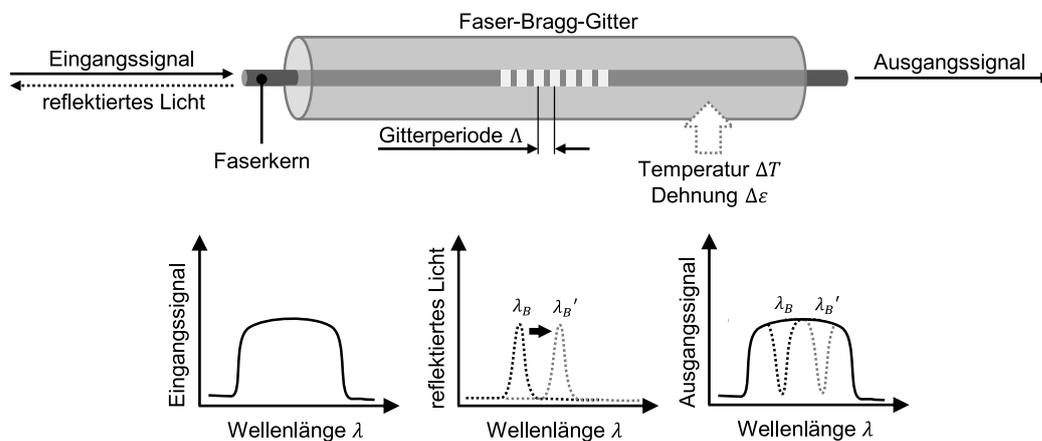
**Abbildung 2.6** – Spannungsmessung mittels DMS und CFS in einem GFK-Prüfkörper (a) Prüfaufbau und (b) Spannungs-Dehnungs-Diagramm unter Angabe der Veränderung des Widerstands im CFS [56]

der CFS unter Last weist eine gute Linearität auf und eignet sich damit für die Dehnungs- und Spannungsanalysen im Bereich von kleinen Verformungen. Mit zunehmenden Dehnungen der CFS zeigt die Widerstandsveränderung ein nicht-lineares Verhalten [56]. Ein weiterer Ansatz, welcher auf der Nutzung von Kohlefaserrovingen aufbaut, zeigt, dass diese Materialien auch im Bereich

der hohen Dehnungen anwendbar sind. Die Änderung des Widerstands ist bei hohen Dehnungen auf Filamentbrüche zurückzuführen. Anders als bei dem zuvor beschriebenen Prinzip verändert sich hier der Widerstand dadurch, dass die Enden der gebrochenen Fasern bei einer Kontraktion in Kontakt kommen und der Widerstand verringert wird. Bei einer Dilatation werden die Enden wieder getrennt und der Widerstand steigt an [57].

Einsatz finden die CFS häufig in der Strukturüberwachung von FKV-Bauteilen [58] oder bei der Analyse von Schädigungsmechanismen, bspw. zur Detektion von Zwischenfaserbrüchen [59].

**Faser-optische Sensoren** – Zur Dehnungs- und Spannungsanalyse werden häufig Fiber-Bragg-Grating (FBG) Sensoren, u. a. zur Charakterisierung des Aushärteverhaltens von FKV, eingesetzt [60, 61]. Das Prinzip des FBG-Sensors beruht auf der Reflexion von in die Faser induziertem Licht, welches an einem Gitter innerhalb der Faser reflektiert wird. Erfährt dieses Gitter eine Verzerrung aufgrund eines veränderten Dehnungs- oder Temperaturzustands, entsteht eine Verschiebung der Wellenlänge  $\lambda_B$  des reflektierten Lichts, vgl. Abbildung 2.7. Diese Veränderung kann ausgewertet und in eine Dehnung bzw. Spannung umgerechnet werden. Zur Charakterisierung des Aushärteverhaltens

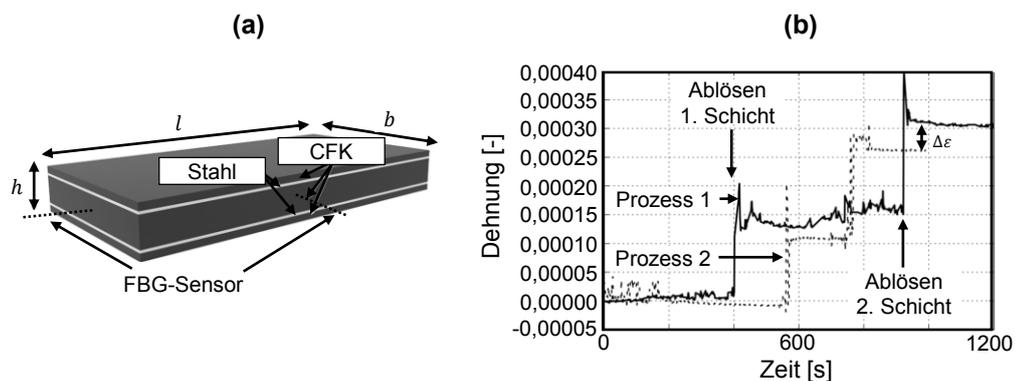


**Abbildung 2.7** – Prinzip der Spannungs- und Dehnungsmessung mit einem Fiber-Bragg-Grating-Sensor bei Beaufschlagung des Sensors mit einer Dehnung oder einer veränderten Temperatur, ähnlich [62]

von FKV werden die FBG-Sensoren mit einlaminiert und während des Aushärtvorgangs die Dehnungsänderungen über den Temperaturverlauf aufgenommen. Da die FBG-Sensoren sehr empfindlich auf Temperaturveränderungen

reagieren, müssen diese vor dem Aushärtvorgang kalibriert werden. So soll vermieden werden, dass sich globale thermische Effekte (Umgebungstemperatur) mit den lokalen thermischen Effekten im FKV (Aushärtung) überlagern [63].

In *Prussak et al.* [63] werden die FBG-Sensoren auch in einem hybriden Laminataufbau aus CFK und Edelstahl zur Ermittlung der durch den Aushärtprozess entstehenden Eigenspannungen angewendet. Ziel der Untersuchung ist die Reduktion der Eigenspannungen durch eine angepasste Prozessführung. Die zu analysierende Probe besteht aus einem symmetrischen Schichtaufbau mit zwei äußeren CFK-Schichten ( $t = 0,375 \text{ mm}$ ), zwei darauffolgenden Stahlschichten ( $t = 0,12 \text{ mm}$ ) und einem CFK-Kern ( $t = 1,5 \text{ mm}$ ), vgl. Abbildung 2.8 (a). In den Kern wird jeweils ein FBG-Sensor in Faserrichtung und einer quer zu dieser eingebracht. Die Eigenspannungen werden mit drei unterschied-



**Abbildung 2.8** – Ermittlung der Eigendehnungen in hybriden Laminataufbauten während der Aushärtung (a) Probengeometrie (b) Zeit-Dehnungs-Diagramm für zwei unterschiedliche Aushärtungsprozesse, ähnlich [63]

lichen Verfahren ermittelt: FBG-Sensor während der Aushärtung, FBG-Sensor nach der Ablösung der oberen Schichten und mit Curvature-Methode anhand der Durchbiegung der abgelösten, oberen Schichten. Für letztere beide Verfahren werden nach erfolgter Aushärtung jeweils die oberen beiden Schichten aus CFK und Stahl erst auf der Oberseite und dann auf der Unterseite der Probe von dem Kern getrennt. Durch die Manipulation verändert sich das Kräftegleichgewicht und ein neuer Spannungszustand stellt sich ein. Dieser wird zum einen durch die FBG-Sensoren (vgl. Abbildung 2.8 (b)) und zum anderen über die Verformung der abgelösten, unsymmetrischen Laminare durch Anwendung der Curvature-Methode ermittelt.

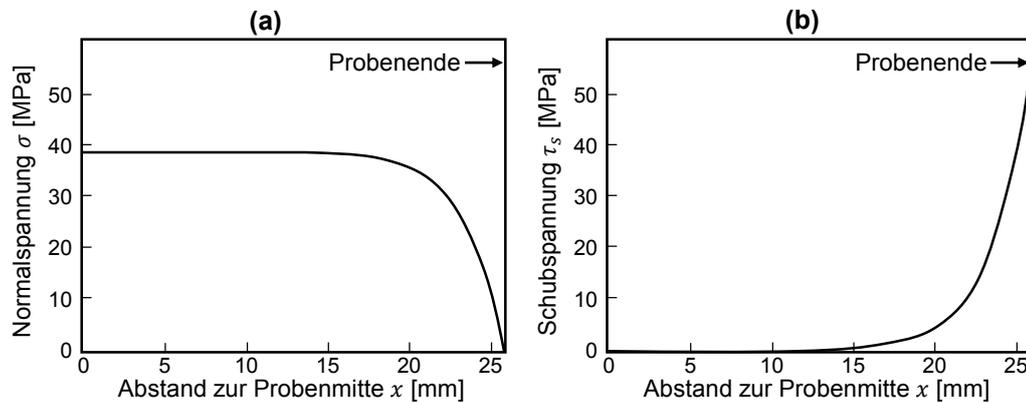
Generell zeigen die Analysen für diese Untersuchung, dass der FBG-Sensor auch zur Bestimmung der Eigenspannung in hybriden Laminataufbauten eingesetzt werden kann. Die Differenz der Eigenspannungen zwischen den beiden Prozessführungen weisen für alle drei eingesetzten Messungen vergleichbare Ergebnisse auf. Da der in die Matrix eingebettete FBG-Sensor aber wie eine Faser zu bewerten ist, liegen an diesem insbesondere mikromechanische Eigenspannungen vor. Dies muss bei der Auswertung in einem Hybridverbund mit makromechanischen Eigenspannungen in den Einzelschichten berücksichtigt werden.

### 2.2.3 Verteilung und Wirkung

Die Eigenspannungen in den einzelnen Schichten teilen sich entsprechend dem Kräftegleichgewicht auf, welches u. a. von den Volumenanteilen der einzelnen Komponenten beeinflusst wird. Da der thermische Ausdehnungskoeffizient des FKV in den meisten Fällen geringer ist, als derjenige der metallischen Komponente, entstehen im FKV bei Temperaturen kleiner als bei der Aushärtung Druckeigenspannungen und im Metall Zugeigenspannungen. Es ist davon auszugehen, dass sich die Zugeigenspannung negativ auf das Festigkeitsverhalten der metallischen Komponente auswirkt.

Neben den Eigenspannungen, welche in den Einzelschichten wirken, entstehen auch Eigenspannungen in der Grenzschicht zwischen den einzelnen Komponenten, welche als Schubspannungen auftreten. Es gibt einfache Berechnungsansätze, die eine konstante Verteilung der Schubeigenspannungen in der Grenzschicht annehmen [64]. In der Literatur wird allerdings überwiegend eine ungleichmäßige Spannungsverteilung beschrieben. Schubspannungen treten demzufolge hauptsächlich lokal in den Randbereichen des Verbundmaterials auf. Diese Spannungen werden in der Literatur als *Free-Edge-Stresses* beschrieben [65, 66, 67]. Untersucht werden dabei u. a. multiaxiale Lamine, deren Schichten bspw. aus UD-Material mit einer Faserorientierung von  $0^\circ$  und  $90^\circ$  bestehen. Da die Einzelschichten stark anisotrope Eigenschaften aufweisen, sind die thermischen Ausdehnungskoeffizienten in  $0^\circ$ - und  $90^\circ$ -Richtung ebenfalls unterschiedlich, sodass nach einem thermisch aktivierten Herstellungsprozess Eigenspannungen entstehen. Dieser Effekt tritt allgemein auch bei stoffschlüssig

verbundenen Schichten aus unterschiedlichen Materialien (bspw. Bi-Metallen) auf und wird von *Chen et al.* [65] analytisch beschrieben und anschließend mit Hilfe einer numerischen Berechnung nachgewiesen. Die Arbeit baut auf den Ergebnissen von *Volkersen* [68] auf. Die Untersuchungen behandeln insbesondere die Verbindungstechniken und die darin entstehenden Schubbeanspruchungen. *Chen et al.* [65] untersuchen 2- und 3-schichtige Proben und führen im Gegensatz zu den Arbeiten von *Volkersen* eine zusätzliche Temperaturbedingung ein. Diese stellt die Differenz zwischen der spannungsfreien Temperatur zur Einsatztemperatur dar. Es treten Eigenspannungen in den Einzelschichten und Schubbeanspruchung in der Grenzschicht auf, vgl. Abbildung 2.9. Die Kurve der Schubspannungsverteilung in der Probe besitzt einen typischen Verlauf, in dem die höchsten Schubspannungen am freien Rand des Laminats entstehen



**Abbildung 2.9** – Eigenspannung in einer Probe aus zwei unterschiedlichen Materialien (a) Normalspannung in einer Einzelschicht und (b) Schubeigenspannung am Probenende aufgrund der *Free-Edge-Stresses* in der Grenzschicht, ähnlich [65]

und zur Mitte der Probe gen Null streben. Die Eigenspannungen in der Einzelschicht verhalten sich entgegengesetzt: Sie fallen zum freien Probenende auf Null ab.

In der gesamtheitlichen Festigkeitsbetrachtung von Hybridverbunden spielen Eigenspannungen noch eine untergeordnete Rolle oder werden nicht berücksichtigt, obwohl die Eigenspannungen das Festigkeitsverhalten negativ beeinflussen können. Schubeigenspannungen treten konzentriert an freien Laminaenden auf und reduzieren die Grenzschichtfestigkeit, wodurch der Start von Delaminationen begünstigt werden kann.



# Kapitel 3

## Materialien, Prozesse und Methoden

### 3.1 Materialien

#### 3.1.1 Faser-Kunststoff-Verbunde

Für die Herstellung der Prüfkörper werden Prepregs verwendet. Es handelt sich dabei um textile Strukturen, die mit einem duromeren Matrixsystem vorimprägniert sind. In dieser Arbeit werden mit einem Epoxidharz vorimprägnierte UD-Gelege aus E-Glasfasern und HT-Kohlefasern verwendet. Für den ausgehärteten FKV mit einem Faservolumenanteil von  $\varphi_{FVA} = 58,0\%$  ergeben sich die in Tabelle 3.1 dargestellten Kennwerte.

**Tabelle 3.1** – Materialkennwerte der FKV [21, 69, 70]

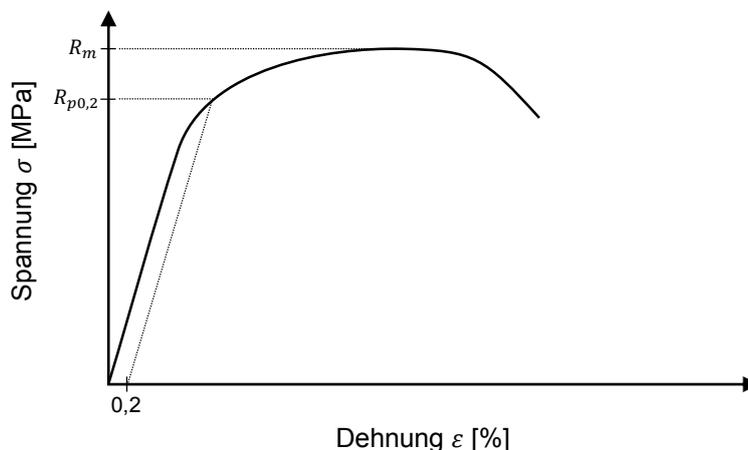
Kennwert	Symbol	Einheit	GFK	CFK
Elastizitätsmodul	$E_{\parallel}$	$GPa$	49	135
	$E_{\perp}$	$GPa$	14	12
Schubmodul	$G_{\perp\parallel}$	$GPa$	5,8	5,6
	$G_{\perp\perp}$	$GPa$	5,2	4,4
Querkontraktionszahl	$\nu_{\perp\parallel}$	-	0,25	0,28
	$\nu_{\parallel\perp}$	-	0,07	0,03
	$\nu_{\perp\perp}$	-	0,30	0,36
Therm. Ausdehnungskoeffizient	$\alpha_{T\parallel}$	$10^{-6}1/K$	7,0	0,3
	$\alpha_{T\perp}$	$10^{-6}1/K$	27,9	33,6
Dichte	$\rho$	$kg/dm^3$	2,0	1,5

### 3.1.2 Metalle

Die metallischen Verstärkungsschichten bestehen überwiegend aus einem bainitisch vergüteten Stahl (51CrV4). Zur Erzeugung des bainitischen Gefüges wird eine Wärmebehandlung durchgeführt. Bei dieser werden die Stahlbleche zunächst austenitisiert. Durch die Wahl der Abkühlgeschwindigkeit können unterschiedliche Gefügestände eingestellt werden. Durch eine schnelle Abkühlung wird ein martensitisches Gefüge erreicht, durch eine langsame Abkühlgeschwindigkeit entsteht dagegen ein perlitisches Gefüge [71]. Aufgrund der guten zyklischen Beanspruchbarkeit soll für die Stahlbleche das Zwischenstufengefüge Bainit erzeugt werden. Für die Bildung von Bainit ist eine etwas niedrigere Abkühlgeschwindigkeit als für die Martensitbildung notwendig. Dafür werden die Stahlbleche in einem Salzbad (ca.  $T_B = 200\text{ }^\circ\text{C}$ ) abgekühlt. Im Anschluss an die Härtung werden die Stahlbleche bei einer Temperatur von  $400\text{ }^\circ\text{C}$  eine Stunde lang spannungsarm gegläht. Neben dem Stahl wird auch ein wärmebehandeltes Aluminium (AW7075, T6) eingesetzt.

#### Statische Festigkeitskennwerte

Dehngrenze und Zugfestigkeit werden aus vorangegangenen Analysen von bainitisch vergüteten Proben mit einer Dicke  $t_{st} = 1,53\text{ mm}$  übernommen. Die Prüfungen wurden in Anlehnung an DIN 50125 [72] durchgeführt. In Abbildung 3.1 sind die zu ermittelnden charakteristischen Größen in einem Spannungs-Dehnungs-Diagramm schematisch dargestellt. Die experimentell ermittelte



**Abbildung 3.1** – Schematische Darstellung eines Spannungs-Dehnungs-Diagramms von Stahl zur Ermittlung von Dehngrenze und Zugfestigkeit

Dehngrenze  $R_{p0,2}$  beträgt danach  $1480 \pm 9 \text{ MPa}$  und die Zugfestigkeit  $R_m$  wird mit  $1735 \pm 11 \text{ MPa}$  angegeben. In Tabelle 3.2 sind zusammenfassend die Kennwerte der metallischen Werkstoffe Stahl (51CrV4, bainitisch) und Aluminium (AW7075, T6) dargestellt. Dehngrenze, Zugfestigkeit und Bruchdehnung

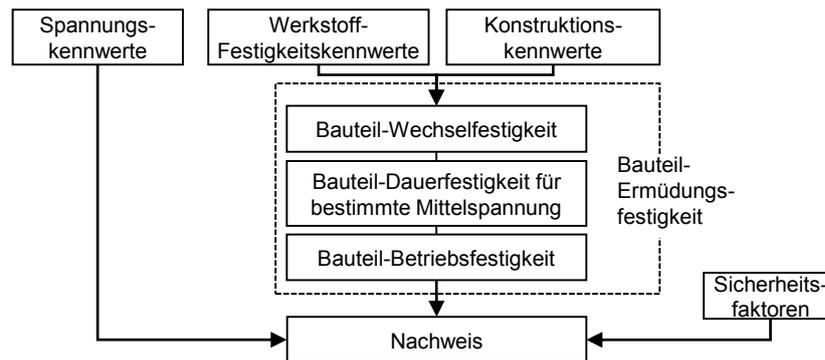
**Tabelle 3.2** – Materialkennwerte der metallischen Werkstoffe [21, 73]

Kennwert	Symbol	Einheit	Stahl	Aluminium
Elastizitätsmodul	$E$	$GPa$	206	72
Schubmodul	$G$	$GPa$	79	27
Querkontraktionszahl	$\nu$	-	0,3	0,3
Therm. Ausdehnung	$\alpha_T$	$10^{-6}1/K$	11,7	23,4
Dichte	$\rho$	$kg/dm^3$	7,9	2,8
Dehngrenze	$R_{p0,2}$	$MPa$	1480	460
Zugfestigkeit	$R_m$	$MPa$	1735	525
Bruchdehnung	$A_t$	$MPa$	3,9	6,0

des Stahls werden um weitere Kennwerte aus der Literatur ergänzt, für das Aluminium werden ausschließlich Kennwerte aus der Literatur und dem werkstoffspezifischen Datenblatt verwendet.

### Abschätzung der zyklischen Festigkeit

Die Abschätzung der zyklischen Festigkeit des Stahls erfolgt in Anlehnung an die FKM-Richtlinie *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Federn und Feder-elemente* [74], vgl. Abbildung 3.2. Die FKM-Richtlinie für Federn berücksichtigt



**Abbildung 3.2** – Festigkeitsnachweis nach der FKM-Richtlinie, ähnlich [74]

tigt im Gegensatz zu der FKM-Richtlinie *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen* [75] auch Stahlwerkstoffe, deren Zugfestigkeit  $R_m > 1200 \text{ MPa}$  ist.

Die vorliegende FKM-Richtlinie gilt vorrangig für Federn und Federelemente aus ölschlussvergüteten, patentiert gezogenen und korrosionsbeständigen Drähten bzw. Federn und Federelementen aus vergütetem und korrosionsbeständigem Bandmaterial [74]. Aufgrund der hohen Zugfestigkeit  $R_m = 1735 \text{ MPa}$  der Stahlbleche und dem von den vorrangig geltenden Verfahren abweichenden Vergütungsprozess, wird die zyklische Festigkeit anhand dieser Richtlinie nur abgeschätzt. Folglich kann mit Hilfe der *FKM-Richtlinie für Federn* ein Bereich für die Ermüdungsfestigkeit abgeschätzt werden, welcher von den ölschlussvergüteten und patentiert gezogenen Festigkeitskennwerten eingegrenzt ist. Es ist davon auszugehen, dass die Festigkeit des Stahls der bainitischen Vergütung nah an der Festigkeit nach dem Ölschlussvergüten liegt. In letzterem Verfahren entsteht ein Martensit, welcher von den Festigkeitseigenschaften dem Bainit ähnlich ist. Im Folgenden werden die wichtigsten Schritte zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit (vgl. Abbildung 3.2) dargestellt.

**Werkstoff-Festigkeitskennwerte** – Die Zugdruckwechselfestigkeit  $\sigma_{W,zd}$  für  $N_C = 10^6$  Lastspiele wird anhand des Verformbarkeits-Zugdruckwechselfestigkeitsfaktors  $f_{W,\sigma}^*$  und der Zugfestigkeit unter Berücksichtigung der Wärmebehandlung  $R_{m,W}$  bestimmt.

$$\sigma_{W,zd} = f_{W,\sigma}^* \cdot R_{m,W} \quad (3.1)$$

Die Zugfestigkeit wird an bereits vergütetem Material ermittelt, so kann die Zugfestigkeit unter Berücksichtigung der Wärmebehandlung  $R_{m,W}$  mit der experimentell ermittelten Zugfestigkeit  $R_m = 1735 \text{ MPa}$  gleichgesetzt werden.

Der Faktor  $f_{W,\sigma}^*$  wird durch den Zugdruckwechselfestigkeitsfaktor  $f_{W,\sigma}$  und den Verformbarkeitsfaktor  $K^*$  ermittelt.

$$f_{W,\sigma}^* = f_{W,\sigma} \cdot K^* \quad (3.2)$$

Die Bruchdehnung des vergüteten Stahls liegt zwischen 3 und 7 % (vgl. Tabelle 3.2), folglich ist der Verformbarkeitsfaktor  $K^* = 1$  zu setzen [74]. Die Zugdruckwechselfestigkeit  $\sigma_{W,zd}$  für Federstähle mit gleicher Zugfestigkeit der Zustände ölschlussvergütet und patentiert gezogen ist in Tabelle 3.3 angegeben.

**Tabelle 3.3** – Zugdruckwechselfestigkeiten für Federstahl [74]

	$f_{W,\sigma}$	$\sigma_{W,zd}$
ölschlussvergütet	0,47	815 MPa
patentiert gezogen	0,40	694 MPa

**Konstruktionskennwerte** – Der Konstruktionsfaktor  $K_{WK}$  für Normalspannung wird aus der Stützzahl  $n_\sigma$ , der Kerbwirkungszahl  $\tilde{K}_f$ , dem Rauheitsfaktor  $K_R$  und dem Randschichtfaktor  $K_V$  berechnet:

$$K_{WK} = \frac{1}{n_\sigma} \left[ 1 + \frac{1}{\tilde{K}_f} \cdot \left( \frac{1}{K_R} - 1 \right) \right] \cdot \frac{1}{K_V} \quad (3.3)$$

Die Stützzahl  $n_\sigma$ , die Kerbwirkungszahl  $\tilde{K}_f$  und der Randschichtfaktor  $K_V$  werden vereinfacht mit eins angenommen, da in dieser Arbeit nicht gekerbte Stahlgeometrien ohne Randschichtverfestigung betrachtet werden. Somit wird lediglich der Rauheitsfaktor  $K_R$  berücksichtigt. Die Stahloberflächen werden abweichend zur FKM-Richtlinie bearbeitet, so dass der Rauheitsfaktor  $K_R$  über die gemittelten Rautiefe  $Rz$  nach DIN 743 [76] bestimmt wird.

$$K_R = 1 - 0,22 \cdot \lg \left( \frac{Rz}{\mu m} \right) \cdot \left[ \lg \left( \frac{R_m}{20 \text{ N/mm}^2} \right) - 1 \right] \quad (3.4)$$

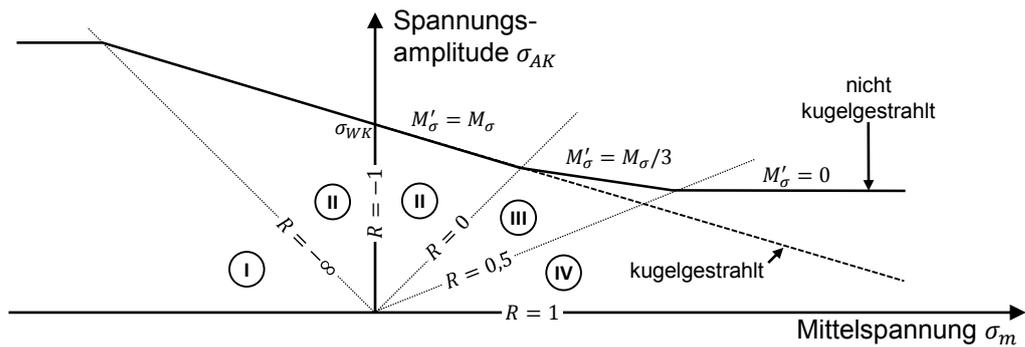
**Bauteil-Ermüdungsfestigkeit** – Zur Bestimmung der Bauteil-Ermüdungsfestigkeit wird zunächst die Bauteil-Wechselfestigkeit durch Berücksichtigung der Zugdruckwechselfestigkeit  $\sigma_{W,zd}$  und der Konstruktionskennwerte  $K_{WK}$  bestimmt. Der Festigkeitszuwachs  $\Delta\sigma_{ES}$  durch Kugelstrahlen entfällt, da die Stahlkomponenten keinen Kugelstrahlprozess durchlaufen.

$$\sigma_{WK} = \sigma_{W,zd} / K_{WK} + \Delta\sigma_{ES} \quad (3.5)$$

Unter Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses durch den Mittelspannungsfaktor  $K_{AK}$  ergibt sich die Spannungsamplitude zu

$$\sigma_{AK} = \sigma_{WK} \cdot K_{AK}. \quad (3.6)$$

Zur Bestimmung des Mittelspannungsfaktors wird zunächst der relevante Bereich im *Haigh*-Schaubild (vgl. Abbildung 3.3) ausgewählt. In dieser Arbeit liegen die Beanspruchungen ausschließlich im Bereich III ( $0 < R < 0,5$ ). Für



**Abbildung 3.3** – Darstellung des Mittelspannungseinflusses auf die Spannungsamplitude nach der FKM-Richtlinie, ähnlich [74]

nicht kugelgestrahlte Stahlbauteile bei konstantem Spannungsverhältnis  $R$  und einer Mittelspannungsempfindlichkeit  $M_\sigma$  lautet der Mittelspannungsfaktor

$$K_{AK} = \frac{3 + M_\sigma}{(1 + M_\sigma) \cdot (3 + M_\sigma \cdot (1 + R)/(1 - R))}, \quad (3.7)$$

mit der Mittelspannungsempfindlichkeit

$$M_\sigma = a_M \cdot 10^{-3} \cdot R_{m,W}/[MPa] + b_M. \quad (3.8)$$

Die Konstanten  $a_M$  und  $b_M$  und die daraus resultierenden Mittelspannungsempfindlichkeiten  $M_\sigma$  sind in Abhängigkeit von den Herstellungsverfahren in Tabelle 3.4 dargestellt.

**Tabelle 3.4** – Konstanten zur Bestimmung der Mittelspannungsempfindlichkeit [74]

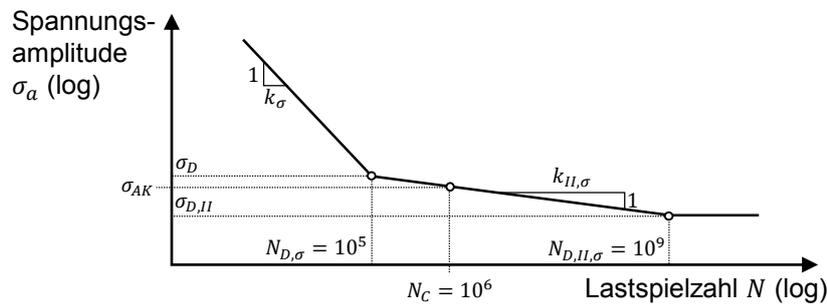
	$a_M$	$b_M$	$M_\sigma$
ölschlussvergütet	0,204	-0,1	0,254
patentiert gezogen	0,231	-0,1	0,300

Im letzten Schritt zur Ermittlung der Bauteil-Ermüdungsfestigkeit wird aus den ermittelten Kennwerten eine Wöhlerkurve erstellt. Die von den Herstellungsverfahren abhängigen Neigungsexponenten  $k$  der Wöhlerkurve sind in Tabelle 3.5 dargestellt. Die Wöhlerkurve in Abbildung 3.4 zeigt in diesem Fall

**Tabelle 3.5** – Parameter der Wöhlerkurven von Federstahl für Normalspannungen [74]

	$N_{D,\sigma}$	$N_{D,II,\sigma}$	$k_\sigma$	$k_{II,\sigma}$
ölschlussvergütet	$10^5$	$10^9$	8	50
patentiert gezogen	$10^5$	$10^9$	10	50

keine ausgeprägte Dauerfestigkeit bei Lastspielzahlen hinter dem Knickpunkt  $N_{D,\sigma}$ . Die Wöhlerkurve kann in zwei Bereiche eingeteilt werden, vor und hin-



**Abbildung 3.4** – Wöhlerkurve für Federn und Feder Elemente (Normalspannung) [74]

ter dem Knickpunkt. Für Normalspannungen beträgt die Knickpunktlastspielzahl  $N_{D,\sigma} = 10^5$ . Die Dauerfestigkeit setzt am Ende des zweiten Bereichs bei  $N_{D,II,\sigma} = 10^9$  Lastspielen ein. Aus der zuvor ermittelten Spannungsamplitude  $\sigma_{AK}$  für die Referenzlastspielzahl  $N_C = 10^6$  wird über die lineare Schadensakkumulation die zyklische Festigkeit  $\sigma_D$  für  $N_{D,\sigma} = 10^5$  Lastspiele berechnet:

$$\sigma_D = \sigma_{AK} \cdot \left( \frac{N_c}{N_{D,\sigma}} \right)^{\frac{1}{k_{II,\sigma}}} \quad (3.9)$$

Durch die Gegenüberstellung der Spannungsamplitude  $\sigma_{a,St}$  aus der äußeren Beanspruchung und der zyklischen Festigkeit  $\sigma_D$  mit dem Sicherheitsfaktor  $S_D$  kann der Auslastungsgrad  $A_{St}^*$  bei  $N_{D,\sigma} = 10^5$  Lastspielen berechnet werden.

$$A_{St}^* = \frac{\sigma_{a,St}}{\sigma_D / S_D} < 1 \quad (3.10)$$

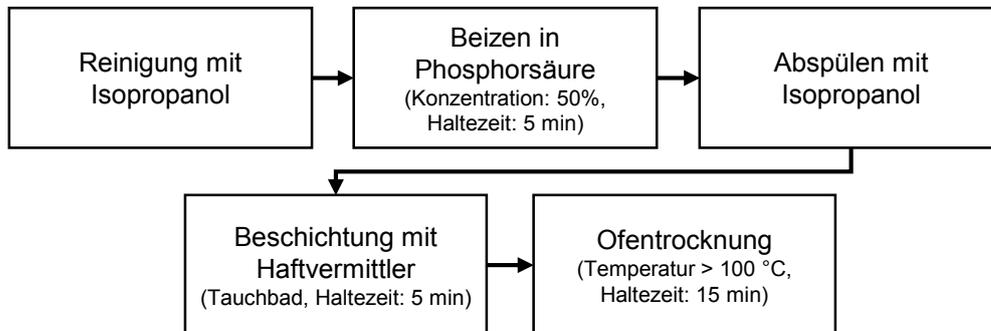
Der Festigkeitsnachweis ist erbracht, wenn der Auslastungsgrad des Stahls  $A_{St}^* < 1$  beträgt. Der Festigkeitsnachweis für das Aluminium wird nach der FKM-Richtlinie für Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffe [75] erbracht.

## 3.2 Prozesse

Der Herstellungsprozess des Hybridverbunds besteht aus einem mehrstufigen Verfahren: Zuerst wird die Oberflächenbehandlung der Metallschicht durchgeführt, anschließend werden die unterschiedlichen Schichten zu einem Stack geschichtet und verpresst.

### 3.2.1 Oberflächenbehandlung

Der aufgebrauchte Haftvermittler wird nach einem Benchmark verschiedener Oberflächenbehandlungsverfahren auf Silanbasis (Dynasylan® GLYMO der Firma Evonik) ausgewählt. In Abbildung 3.5 ist der Beschichtungsprozess dar-

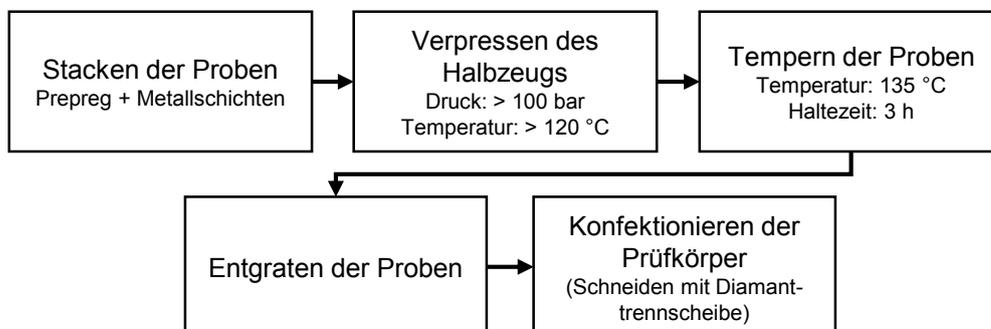


**Abbildung 3.5** – Schritte der Oberflächenbehandlung mit dem Haftvermittler auf Silanbasis

gestellt. Dazu wird an dem Stahlblech zunächst ein Reinigungsprozess durchgeführt. Dieser besteht aus einer zweifachen Reinigung mit Isopropanol und einem zwischengeschalteten Beizprozess in Phosphorsäure. Anschließend wird der Haftvermittler in einem Tauchbad aufgebracht und durch eine Trocknung im Ofen mittels Hydrolyse an die metallene Oberfläche gebunden.

### 3.2.2 Pressprozess

Die Prozesskette zur Herstellung der Prüfkörper im Pressprozess ist in Abbildung 3.6 dargestellt. Die in den Stack eingebrachten Stahlschichten aus bainitisch vergütetem 51CrV4 werden entsprechend der beschriebenen Oberflächenbehandlung (vgl. Abbildung 3.5) vorbehandelt. Die aufeinander gestackten



**Abbildung 3.6** – Herstellungsprozess der Prüfkörper

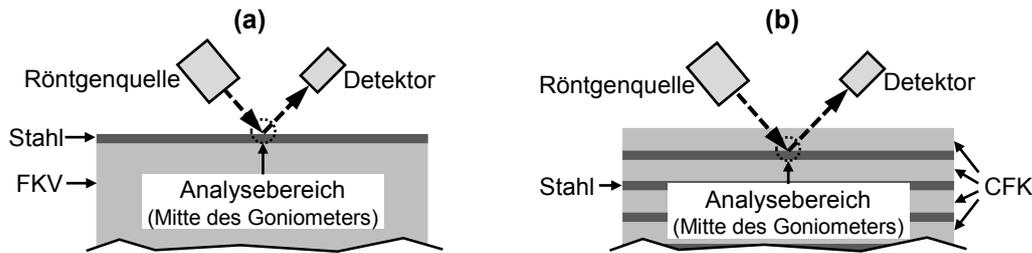
Schichten werden in einem Pressenwerkzeug unter erhöhter Temperatur und Druck verpresst. Der Pressdruck wird bei der Verarbeitung der Prepregs mit bzw. ohne eingebrachte Stahlschichten so eingestellt, dass das FKV-Laminat einen Faservolumenanteil von ca.  $\varphi_{FVA} = 58,0 \%$  aufweist. Mit zunehmender Temperatur sinkt die Viskosität des Epoxidharzes. So ist die Benetzung der Stahloberfläche mit dem niedrigviskosen Harzsystem möglich. Die vollständige Vernetzung des Epoxidsystems erfolgt in einem dem Pressprozess nachgeschalteten Temperprozess.

### 3.3 Analyse- und Prüfmethoden

In der vorliegenden Arbeit werden unterschiedliche Analyse- und Prüfmethoden zur Charakterisierung verschiedener Beanspruchungszustände im Hybridverbund eingesetzt. Die Eigenspannungen werden mittels RSA experimentell in den metallischen Komponenten ermittelt und mit Hilfe von analytischen und numerischen Berechnungsmodellen für die FKV-Bestandteile abgeleitet. Zur Charakterisierung der Grenzschicht der Hybridverbunde werden Prüfmethoden zur Bestimmung der Schälbeanspruchung (ähnlich der Mode I-Beanspruchung) und der Schubbeanspruchung (ähnlich der Mode II-Beanspruchung) angewandt. Für die Charakterisierung des Gesamtverbundes und die Wechselwirkungen zwischen den Materialien und Schichten werden 3-Punkt-Biegeprüfungen durchgeführt.

#### 3.3.1 Spannungsanalyse mittels Röntgendiffraktometer

Die RSA ist eine etablierte Methode zur Bestimmung von Eigenspannungen in kristallinen Werkstoffen, innerhalb derer unterschiedliche Verfahren zur Bestimmung der Eigenspannungen Anwendung finden können. In dieser Arbeit wird auf das  $\sin^2\psi$ -Verfahren zurückgegriffen. Für die Messung der Eigenspannungen wurde ein Empyrean Röntgendiffraktometer (XRD) der Firma PANalytical verwendet. Es werden zwei unterschiedliche Laminataufbauten, Sandwich (SW) und Mehrschichtverbund (MSV), für die Proben eingesetzt und in der RSA charakterisiert, vgl. Abbildung 3.7. Die Eigenspannungen werden mit der RSA ausschließlich in der metallischen Komponente des Hybridverbunds im Mittelpunkt der Probenfläche ermittelt. Die experimentelle Bestim-



**Abbildung 3.7** – Eigenspannungsmessung in (a) Sandwich- und (b) Mehrschichtverbund-Probe

mung der Eigenspannungen mit Hilfe der RSA ist für die Sandwich-Probe aufgrund der frei liegenden Stahloberfläche unproblematisch. Es sind keine Anpassungen bei der Durchführung und Auswertung notwendig. Es können sowohl GFK als auch CFK eingesetzt werden. Der Beugungswinkel  $2\theta$  wird mit Hilfe der „Centered center of Gravity“-Funktion ermittelt. Eine Mehrschichtverbund-Probe aus GFK wird nicht berücksichtigt, da Silizium, der Hauptbestandteil der Glasfasern, eine zu hohe Absorptionsrate besitzt, sodass keine Messungen in darunterliegenden Metallschichten möglich sind. Die Messparameter für die Sandwichprobe aus GFK und CFK und die Mehrschichtverbund-Probe aus CFK sind in Tabelle 3.6 dargestellt. Da die Strahlung beim Durchdringen der äußeren CFK-Schicht abgeschwächt wird, muss eine höhere Messzeit eingestellt werden. Bei den Eigenspannungsmessungen an den Mehrschichtverbund-

**Tabelle 3.6** – Kennwerte für die RSA an den Sandwich- und Mehrschichtverbund-Proben

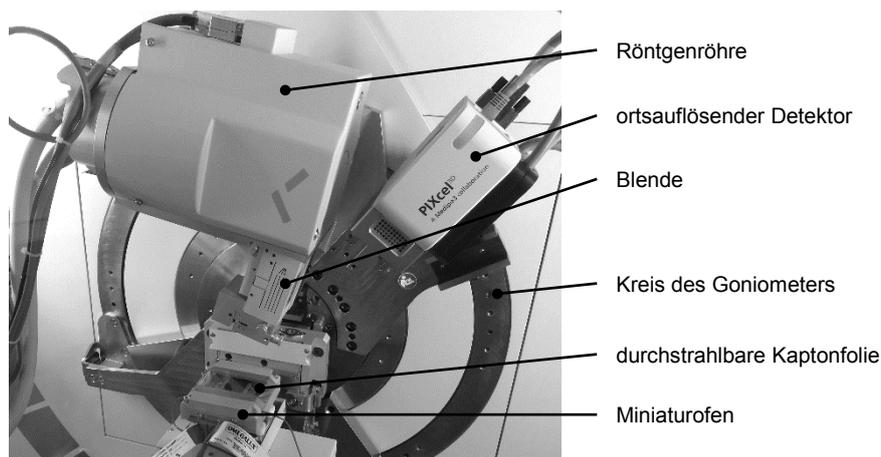
Char. Strahlung:	Cr-K $\alpha$	Gitterebene:	{211}
Öffnung der Blende:	10 mm x 10 mm	Winkelbereich $2\theta$ :	151° bis 161°
Schrittweite (SW):	0,026°	Kumulierte Counts (SW):	min. 8.000
Schrittweite (MSV):	0,013°	Kumulierte Counts (MSV):	min. 1.000
$\sin^2\psi$ :	0,0 bis 0,8	Goniometer Typ:	$\psi$

Proben (vgl. Abbildung 3.7 (b)) gilt es zu beachten, dass die charakteristische Röntgenstrahlung beim Durchdringen der oben liegenden CFK-Schicht eine Brechung erfährt. Der Einfallswinkel der Strahlung verändert sich dadurch, da ein unterschiedlicher Brechungsindex im CFK verglichen zur Luft vorliegt. Der Realteil des komplexen Brechungsindex berechnet sich zu

$$\text{Realteil} = 1 - \text{Brechzahldekrement}. \quad (3.11)$$

Das Brechzahldekrement ist für ein Epoxidharz sowie für Kohlenstoff kleiner gleich  $10^{-6}$  [77, 78]. Da es für beide Werkstoffe, die im CFK kombiniert werden, nur sehr kleine Werte annimmt, ist auch die damit einhergehende Winkeländerung bei der RSA sehr klein und kann vernachlässigt werden.

Neben der experimentellen Bestimmung der Eigenspannungen im Hybridverbund bei Raumtemperatur wird auch der Temperatureinfluss auf die Ausprägung der Eigenspannungen charakterisiert. Dazu wird eine Heizvorrichtung für InSitu-Versuche im XRD integriert. Sie besteht aus einem Miniaturofen, in dem die Sandwich-Proben platziert werden. Die Mehrschichtverbund-Proben werden aufgrund der langen Messdauer ( $> 4$  Stunden) bei dieser Analyse nicht berücksichtigt. Die im XRD verbaute Versuchsvorrichtung ist in Abbildung 3.8 dargestellt. Im Inneren der Heizvorrichtung können Temperaturen zwischen Raumtemperatur  $T = RT$  und  $T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$  eingestellt werden. Die Heiz-



**Abbildung 3.8** – InSitu-Versuchsaufbau für Eigenspannungsmessungen unter variabler Prüftemperatur

vorrichtung ist so in das XRD integriert, dass ein Abstand von mindestens  $30\text{ mm}$  zwischen Probenbühne und Ofenunterseite besteht, um den Wärmeübergang zur Messbühne des XRDs zu reduzieren. Die Messparameter müssen angepasst werden, vgl. Tabelle 3.7, da aufgrund des benötigten Bauraums kei-

**Tabelle 3.7** – Abweichende Kennwerte für die RSA an den Sandwich-Proben unter variabler Temperatur

Schrittweite:	$0,05^{\circ}$	Kumulierte Counts:	min. 17.000
$\sin^2\psi$ :	0,0 bis 0,5	Goniometer Typ:	$\Omega$

ne Eulerwiege für den Versuchsaufbau eingesetzt werden kann. Die RSA der InSitu-Versuche werden aus diesem Grund mittels  $\Omega$ -stress bestimmt.

Der Eigenspannungszustand der Stahlbleche nach durchgeführter Wärmebehandlung wird an einzelnen Stahlblechen ebenfalls mittels  $\Omega$ -stress (vgl. Tabelle 3.7) ermittelt, die Ergebnisse sind in Tabelle 3.8 dargestellt. Der Messfehler

**Tabelle 3.8** – Eigenspannungen in den Stahlblechen nach der Wärmebehandlung

Probennummer	Eigenspannung $\sigma_{ES,St}$ [MPa]
1	$7,1 \pm 10,0$
2	$5,4 \pm 8,4$
3	$8,2 \pm 11,1$

ist größer als der Eigenspannungswert, so dass die hier vorliegenden Eigenspannungen so gering sind, dass diese nicht mehr exakt im XRD aufgelöst werden können und somit vernachlässigbar sind.

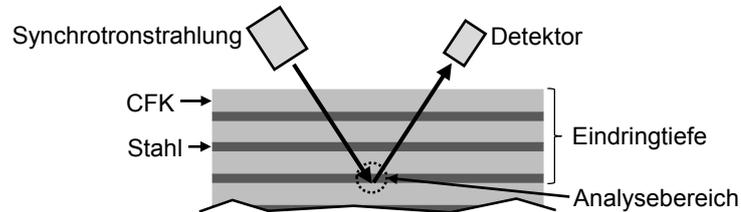
### 3.3.2 Energiedispersive Diffraktometrie

Zusätzlich zu der RSA mittels XRD wird eine Mehrschichtverbund-Probe durch eine energiedispersive Diffraktometrie (EDDI) mit hoch energetischer Synchrotronstrahlung vermessen. Mit dieser Methode sind Weißstrahlexperimente mit Energien von bis zu 120 keV möglich. Bedingt durch Strahlpolarisation in der Speicherringebene erfolgen die Beugungsexperimente in vertikaler Streugeometrie. Die Kennwerte für die EDDI sind in Tabelle 3.9 dargestellt. An-

**Tabelle 3.9** – Kennwerte für die energiedispersive Diffraktometrie mittels Synchrotronstrahlung an einer Mehrschichtverbund-Probe aus CFK und Stahl

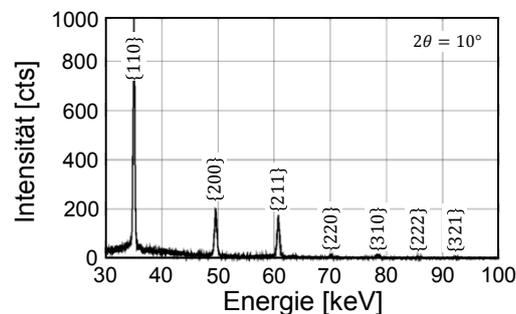
Primärseitiger Strahlquerschnitt:	$0,5 \text{ mm} \times 0,5 \text{ mm}$ (äquatorial x axial)
Sekundärseitige Optik:	Doppelspaltsystem $0,03 \text{ mm} \times 5,0 \text{ mm}$ (äquatorial x axial) äquatoriale Divergenz $< 0,01^\circ$
Beugungswinkel:	$2\theta = 10^\circ$
Detektor:	Niedrigenergie-Germanium-Halbleiterdetektor
Zählzeit pro Spektrum:	60 bis 550 s
Ausgewertete Beugungslinien:	{100}, {200}, {211}, {220}, {222}, {310}, {321}

ders als bei der RSA mit charakteristischer Röntgenstrahlung im XRD besitzt die EDDI mit Synchrotronstrahlung eine deutlich höhere Informationsdichte, da die Strahlung tiefer in die Probe eindringen kann, vgl. Abbildung 3.9. Die Ermittlung der Eigenspannungen erfolgt mittels  $\sin^2\psi$ -Verfahren. Es wer-



**Abbildung 3.9** – Schematische Darstellung einer Eigenspannungsmessung mittels Synchrotronstrahlung an einer innen liegenden Stahlschicht im Mehrschichtverbund aus CFK und Stahl

den zwei Messpunkte in den Stahlschichten des Mehrschichtverbunds für die  $\sin^2\psi$ -Analysen angefahren. Dazu wird die Probe relativ zu dem durch die Blendensysteme definierten, ortsfesten Messvolumen vertikal verschoben. Es wird jeweils eine Messung in der Grenzfläche, die angrenzende Oberfläche des Stahls an den FKV, und bei vollständig eingetauchtem Messvolumen durchgeführt. Um die Tiefenabhängigkeit der Eigenspannungen darzustellen, wird die modifizierte Mehrwellenlängenmethode eingesetzt. Diese Methode ermöglicht es in diesem Aufbau Eigenspannungen bis zu einer Tiefe von ca.  $70 \mu\text{m}$  zu charakterisieren. Im Fall der Vermessung der oberflächennahen Grenzflächen (Eindringtiefe  $< 100 \mu\text{m}$ ) wird jeder Beugungslinie (vgl. Abbildung 3.10), die im energiedispersiven Spektrum auftritt, eine definierte, mittlere Informations-

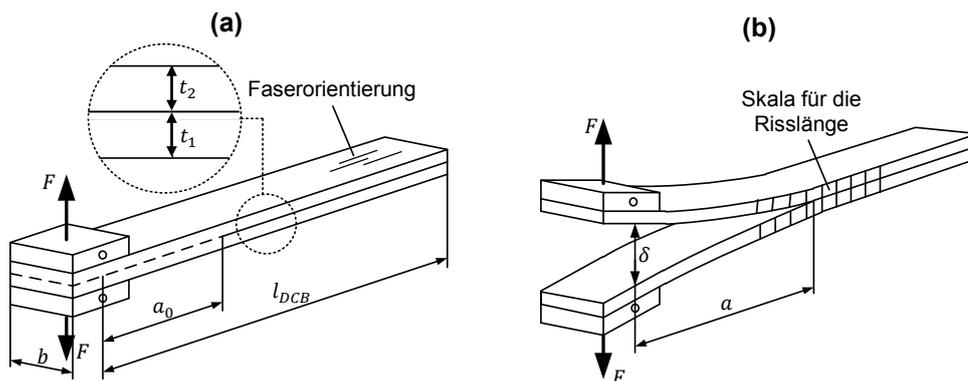


**Abbildung 3.10** – Energiedispersives Spektrum für die Stahlschicht aus 51CrV4 unter einem Neigungswinkel  $\psi = 0^\circ$  und Beugungswinkel  $2\theta = 10^\circ$  mit den in der Auswertung berücksichtigten Interferenzen nach  $hkl$

tiefe anhand der individuellen Energieposition zugewiesen. Für den Fall des vollständig eingetauchten Messvolumens werden die Beugungsinformationen über das Messvolumen gemittelt, wodurch keine Tiefenabhängigkeit mehr mit Hilfe der Mehrwellenlängenmethode ausgewertet werden kann.

### 3.3.3 Schälprüfung

Es gibt verschiedene Verfahren zur Charakterisierung des Verhaltens von FKV-Laminaten unter einer Mode I-Beanspruchung (Belastung greift senkrecht zur Rissausbreitung an). In dieser Arbeit wird zur Ermittlung der Schälfestigkeit bzw. Risszähigkeit auf den Double-Cantilever-Beam (DCB) zurückgegriffen, vgl. Abbildung 3.11. Diese Prüfung ist für stoffhomogene FKV-Laminare etabliert. Die Versuchsdurchführung und Berechnung der Energiefreisetzungsrate sowie Risszähigkeit ist detailliert in ASTM 5528-01 [79] beschrieben. Die Prüf-



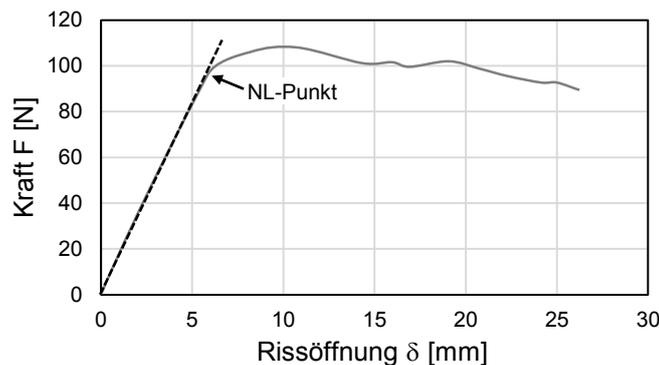
**Abbildung 3.11** – Schematische Darstellung des Double-Cantilever-Beam (a) unbelastet und (b) belastet

körper besitzen einen Anriss der Länge  $a_0 = 50 \text{ mm}$ . Dieser wird durch das Einlegen einer Antihaftholie vor dem Verpressen der Einzelschichten zwischen den beiden Balken erzeugt. Die Prüflasten werden über zwei aufgeklebte Aluminiumblöcke in den Prüfkörper senkrecht zum Rissfortschritt eingeleitet. Bei der Prüfung wird zunächst ein natürlich erzeugter Anriss durch eine erste Belastung des DCB-Prüfkörpers erzeugt, sodass keine Einflüsse durch die künstlich erzeugte Rissfront gemessen werden. Im Anschluss an die erste Belastung wird der Prüfkörper erneut belastet und die tatsächliche Prüfung der Schälfestigkeit durchgeführt, wobei die Rissfortschrittskurve aufgezeichnet wird. Aus den aufgenommenen Versuchsgrößen aktuelle Risslänge  $a$ , Rissaufweitung  $\delta$

und Kraft  $F$ , wird die Energiefreisetzungsrate  $G_I$  nach Gleichung 3.12 unter Anwendung der *Modified Beam Theory* (MBT) mit  $|\Delta|$  als Korrekturwert für die Risslänge  $a$  bestimmt [79].

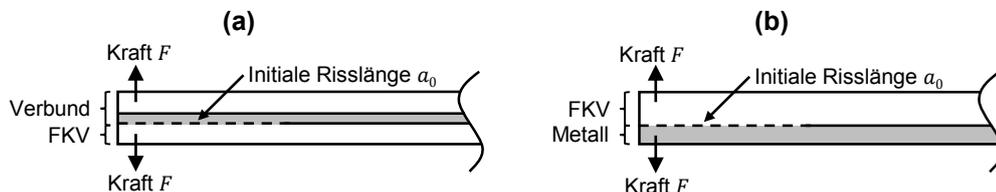
$$G_I^{MBT} = \frac{3 \cdot F \cdot \delta}{2 \cdot b(a + |\Delta|)} \quad (3.12)$$

Da die Energiefreisetzungsrate  $G_I$  lediglich das Risswachstum bzw. den Schädigungsverlauf beschreibt, ist es notwendig eine weitere Größe, die Risszähigkeit  $G_{Ic}$ , für die Rissentstehung bzw. Rissinitiierung einzuführen. Es gibt mehrere Möglichkeiten diese zu bestimmen. Die Auswertung des NL-Punktes (erste Abweichung von der Linearität, vgl. Abbildung 3.12), stellt dabei die konservativste Berechnungsmethode dar und findet in dieser Arbeit Anwendung. Soll die DCB-Prüfung auf Hybridverbunde zur Charakterisierung der Grenz-



**Abbildung 3.12** – Bestimmung des Risswiderstands  $G_{Ic}$  durch den NL-Punkt

schichtfestigkeit unter Schälung übertragen werden, gibt es zwei Möglichkeiten die Prüfkörper zu gestalten, vgl. Abbildung 3.13. Aufgrund des thermisch ak-

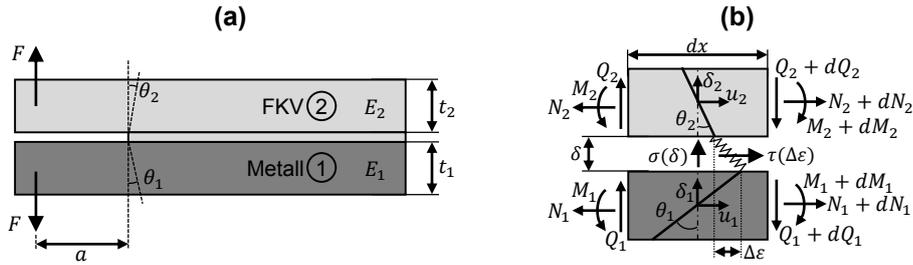


**Abbildung 3.13** – Schematische Darstellung der Varianten des DCB (a) Prüfkörper als Sandwich (dünnere Metalleinleger) und (b) 2-schichtiger Prüfkörper

tivierten Herstellungsprozesses und der unterschiedlichen Eigenschaften der Einzelschichten, insbesondere im Hinblick auf die thermischen Ausdehnungskoeffizienten, können in diesen Laminaten Eigenspannungen entstehen. Diese

nehmen Einfluss auf die Energiefreisetzungsrates bzw. Risszähigkeit und müssen entsprechend charakterisiert werden. Für die erste Variante, vgl. Abbildung 3.13 (a), wie sie auch in den Arbeiten von *Both* [3] und *Monden* [64] verwendet wird, liegt in der Herstellung ein symmetrischer Laminataufbau vor, da zwischen den zwei Balken gleicher Dicke und Steifigkeit aus FKV eine dünne Metallschicht platziert wird. Der Anfangsriss ist zwischen einer Seite der Metallschicht und einer der FKV-Schichten eingebracht, sodass einer der beiden Balken des DCB-Prüfkörpers aus reinem FKV und der andere Balken aus einem Verbund aus Metall und FKV besteht [3, 64]. Durch die Eigenspannung in Letzterem wird der Balken gekrümmt. Die Krümmung wird durch eine Betrachtung nach *Nairn* abgeschätzt und bei der Versuchsauswertung in Form eines Korrekturfaktors berücksichtigt [80]. In der zweiten Variante, vgl. Abbildung 3.13 (b), werden die beiden Balken des DCB-Prüfkörpers direkt aus den unterschiedlichen Werkstoffen, zwischen denen die Grenzschicht charakterisiert werden soll, aufgebaut. Dieser Ansatz wird bereits von *Striwe* und *Yueksel* in ihren Arbeiten verwendet. Es müssen keine Eigenspannungen nachträglich berücksichtigt werden, da die beiden getrennten Balken jeweils aus einem stoffhomogenen Material bestehen, sodass hier keine thermischen Eigenspannungen innerhalb der beiden Balken vorliegen [81, 82]. Da die beiden Balken aber aus unterschiedlichen Materialien bestehen und somit auch unterschiedliche Elastizitätsmoduln besitzen, muss eine angepasste Dimensionierung über die jeweilige Dicke der Balken durchgeführt werden. Durch eine unterschiedliche Dehnung an der Oberfläche der Balken im Bereich der Risspitze des DCB-Prüfkörpers können Schubbeanspruchungen hervorgerufen werden, welche die Ergebnisse der Mode I-Beanspruchung beeinflusst, sodass eine Überlagerung mit einer Mode II-Beanspruchung (Belastung greift in Richtung der Rissausbreitung an) vorliegen kann.

*Ouyang* hat die mechanischen Zusammenhänge analysiert und eine Dimensionierungsregel herausgearbeitet, vgl. Abbildung 3.14. Zur Bestimmung der Schubbeanspruchung wird eine Betrachtung der Risspitze mit einem infinitesimalen Ausschnitt durchgeführt. Neben den Normalkräften  $N_i$ , Querkräften  $Q_i$  und Momenten  $M_i$ , spielt für die Entstehung der Schubspannung die unterschiedliche Dehnung an der Oberfläche der Kragbalken in der Grenzschicht  $\Delta\varepsilon$  eine wichtige Rolle. Die Größe des Dehnungsunterschieds  $\Delta\varepsilon$  an der Oberflä-

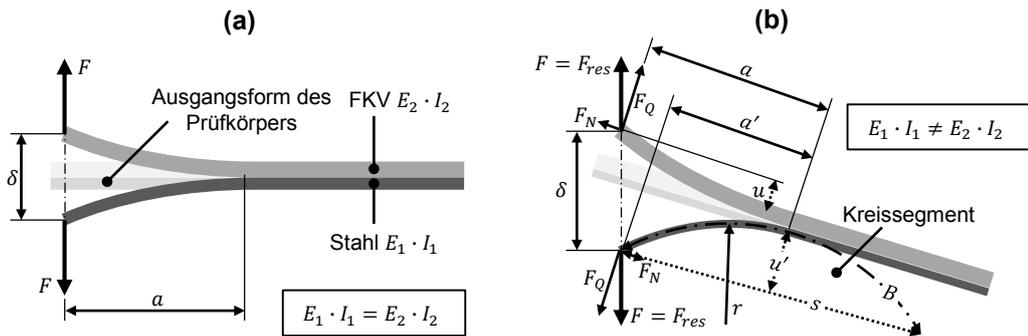


**Abbildung 3.14** – Kräftegleichgewicht am DCB mit zwei unterschiedlichen Materialien (a) Übersichtsdarstellung und (b) infinitesimaler Ausschnitt an der Risspitze [83]

che der Balken hängt von den jeweiligen Verformungen der Balken, dargestellt durch die Winkel  $\theta_i$ , ab. In der analytischen Betrachtung zeigt sich, dass die Schubspannungen aus der Betrachtung des Kräftegleichgewichts an der Risspitze annulliert werden können, wenn der Zusammenhang zwischen den Balkendicken  $t_i$  und den Elastizitätsmoduln  $E_i$  die Bedingung nach *Ouyang* erfüllt [83]:

$$\frac{t_1}{t_2} = \sqrt{\frac{E_2}{E_1}}, \quad (3.13)$$

Allerdings wird bei Einhaltung der Bedingung nach *Ouyang* vernachlässigt, dass durch die vorgegebene Geometrieauslegung eine ungleichmäßige Biegeverformung in den einzelnen Kragbalken auftritt, vgl. Abbildung 3.15. Bei größeren Durchbiegungen wird der Hebelarm, hier die Risslänge  $a$ , welcher senkrecht zur Kraft wirkt, reduziert. Die effektive Hebelarmlänge  $a'$  kann über



**Abbildung 3.15** – Auswirkung der Geometrie des DCBs auf das Verformungsverhalten (a) gleiche Biegesteifigkeit und (b) Berücksichtigung der Bedingung von *Ouyang*

das Kreissegment bestimmt werden. Dort ist die Ausgangslänge gleich der halben Bogenlänge  $B$  und die Höhe des kleinen Segments gleich der Durchbiegung  $u'$ . Darüber kann die Kreissehne  $s$  berechnet werden: Es gilt  $a' = s/2$ . Bei

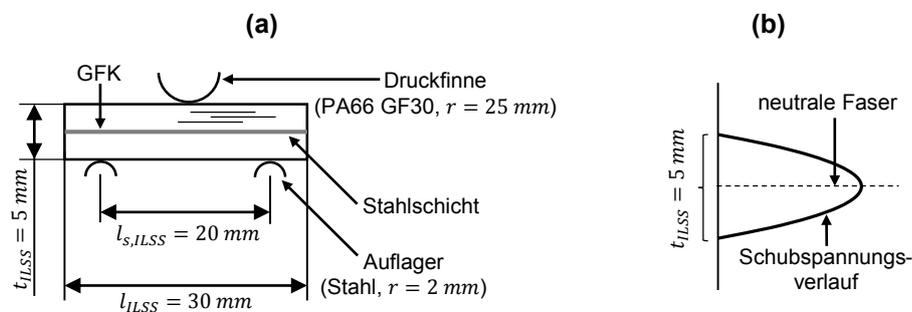
dem Prüfkörper mit Kragbalken gleicher Biegesteifigkeit verkürzt sich ebenfalls der effektive Hebelarm, aber der DCB-Prüfkörper wird weiterhin symmetrisch verformt, vgl. Abbildung 3.15 (a). Wird dagegen die Bedingung nach *Ouyang* eingehalten, findet insbesondere bei großen Verformungen eine nicht symmetrische Verformung statt, da die effektiven Hebelarme von den Balken aus FKV  $a$  und aus Metall  $a'$  unterschiedlich groß sind, vgl. Abbildung 3.15 (b). Das Momentengleichgewicht setzt sich aus den Normalkräften  $F_N$  in Kombination mit den effektiven Hebelarmlängen  $a$  und  $a'$  und den Querkräften  $F_Q$  mit den Durchbiegungen  $u$  und  $u'$  zusammen. Die aufgrund des nicht symmetrischen Verhalten zusätzlich entstehenden Normalkräfte  $F_N$  rufen in der Grenzschicht zusätzliche Schubspannungen hervor. Je nach Verformungsgrad kann die Schubkraft mehr als 10 % der aufgebrachten Prüfkraft betragen.

Aufgrund der großen Unterschiede der Elastizitätsmoduln von Stahl und GFK ( $E_{Stahl} > 4 \cdot E_{GFK}$ ) müsste zur Einhaltung der Bedingung von *Ouyang* eine sehr dünne Stahlschicht eingesetzt werden, die zum einen zu einer plastischen Verformung und zum anderen zu den bereits beschriebenen Effekten bei den großen Verformungen führt. Aus diesem Grund wird eine Prüfkörpergeometrie mit Kragbalken gleicher Biegesteifigkeit für die Bestimmung der Schälfestigkeit verwendet. Da sich die Oberflächendehnung der beiden Kragbalken nicht symmetrisch zueinander an der Rissfront dehnt, wird eine geringe Schubbeanspruchung impliziert, wodurch eine leichte Mixed-Mode-Beanspruchung bei den hybriden DCB-Prüfkörpern vorliegt.

### 3.3.4 Kurzbiegeversuch

Eine häufig in der Industrie angewandte Prüfung zur Charakterisierung der Schubfestigkeit in FKV ist der Kurzbiegeversuch zur Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit (*engl.* Interlaminare Shear Strength, *kurz:* ILSS). Dieser Versuch ist in der DIN EN 2377 [84] für eine statische und in der DIN 53398 [85] für eine zyklische Versuchsführung an FKV-Prüfkörpern beschrieben. Die beiden Normen unterscheiden sich vor allem in der Dimensionierung der Prüfkörper und dem Versuchsaufbau. Variabel sind die direkten Abmessungen der Prüfkörper, die Gestaltung der Auflager und des Stempels der Versuchsvorrichtung sowie der Abstand zwischen den Auflagern. Die im

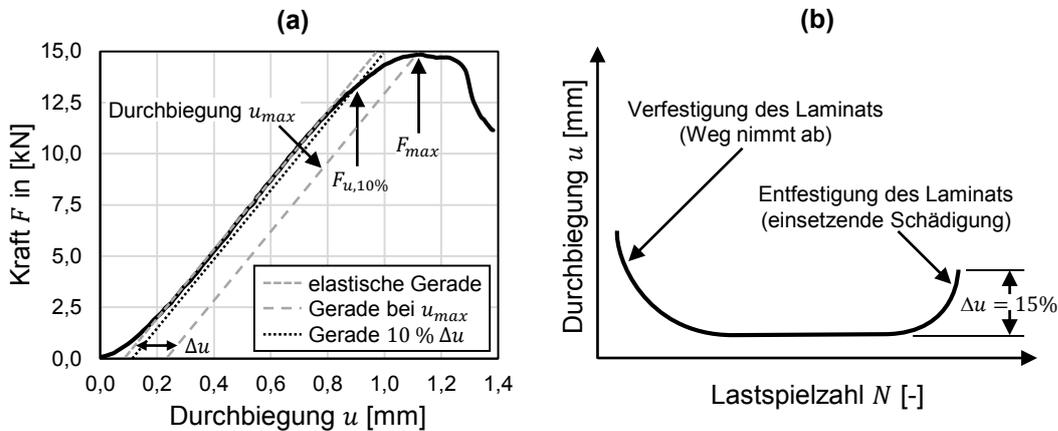
Kurzbiegeversuch ermittelte Schubfestigkeit wird als scheinbar bezeichnet, da die exakte Schubfestigkeit von Randeffekten beeinflusst werden kann [86, 87]. Um diese Randeffekte zu minimieren, wurden verschiedene Ansätze, z. B. die Variation des Stempeldurchmessers und dessen Material [88] sowie die Anpassungen der Prüfkörpergeometrie und des Kräfteinleitungsbereichs [89], untersucht. Die Prüfkörper müssen so dimensioniert werden, dass in dem kurzen Biegebalken ein Versagen auf Schub durch Querkraft und nicht ein Versagen durch Biegung eintritt. Die Geometriebedingungen für GFK sind bspw. erfüllt, wenn  $l_{s,ILSS} < 5 \cdot t_{ILSS}$ , wobei  $l_{s,ILSS}$  die Stützweite zwischen den Auflagern und  $t_{ILSS}$  die Dicke des Laminats ist [86]. Der Prüfaufbau, der innerhalb dieser Arbeit angewandt wird, ist in Abbildung 3.16 (a) dargestellt. Die Stützweite



**Abbildung 3.16** – Darstellung des Kurzbiegeversuchs (a) Prüfkörper und -aufbau, ähnl. [64] (b) Schematische Schubspannungsverteilung über die Prüfkörperdicke

beträgt  $l_{s,ILSS} = 20 \text{ mm}$ . Der Radius der Druckfinne ist  $r = 25 \text{ mm}$  und der Radius der Auflager ist  $r = 2 \text{ mm}$ . Für die Ermittlung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit von Hybridverbunden existiert z. Zt. keine gültige Norm. Der Kurzbiegeversuch nach DIN EN 2377 [84] bzw. DIN 53398 [85] wird jedoch trotz nicht vorhandener Stoffhomogenität bereits auf diese angewendet. Er wird u. a. benutzt, um die Grenzschicht zwischen Metall und FKV zu charakterisieren. Dazu wird in die neutrale Faser der Prüfkörper eine dünne Metallfolie eingebracht [64]. Die Schubspannung im Kurzbiegebalken weist einen parabelförmigen Verlauf auf, vgl. Abbildung 3.16 (b). Sie erreicht in der Prüfkörpermitte (neutrale Faser) ihr Maximum und fällt zu den Prüfkörperändern hin ab, bis keine Schubspannung mehr an den freien Oberflächen vorhanden ist. Der Kurzbiegeversuch wird für den quasistatischen Versuch weggesteuert durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt  $v_t = 1 \text{ mm/min}$ . Es ergibt sich eine Kraft-Weg-Kurve, die zunächst einen linearen Kraftanstieg

zeigt. Nach dem Erreichen des Kraftmaximums ist ein langsamer Kraftabfall zu verzeichnen, vgl. Abbildung 3.17 (a). Zur Bestimmung der quasi-statischen, interlaminaren Schubfestigkeit wird die Kraft  $F_{u,10\%}$  bei dem ersten Auftre-



**Abbildung 3.17** – Ermittlung der Auswertebereiche des Kurzbiegeversuchs (a) Kraft-Weg-Diagramm der quasi-statischen Prüfung (b) Schematische Darstellung des Abbruchkriteriums nach Zunahme der Durchbiegung in der zyklischen Prüfung

ten von Schubversagen herangezogen, da beim Kurzbiegeversuch bereits erstes Schubversagen vor Erreichen der Maximalkraft eintritt. Für die Ermittlung der Kraft  $F_{u,10\%}$  wird im ersten Schritt eine Gerade parallel zur elastischen Gerade in den Punkt  $F_{max}$  verschoben. Im zweiten Schritt wird eine weitere Gerade um 10 % des Durchbiegungsbereichs  $\Delta u$  parallel zur elastischen Gerade verschoben, der dabei entstehende Schnittpunkt mit der Kraft-Weg-Kurve stellt die Kraft  $F_{u,10\%}$  dar. Die Schubspannung kann über die Querkraft und Prüfkörpergeometrie berechnet werden [90]. Die Querkraft besitzt aus Gründen der Symmetrie die Hälfte der Kraft  $F_{u,10\%}$ , die zur Auswertung herangezogen wird. Nach DIN EN 2377 [84] ergibt sich die Schubfestigkeit zu:

$$\tau_s^{ILSS} = \frac{3}{4} \frac{F_{u,10\%}}{b \cdot t_{ILSS}} \quad (3.14)$$

Die in Gleichung 3.14 dargestellte Berechnung der Schubspannung gilt zunächst nur für FKV mit homogenem Laminataufbau, jedoch ist die Abweichung zu dem inhomogenen Laminataufbau des Hybridverbunds mit weniger als 2 % vernachlässigbar gering, so dass der Abstand zwischen neutraler Faser und Grenzschicht vernachlässigt werden kann. Die maximale Schubspannung in der neutralen Faser wird auch in der Grenzschicht angenommen.

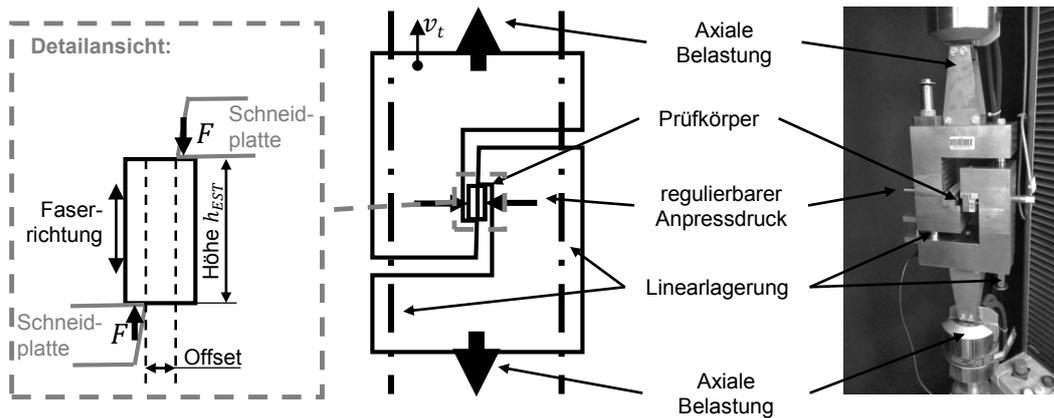
Die zyklische Prüfung wird mit dem gleichen Prüfaufbau unter zyklischer Belastung der Prüfkörper durchgeführt. Die Lastniveaus der zyklischen Prüfungen liegen jeweils zwischen 80 % und 40 % der statischen Festigkeit des entsprechenden Prüfkörpers. Alle zyklischen Prüfungen werden mit einem nominalen Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  und einer Prüffrequenz  $f = 4 \text{ Hz}$  durchgeführt, sodass die Prüfkörper nie vollständig entlastet sind. Des Weiteren wird für die zyklische Prüfung ein Abbruchkriterium definiert, bei dem das Laminat soweit geschädigt ist, dass ein Versagen angenommen und die Prüfung abgebrochen werden kann. Für den Kurzbiegeversuch wird ein von der Steifigkeit abhängiges Abbruchkriterium definiert, da das Versagen nicht schlagartig einsetzt, sondern sich über viele Lastspiele verteilt. Der ablesbare Steifigkeitsverlust des Prüfkörpers ist durch das Voranschreiten der Schädigung zu begründen. Die Veränderung der möglichen Durchbiegung des Prüfkörpers bei konstantem Krafteintrag über mehrere Lastspiele ist in Abbildung 3.17 (b) schematisch dargestellt. Der Verlauf der Kurve zeigt die zunächst stattfindende Verfestigung im Laminat durch Lastumlagerungen zwischen Fasern und Matrix. Die Festigkeit bzw. die Steifigkeit bleibt anschließend über mehrere Lastzyklen konstant. Beim Auftreten der ersten Schädigungen bzw. dem damit einher gehenden Steifigkeitsverlust nimmt die Durchbiegung des Prüfkörpers zu. Als Abbruchkriterium für die zyklischen Kurzbiegeversuche ist eine Zunahme der Durchbiegung von  $\Delta u = 15 \%$  definiert.

### 3.3.5 Edge-Shear-Test

Ein weiterer Versuch zur Charakterisierung der Schubfestigkeit ist der Edge-Shear-Test (EST). *Weidenmann* [91, 18] setzt den EST ein, um die interlaminaire Schubfestigkeit in FKV zu ermitteln. Dabei wird ein interlaminares Schubversagen von 100 % aller Prüfkörper erreicht. Die Prüfvorrichtung ist in Anlehnung an die Arbeit von *Drechsler* [92] aufgebaut. Beim EST ist die Prüfkörperdimensionierung besonders wichtig, da neben der Schubbeanspruchung auch eine Druckbeanspruchung auf die Prüfkörper an den Kontaktflächen zur Prüfvorrichtung einwirkt. Durch Anpassung des Breiten-Längen-Höhen-Verhältnisses werden die Prüfkörper so ausgelegt, dass Schubversagen einsetzt. Der EST findet ebenfalls bei Analysen von Hybridlaminaten Anwendung. In der Arbeit von *Stoll* [19] wird mit Hilfe des ESTs ein hybrider Prüf-

körper bestehend aus einem hybriden Laminataufbau aus Metall, Elastomer und CFK analysiert und so auch die Anwendbarkeit auf Hybridverbunde gezeigt.

Die Prüfkörper werden im EST durch zwei Schneidplatten geschert, vgl. Abbildung 3.18. Durch die Scherung wird über die Querschnittfläche parallel zur Beanspruchungsrichtung eine Schubbeanspruchung in den Prüfkörper einge-

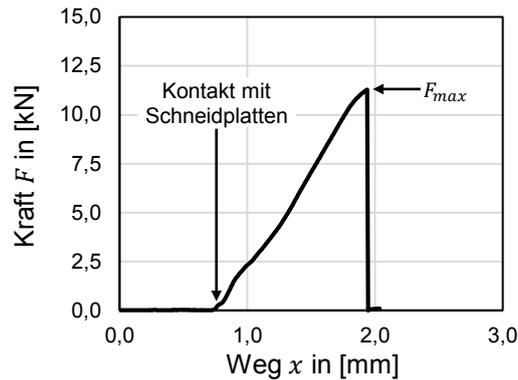


**Abbildung 3.18** – Schematische Darstellung des Prüfaufbaus für den EST

bracht. Zur Berechnung der Schubfestigkeit wird die maximale Schubkraft  $F_{max}$  auf die Querschnittsfläche (Länge  $l_{EST}$  x Breite  $b_{EST}$ ) bezogen.

$$\tau_s^{EST} = \frac{F_{max}}{l_{EST} \cdot b_{EST}} \quad (3.15)$$

Bei der Versuchsdurchführung ist insbesondere darauf zu achten, dass die gegenüberliegenden Prüfkörperseiten, an denen die Schneidplatten anliegen, parallel zueinander orientiert sind. Bei einer zu großen Parallelitätsabweichung kann ein frühzeitiges Versagen im FKV eintreten. Die EST-Prüfung wird wie der Kurzbiegeversuch für den quasi-statischen Versuch weggesteuert durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt analog zu den Kurzbiegeversuchen  $v_t = 1 \text{ mm/min}$ . Es ergibt sich eine Kraft-Weg-Kurve, die zunächst einen linearen Kraftanstieg zeigt, welcher mit einem Kraftmaximum bei Prüfkörperversagen endet. Nach dem Erreichen des Kraftmaximums fällt die gemessene Kraft im EST abrupt ab, vgl. Abbildung 3.19. Die maximal erreichte Kraft  $F_{max}$  wird zur Berechnung der Schubfestigkeit herangezogen, da anhand des Kurvenverlaufs im Kraft-Weg-Diagramm deutlich erkennbar ist, dass es sich bei der Maximalkraft auch um die Bruchkraft handelt. Der Prüfaufbau zur



**Abbildung 3.19** – Kraft-Weg-Diagramm für den EST mit abruptem Schubversagen

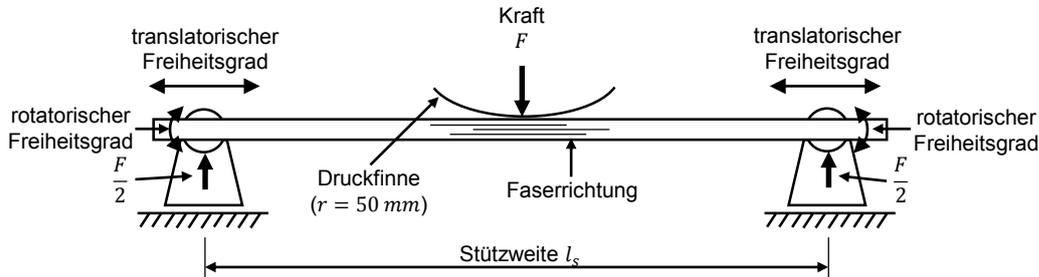
Untersuchung der zyklischen Festigkeit ist identisch zu dem aus den statischen Versuchen. Die Ergebnisse werden in Spannungs-Lastspielzahl-Diagrammen dargestellt. Die Lastniveaus der zyklischen Prüfungen liegen analog zum Kurzbiegeversuch zwischen 80 % und 40 % der quasi-statischen Festigkeit des entsprechenden Prüfkörpers. Alle zyklischen Prüfungen werden mit einem nominalen Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  und einer Prüffrequenz  $f = 4 \text{ Hz}$  durchgeführt. Das Abbruchkriterium beim EST ist ein schlagartiges Versagen durch das Abscheren von zwei Schichten im Laminat gegeneinander.

### 3.3.6 3-Punkt-Biegeprüfung

#### Beanspruchung in Faserrichtung

Für die Charakterisierung der Biegefestigkeit des Hybridverbunds in Faserrichtung werden Laminataufbauten mit unterschiedlichen Abständen der eingebrachten Stahlschichten zur neutralen Faser in einer 3-Punkt-Biegeprüfung charakterisiert. Die durchgeführte Prüfung ist angelehnt an die Normen DIN EN ISO 14125 [93] und ASTM D 709 [94]. In den Normen wird kein hybrider Laminataufbau aus Metall und FKV berücksichtigt. Allerdings gibt es Untersuchungen an dem Hybridverbund GLARE, bei denen die Prüfverfahren ebenfalls eingesetzt werden [95, 96]. Analog zu diesen Untersuchungen wird sich in dieser Versuchsreihe auf die genannten Normen gestützt. Insbesondere die nicht konstante Stützweite zwischen den Auflagern stellt jedoch eine Abweichung zum normativen Versuch dar. Der Prüfkörper ist in einer drehbaren Achse, welche zusätzlich in horizontale Richtung translatorisch verschoben werden kann, ge-

lagert, vgl. Abbildung 3.20. Aufgrund der Durchbiegung des Prüfkörpers während der Prüfung verringert sich die Stützweite zwischen den beiden Auflagern. Die Anfangsstützweite beträgt  $l_s = 160 \text{ mm}$ . Da die Verkürzung der Stützweite



**Abbildung 3.20** – Versuchsaufbau der 3-Punkt-Biegeprüfung in Anlehnung an DIN EN ISO 14125 und ASTM D 709 mit Beanspruchung in Faserrichtung

die anliegenden Belastungen (Biegemoment) direkt beeinflusst, wird die nicht konstante Stützweite durch eine mathematische Korrektur mittels Kreissegment berücksichtigt. Damit die Prüfkörper auf der Druckseite keine Beschädigung durch den Stempel erfahren, wird der Stempelradius auf  $r = 50 \text{ mm}$  gesetzt, was wiederum eine Abweichung zu 3-Punkt-Biegeprüfungen an FKV nach Norm darstellt. Die globale Biegefestigkeit wird in Anlehnung an die DIN EN ISO 14125 [93] für eine Durchbiegung  $u > 0,1 \cdot l_s$  vereinfacht berechnet. In dieser Berechnung werden lediglich die äußeren geometrischen Maße des Referenzprüfkörpers berücksichtigt.

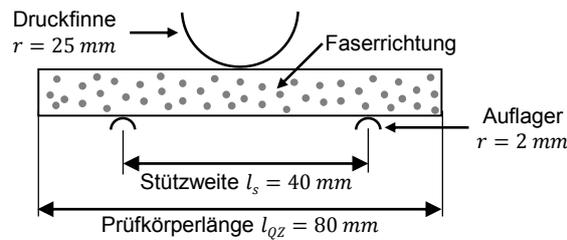
$$\sigma_B = \frac{3 \cdot F \cdot l_s}{2 \cdot b_{BGV} \cdot t_{BGV}^2} \cdot \left( 1 + 6 \cdot \left( \frac{u}{l_s} \right)^2 - 3 \cdot \left( \frac{u \cdot t_{BGV}}{l_s^2} \right) \right) \quad (3.16)$$

Dabei ist  $\sigma_B$  die globale Biegefestigkeit,  $F$  die Kraft,  $l_s$  die aktuelle Stützweite,  $u$  die Durchbiegung in der Prüfkörpermitte,  $b_{BGV}$  die Prüfkörperbreite und  $t_{BGV}$  die Prüfkörperdicke.

Die statische Prüfung erfolgt Weg-gesteuert mit  $v_t = 5 \text{ mm/min}$ , die zyklische Festigkeit wird dagegen Kraft-gesteuert mit einer Prüffrequenz von  $f = 1$  bis  $1,5 \text{ Hz}$ , bei einem nominalen Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$ , ermittelt. Abbruchkriterium der statischen Prüfung ist das Bruchversagen bei Erreichen der Maximalkraft. Für die zyklische Prüfung ist das Abbruchkriterium eine Zunahme der Durchbiegung  $\Delta u$  von mehr als  $15 \%$ , bzw. das Bruchversagen bei einem vollständigen Kraftabfall.

## Beanspruchung quer zur Faserrichtung

Zur Charakterisierung der Festigkeitseigenschaften quer zur Faserrichtung werden 3-Punkt-Biegeprüfungen in Anlehnung an DIN EN ISO 14125 [93] durchgeführt. Die Laminare der Prüfkörper sind so aufgebaut, dass die angreifende Belastung ausschließlich quer zur Faserrichtung auftritt, vgl. Abbildung 3.21. Es



**Abbildung 3.21** – Prüfaufbau zur Analyse des Werkstoffverhaltens unter einer Biegebeanspruchung quer zur Faserrichtung

werden statische und zyklische Prüfungen durchgeführt. Die quasi-statischen Prüfungen werden mit einer Prüfgeschwindigkeit von  $v_t = 2 \text{ mm/min}$ , die zyklischen Versuche mit einer Prüffrequenz von  $f = 4 \text{ Hz}$  und einem nominalen Spannungsverhältnis von  $R = 0,3$  durchgeführt. Die nominelle Biegefestigkeit wird durch Anwendung der Gleichung 3.17

$$\sigma_{QB} = \frac{3 \cdot F_{max} \cdot l_s}{2 \cdot b_{QZ} \cdot t_{QZ}^2}, \quad (3.17)$$

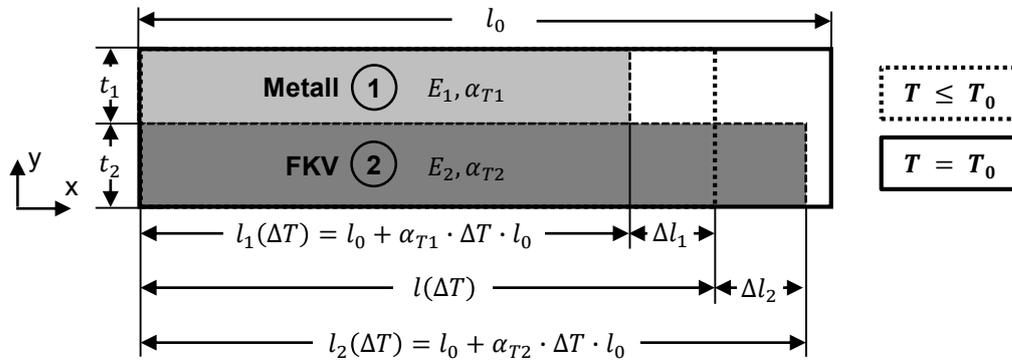
vereinfacht für die globale Prüfkörpergeometrie in Anlehnung an DIN EN ISO 14125 [93] ermittelt.  $F_{max}$  ist die maximale Kraft im Kraft-Weg-Diagramm, bei welcher der Prüfkörper versagt, und  $l_s$  die Stützweite der Auflager. Der quasi-statische Versuch besteht aus zwei Teilen: Der Laminataufbau wird zunächst bis zum ersten Versagen in der außen liegenden, auf Zug beanspruchten FKV-Schicht belastet (Rissentstehung) und anschließend bis zum ganzheitlichen Versagen des Prüfkörpers geprüft. Der Referenzprüfkörper aus stoffhohogenem FKV besitzt in der zyklischen Prüfung als Abbruchkriterium ein abruptes Versagen. Für die hybriden Prüfkörper stellt die initiale Rissbildung in der äußeren, auf Zug beanspruchten FKV-Schicht das Abbruchkriterium dar. Die Rissinitiierung wird über ein externes Kamerasystem aufgezeichnet, das mit dem Versuch synchronisiert ist. Über die Auswertung der Bilddaten kann auf die Lebensdauer der Prüfkörper geschlossen werden. Die Bildabta-

strate liegt bei  $f_p = 1 \text{ Hz}$ , sodass die Rissentstehung mit einer Genauigkeit von  $\pm 2$  Lastspielen bestimmt werden kann.

### 3.4 Analytische Berechnungsmethoden

#### 3.4.1 Eigenspannungsberechnung

Mit Hilfe eines einfachen analytischen Modells können die aus dem thermisch aktivierten Herstellungsprozess resultierenden Eigenspannungen in einem symmetrischen Hybridverbund rechnerisch abgeschätzt werden. Anhand der in Abbildung 3.22 dargestellten Kontraktion und Dilatation können die Gleichungen



**Abbildung 3.22** – Entstehung von Eigenspannungen in einem symmetrischen Hybridverbund

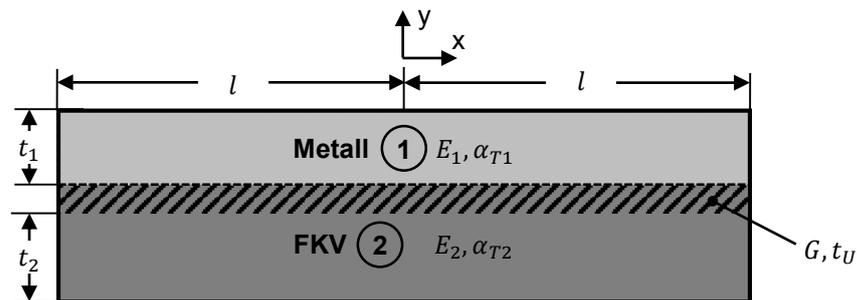
zur analytischen Berechnung der Eigenspannungen in den einzelnen Schichten des Hybridverbunds bei einer vorgegebenen Temperaturdifferenz  $\Delta T$  über das Kräftegleichgewicht im Hybridverbund aufgestellt werden.

$$\sum_i F_i = \sum_i \varepsilon_i(\Delta T) \cdot E_i \cdot t_i \cdot b \quad (3.18)$$

Die Breite  $b$  ist für alle Schichten gleich und wird somit bei der Betrachtung vernachlässigt. Nach Ermittlung der Gesamtdehnung  $\varepsilon_0$ , welche für die Bestimmung der Dehnung in den einzelnen Komponenten  $\varepsilon_i$  benötigt wird, kann über das Hook'sche Gesetz auf die Eigenspannungen  $\sigma_i$  in den einzelnen Schichten des Hybridverbunds geschlossen werden.

$$\sigma_i(\Delta T) = E_i \cdot \varepsilon_i(\Delta T) \quad (3.19)$$

Neben den Eigenspannungen, die in den einzelnen Schichten bzw. Lagen in einem Hybridverbund auftreten, wirken diese auch in Form von Schubspannungen direkt in der Grenzschicht. Zur Berechnung der Schubeigenspannungen in der Grenzschicht von einem symmetrischen Hybridverbund kann das Modell nach *Chen* [65] mit zwei Balken ohne Krümmung herangezogen werden, vgl. Abbildung 3.23. Zusätzlich zu den Schichten aus unterschiedlichen Materialien besteht eine Zwischenschicht bzw. ein Übergangsbereich, in dem Schubspannungen auftreten. Da Metall und FKV nicht durch eine zusätzli-



**Abbildung 3.23** – Darstellung des Übergangsbereichs zur Ermittlung der Schubeigenspannung in der Grenzschicht in einem symmetrischen Hybridverbund

che Klebeschicht verbunden sind, sondern das Epoxidharz des FKV direkt an das Metall angebunden ist, wird ein Übergangsbereich von  $t_U = 0,6 \text{ mm}$  angenommen, so dass die für den Verbund bestimmten homogenen Materialeigenschaften dominieren und keine Einflüsse der Einzelkomponenten Matrix und Faser vorliegen. Der Schubmodul  $G$  entspricht jeweils dem FKV mit Glas- und Kohlenfasern. Die Schubeigenspannung lässt sich über

$$\tau_{ES_{\parallel}} = \frac{(\alpha_{T1} - \alpha_{T2}) \cdot \Delta T \cdot G \cdot \sinh(\beta x)}{\beta \cdot t_U \cdot \cosh(\beta l)} \quad (3.20)$$

mit

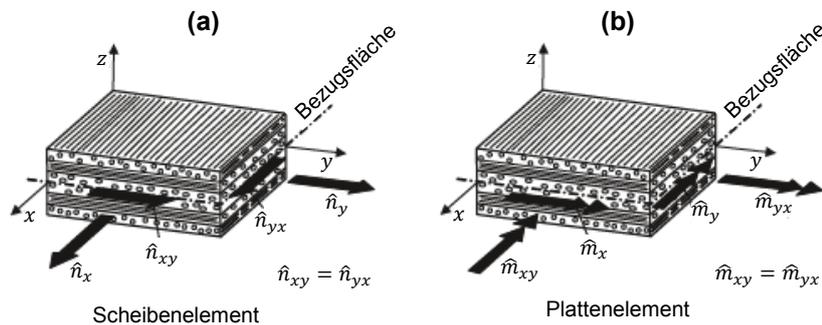
$$\beta^2 = \frac{G}{t_U} \left( \frac{1}{E_1 \cdot t_1} + \frac{1}{E_2 \cdot t_2} \right) \quad (3.21)$$

bestimmen. Die maximal auftretende Schubspannung wird bei  $x = l$  erreicht, was dem Probenende entspricht.

### 3.4.2 Laminattheorie

Die klassische Laminattheorie (CLT) wird u. a. zur Berechnung von orthogonalen Laminaten mit unterschiedlichen Orientierungen der Einzelschichten eingesetzt. Durch Anpassung der Materialparameter kann diese auch genutzt werden, um die Spannungszustände in den vorliegenden Hybridverbunden aus FKV und Metall zu beschreiben. Der unidirektionale FVK, der innerhalb dieser Arbeit verwendet wird, weist orthotrope Materialeigenschaften auf, das Metall dagegen isotrope Materialeigenschaften.

Die CLT beruht auf der Unterscheidung zwischen Scheiben- und Plattenelementen, vgl. Abbildung 3.24. Scheiben werden nur parallel und symmetrisch zu ihrer Mittelfläche belastet, wodurch eine Verformung hervorgerufen wird. Platten hingegen können mit Momenten und Querkräften senkrecht zur Mittelfläche belastet werden, wodurch Wölbungen entstehen. Häufig überlagern sich die beiden Belastungsarten, sodass eine Kombination aus Verformung und Wölbung entsteht. Um die CLT anwenden zu können, müssen die Schichtdicke der



**Abbildung 3.24** – Schematische Darstellung eines Laminats mit (a) Kraftfluss und (b) Momentenfluss [21]

Einzelschichten und die Dicke des Laminats konstant sein. Für die Anwendung des ebenen Spannungszustands muss das Verhältnis von Laminatdicke zu den restlichen Abmaßen des Laminats gering sein. Durch die Annahme des ebenen Spannungszustands dürfen die Normal- und Schubspannungen senkrecht zur Laminebene vernachlässigt werden. Des Weiteren wird ein schubstarres Verhalten des Plattenelements vorausgesetzt, sodass lediglich aus den Querkräften resultierende Biegemomente in die Berechnung einbezogen werden. Schubbelastung und Verformung bleiben demzufolge unberücksichtigt. Bei Anwendung der CLT auf die in dieser Arbeit untersuchten Hybridverbunde wird außerdem

davon ausgegangen, dass zwischen den einzelnen Schichten ein fester Verbund herrscht, sodass ein Gleiten zwischen den einzelnen Schichten ausgeschlossen werden kann. Darüber hinaus weisen die Verschiebungen und Verzerrungen einen konstanten Verlauf über das ganze Laminat auf [21].

Die Schnittkräfte und -momente werden jeweils auf die Schicht- bzw. Laminatdicke bezogen und als Kraft- und Momentenflüsse bezeichnet. Abbildung 3.24 zeigt die Kraft- und Momentenflüsse in einem Laminat. Der Ausgang aller Berechnungen der CLT ist die Steifigkeitsmatrix des Schichtverbunds:

$$\begin{pmatrix} \hat{n}_x^0 \\ \hat{n}_y^0 \\ \hat{n}_{xy}^0 \\ \hat{m}_x^0 \\ \hat{m}_y^0 \\ \hat{m}_{xy}^0 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \varepsilon_{xy}^0 \\ \kappa_x^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{pmatrix} \quad (3.22)$$

Die Kraft- und Momentenflüsse, die Verzerrungen  $\varepsilon$  sowie die Krümmungen  $\kappa$  beziehen sich auf die Bezugsfläche, welche in den meisten Fällen die Mittelebene des Laminats ist.

Die Gleichung kann zusammengefasst werden als:

$$\begin{pmatrix} (\hat{n}) \\ (\hat{m}) \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} (\varepsilon) \\ (\kappa) \end{pmatrix} \quad (3.23)$$

Dabei stellt  $[A]$  die Scheiben- und MembranstEIFIGKEITSMATRIX,  $[B]$  die KOPPLUNGSTEIFIGKEITSMATRIX und  $[D]$  die Platten- bzw. BIEGESTEIFIGKEITSMATRIX dar. Je nach Laminataufbau können Vereinfachungen in der Steifigkeitsmatrix vorgenommen werden. Bei symmetrischem Laminataufbau müssen die Koppelsteifigkeitsmatrizen  $[B]$  nicht berücksichtigt werden. Wird das Laminat aus orthotropen Schichten aufgebaut, z. B. unidirektionalem FKV, dann entfallen zusätzlich die Komponenten  $A_{16}$ ,  $A_{26}$ ,  $D_{16}$  und  $D_{26}$ . Die Größen der übrigen Elemente können nach *Schürmann* [21] bestimmt werden und zur Berechnung der Spannungen und Dehnungen in den einzelnen Schichten herangezogen werden.

### 3.4.3 Schubspannungsverlauf im Querschnitt

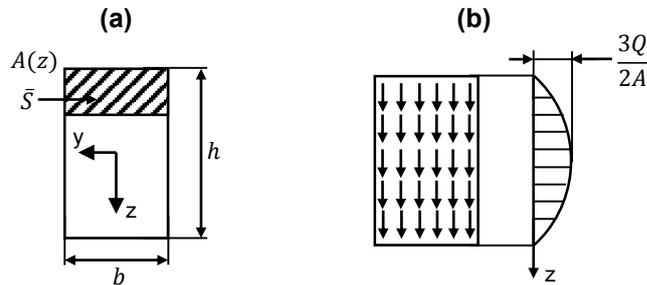
Der Schubspannungsverlauf kann für einen Balken unter Biegung mit konstantem Querschnitt analytisch bestimmt werden. Nach *Hagedorn* [90] kann der Schubspannungsverlauf in eine vereinfachte Form überführt werden.

$$\tau(x, z) = -\frac{Q(x)S(z)}{I_y b(z)} \quad (3.24)$$

Dabei ist  $Q$  die Querkraft,  $S$  das *statische Moment* ( $S(z) = A(z) \cdot z_{\bar{s}}$ , wobei  $z_{\bar{s}}$  der Schwerpunkt auf der  $z$ -Achse ist),  $I_y$  das Flächenträgheitsmoment um die  $Y$ -Achse und  $b$  die Breite des Balkens. Für einen Balken mit rechteckigem Profil (vgl. Abbildung 3.25) ergibt sich der Schubspannungsverlauf zu

$$\tau_s = -\frac{3}{2} \frac{Q}{bh} [1 - (2z/h)^2]. \quad (3.25)$$

Das Maximum der Zugspannung wird in der neutralen Faser des Balkens ( $z = 0$ ) erreicht. Dieser einfache Spannungsverlauf wird ebenfalls für die Er-



**Abbildung 3.25** – Berechnung der Schubspannungsverteilung im Rechteck: (a) Statisches Moment und (b) Schubspannungsverteilung [90]

mittlung der Schubfestigkeit von hybriden ILSS-Prüfkörpern mit einer dünnen Metallschicht in der neutralen Faser angewendet [64]. Der Einfluss der unterschiedlichen Elastizitätsmoduln der einzelnen Materialien ist aufgrund der Lage in der neutralen Faser gering.

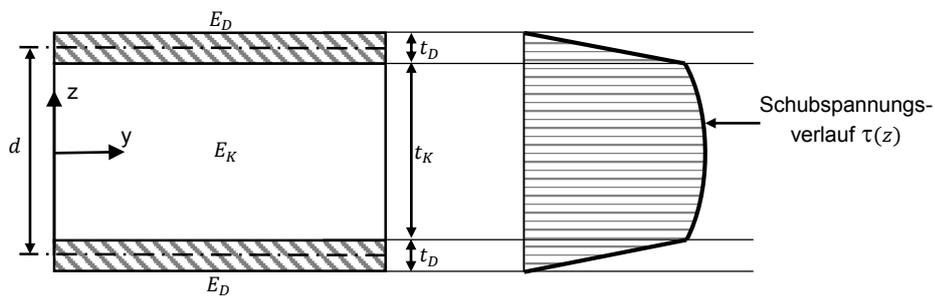
Für Hybridverbunde mit einem abweichendem Laminataufbau ist eine genaue Betrachtung der Schubspannungsverteilung von Bedeutung. In Abbildung 3.26 wird beispielhaft der Verlauf einer Sandwich-Struktur dargestellt [97, 98]. Zur Berechnung kann die Gleichung 3.26 für die Deckschicht und Gleichung 3.27 für den Kern herangezogen werden [97], wobei  $D$  der Index für die Deckschicht,  $K$  der Index für den Kern,  $EI_D$  die Biegesteifigkeit der Deckschicht,  $EI_{ges}$  die

Gesamtbiegesteifigkeit des Sandwich und  $d$  der Abstand zwischen den Mittellinien der Deckschichten ist.

$$\tau_D(z) = \frac{Q}{EI_D} \frac{E_D}{2} \left( \frac{t_K^2}{4} + t_K t_D + t_D^2 - z^2 \right) \quad (3.26)$$

$$\tau_K(z) = \frac{Q}{EI_{ges}} \left[ \frac{E_D t_D d}{2} + \frac{E_K}{2} \left( \frac{t_K^2}{4} - z^2 \right) \right] \quad (3.27)$$

Die Schubspannungen werden demzufolge signifikant durch die Elastizitätsmoduln der einzelnen Laminatschichten beeinflusst. Insbesondere durch Materia-



**Abbildung 3.26** – Sandwich mit steifer Deckschicht und weichem Kern mit schematischer Schubspannungsverteilung, ähnlich [97, 98]

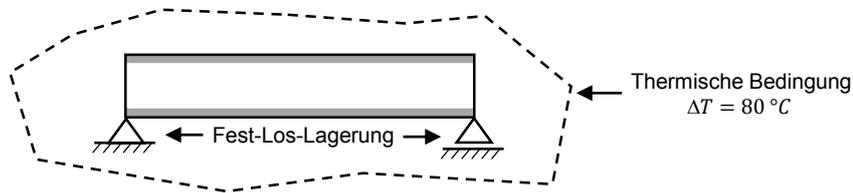
lien mit höherem Elastizitätsmodul in der Deckschicht ( $E_D \gg E_K$ ) ist ein stärkerer Anstieg der Schubspannungen in den Deckschichten als im Bereich des Kernmaterials festzustellen. Dieser Effekt spielt auch bei dem Aufbau von Hybridverbunden bzw. -laminaten eine Rolle und muss bei der Auswertung von Schubspannungen mit komplexerem Schichtaufbau berücksichtigt werden.

## 3.5 Numerische Berechnungsmethoden

### 3.5.1 Eigenspannungsberechnung

Neben der analytischen Berechnung der Eigenspannungen wird auch eine numerische Berechnung dieser mit einer Finite-Elemente-Analyse (FEA) durchgeführt. Dazu wird die Software ANSYS Workbench eingesetzt. Die Proben der RSA sind die Vorlage für die Geometrie und den Lagenaufbau der zweidimensionalen Simulationsmodelle. Die Materialkennwerte der einzelnen Komponenten für die FE-Berechnungen sind in Tabelle 3.1 und 3.2 dargestellt.

Als Randbedingungen für die FEA wird eine einfache Fest- und Los-Lagerung gewählt, vgl. Abbildung 3.27. Die Temperaturdifferenz wird durch eine thermische Bedingung generiert. Es können anschließend die Normalspannungen



**Abbildung 3.27** – Randbedingungen für die FEA zur Bestimmung der Eigenspannungen beispielhaft für eine Sandwich-Probe

in den einzelnen Schichten und die Schubspannungen in der Grenzschicht ausgewertet werden.

### 3.5.2 Bestimmung lastinduzierter Beanspruchungen

Wie die Eigenspannungen werden auch die lastinduzierten Beanspruchungen mit Hilfe der FEA ermittelt. Dazu wird ebenfalls die Software ANSYS Workbench eingesetzt.

In der Versuchsauswertung der unterschiedlichen Prüfungen werden 2D-Modelle aufgebaut, deren Randbedingungen exakt mit den Randbedingungen in den einzelnen Prüfungen übereinstimmen, um die Spannungsüberhöhungen zu identifizieren, welche in den nominalen Spannungswerten der analytischen Berechnung nicht vorliegen. Alle FEA zur Bestimmung der lastinduzierten Beanspruchungen werden bei einer Temperatur  $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  durchgeführt.

Für die abschließende Bauteildimensionierung mit Hybridverbunden wird zusätzlich zu den 2D-Modellen 3D-Modelle aufgebaut, um den mehraxialen Spannungszustand in den zu untersuchenden Bauteilen darzustellen und zu analysieren.

# Kapitel 4

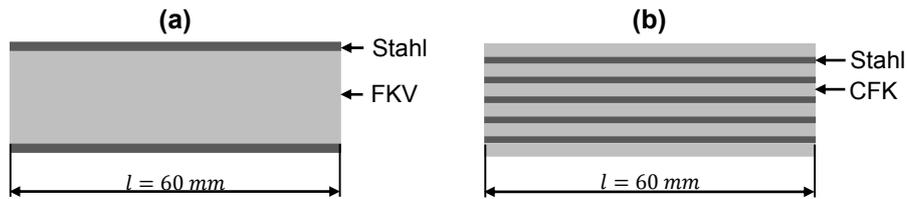
## Modellbasierte Bestimmung der Eigenspannungen

Um die Einflüsse der Eigenspannungen zu charakterisieren, müssen sie in den Einzelschichten und der Grenzschicht ermittelt werden. Die Eigenspannungen können sich negativ auf die Bauteil- bzw. Verbundfestigkeit auswirken, sodass ihre Größenordnung und Wirkrichtung abgeschätzt werden müssen.

Ziel des Kapitel ist es, die Eigenspannung in den Einzelschichten und in der Grenzschicht modellbasiert zu ermitteln, insbesondere im FKV. Anschließend werden experimentelle Eigenspannungsbestimmungen im metallischen Anteil der Hybridlaminat den dort berechneten Eigenspannungen gegenübergestellt, um die angewendeten Modelle zu validieren.

### 4.1 Laminataufbau der Proben

Zur Bestimmung der Eigenspannungen werden drei symmetrische Laminataufbauten ausgewählt. Es gibt jeweils eine Sandwichprobe aus GFK (#GFK-SW) und CFK (#CFK-SW) sowie eine Mehrschichtverbundprobe aus CFK (#CFK-MSV), vgl. Abbildung 4.1. Die metallischen Schichten des Hybridverbunds bestehen aus Stahl. Die konfektionierten Prüfkörper besitzen eine Breite von  $b = 25 \text{ mm}$  und eine Länge von  $l = 60 \text{ mm}$ . Die detaillierten Laminataufbauten sind in Tabelle 4.1 dargestellt. Für das Prepreg können für jede FKV-Schicht auch anteilige Lagen gewählt werden. Aufgrund ihrer Faserrichtung von  $0^\circ$  konsolidieren die anteiligen Lagen zusammen mit den vollen Lagen



**Abbildung 4.1** – Laminataufbau der Proben für die RSA (a) Sandwich-Proben #GFK-SW und #CFK-SW sowie (b) Mehrschichtverbund-Probe #CFK-MSV

zu einer homogenen Materialschicht. Ein Mehrschichtverbund mit GFK wird nicht untersucht. Die Glasfasern besitzen eine zu hohe Absorptionsrate, sodass

**Tabelle 4.1** – Laminataufbauten für die experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen

Probenbezeichnung:	#GFK-SW	#CFK-SW	#CFK-MSV
Eingesetzter FKV:	GFK	CFK	CFK
Material der Deckschichten:	Stahl	Stahl	CFK
Gesamtdicke in <i>mm</i> :	5,0	5,0	4,6
Dicke der Stahlschicht in <i>mm</i> :	0,32	0,32	0,32
Anzahl Stahlschichten:	2	2	5
Dicke FKV-Schicht in <i>mm</i> :	4,4	4,4	0,5
Anzahl FKV-Schichten:	1	1	6
Prepreg-Lagen je FKV-Schicht:	6,6	17,4	2,0
Volumengehalt des Stahls in %:	12,7	12,7	34,7

mit der charakteristischen Röntgenstrahlung aus dem XRD keine Bestimmungen in der darunter liegenden Stahlschicht möglich sind [99, 100, 101].

## 4.2 Modellbasierte Ermittlung

Die Eigenspannungen sollen zunächst modellhaft beschrieben und ermittelt werden. Dazu wird eine analytische Abschätzung der Eigenspannungswerte in den Einzelschichten durchgeführt. An diese schließt sich eine Betrachtung der Eigenspannungsverläufe in den Einzelschichten und der Schubeigenspannungen in den Grenzschichten mit Hilfe einer FEA an.

### 4.2.1 Eigenspannungen in den Einzelschichten

Mit dem analytischen Berechnungsmodell können Eigenspannungen in symmetrisch aufgebauten Hybridlaminaten abgeschätzt werden, die Eigenspannungen können sowohl in Faserrichtung als auch quer dazu berechnet werden

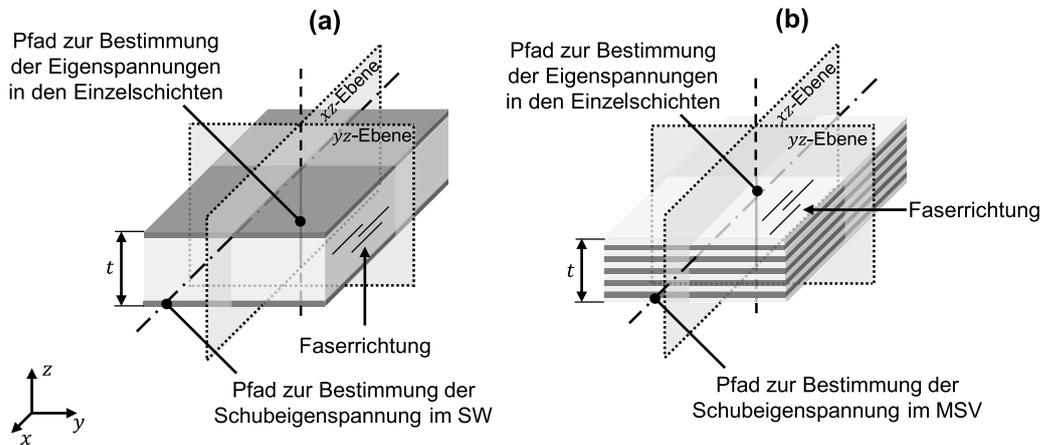
(vgl. Kapitel 3.4.1). Der Hybridverbund ist bei einer Härtungstemperatur von  $T_0 = T_{g,onset} - 20 \text{ }^\circ\text{C}$  nach *Schürmann* spannungsfrei [21]. Die Übergangstemperatur  $T_{g,onset}$  beträgt für die Epoxidharzmatrix ca.  $120 \text{ }^\circ\text{C}$  [21]. Die Temperaturdifferenz  $\Delta T$  ist definiert als die Differenz zwischen der Härtungstemperatur  $T_0$  und der Raumtemperatur  $T_{RT} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ , welche als Einsatztemperatur für den Hybridverbund festgelegt wird. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Eigenspannungen für #GFK-SW, #CFK-SW und #CFK-MSV sowohl parallel zur Faserrichtung ( $\parallel$ ) als auch quer dazu ( $\perp$ ) vorgestellt, vgl. Tabelle 4.2. Die Eigenspannungen, die in Faserrichtung des FKV wirken, verursachen in

**Tabelle 4.2** – Ergebnisse der analytisch berechneten Eigenspannungen in den Stahl- und GFK-Schichten parallel sowie quer zur Faserrichtung

Eigenspannung		#GFK-SW	#CFK-SW	#CFK-MSV
$\sigma_{ES\parallel,St}$	[MPa]	48	154	104
$\sigma_{ES\perp,St}$	[MPa]	-83	-103	-35
$\sigma_{ES\parallel,FKV}$	[MPa]	-7	-22	-55
$\sigma_{ES\perp,FKV}$	[MPa]	12	15	19

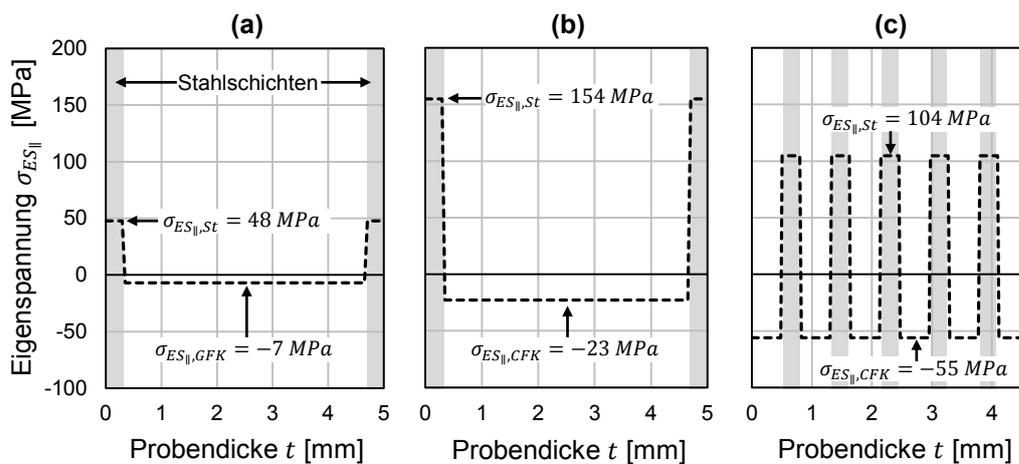
der Stahlschicht eine Zugbeanspruchung und in der FKV-Schicht eine Druckbeanspruchung. Der FKV weist ein anisotropes Verhalten bei den thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf: In Faserrichtung ist der thermische Ausdehnungskoeffizient des FKV kleiner als der thermische Ausdehnungskoeffizient des Stahls, quer zur Faserrichtung besitzt der FKV dagegen einen höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Aus diesem Grund treten Druckspannungen im Stahl und Zugspannungen im FKV auf, wenn die Eigenspannungen quer zur Faserrichtung betrachtet werden. Ein weiterer wichtiger Parameter zur Beeinflussung der Größenordnung der Eigenspannung innerhalb eines Laminataufbaus ist der Volumengehalt der verwendeten Materialien: Je geringer der Volumengehalt eines Materials, desto höher werden die Eigenspannung in diesem. Beispielhaft kann dies an den Proben #CFK-SW und #CFK-MSV gezeigt werden. Die Probe #CFK-SW besitzt einen 64 % niedrigeren Volumengehalt von Stahl im Vergleich zu der Probe #CFK-MSV. Durch diesen Unterschied sind die Eigenspannungen parallel zur Faserrichtung in #CFK-SW im Stahl um ca. 50% erhöht und im CFK um 60 % niedriger (vgl. Tabelle 4.2).

Mit Hilfe der FEA (vgl. Kapitel 3.5.1) wird der Eigenspannungsverlauf über den Laminatquerschnitt bzw. die Probendicke  $t$  der hybriden Laminataufbauten in der Schnittlinie der  $xz$ - und  $yz$ -Ebene bestimmt, vgl. Abbildung 4.2. Die Eigenspannungen wirken als Normalspannungen in den Einzelschichten.



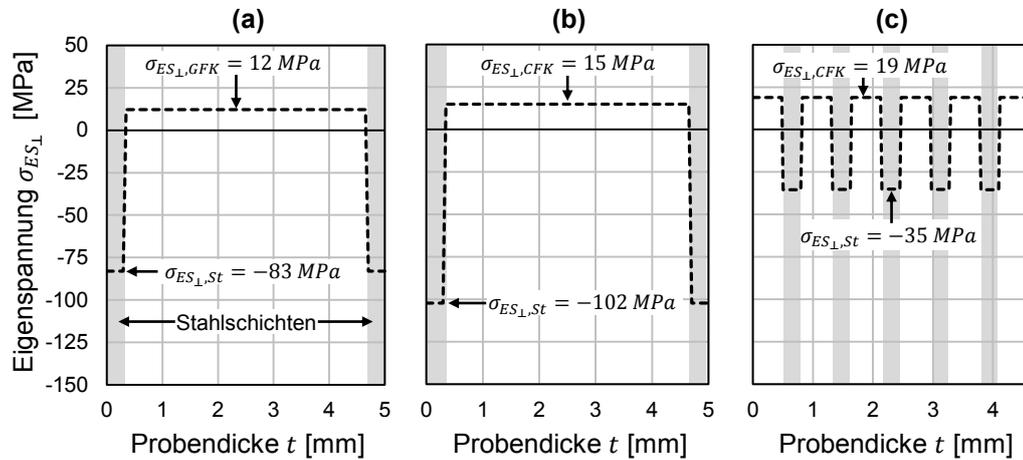
**Abbildung 4.2** – Pfade für die Auswertung der mit FEA durchgeführten Eigenspannungsberechnung in (a) Sandwich-Proben #GFK-SW und #CFK-SW sowie (b) Mehrschichtverbund-Probe #CFK-MSV

Die Normalspannung ist definiert als eine uniaxiale Spannung, welche parallel oder quer zur Faserrichtung im Metall bzw. FKV wirkt. In Abbildung 4.3 sind die Normalspannungen parallel zur Faserrichtung dargestellt. Das Ergebnis der analytischen Berechnung wird durch die FEA gestützt: In den Stahlschichten liegt eine positive Normalspannung (Zugbeanspruchung) und



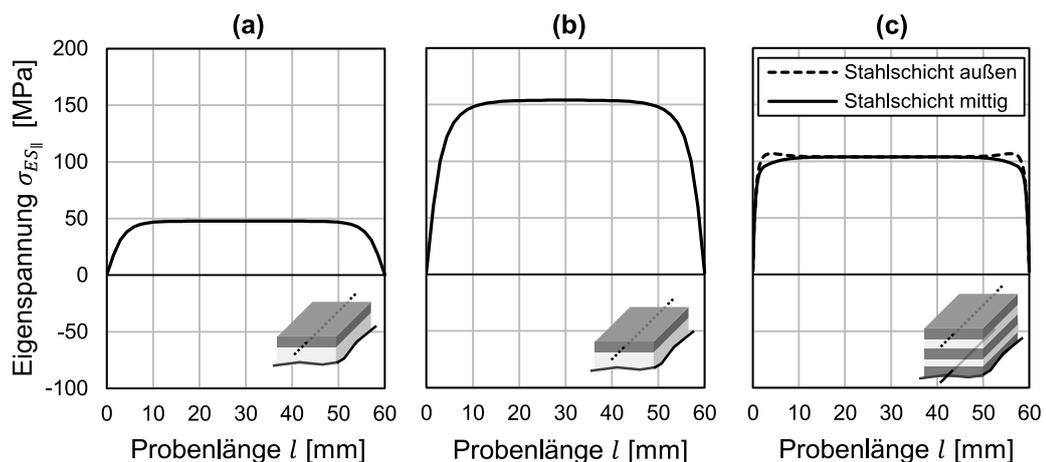
**Abbildung 4.3** – Mit FEA ermittelte Eigenspannungsverläufe in der Schnittlinie der  $xz$ - und  $yz$ -Ebene in Faserrichtung für (a) #GFK-SW, (b) #CFK-SW und (c) #CFK-MSV

in den FKV-Schichten eine negative Normalspannung (Druckbeanspruchung) vor. Die Eigenspannungsverläufe quer zur Faserrichtung sind in Abbildung 4.4 dargestellt. Die mit der FEA berechneten Eigenspannungen zeigen innerhalb



**Abbildung 4.4** – Mit FEA ermittelte Eigenspannungsverläufe in der Schnittlinie der  $xz$ - und  $yz$ -Ebene quer zur Faserrichtung im mittigen Probenquerschnitt für (a) #GFK-SW, (b) #CFK-SW und (c) #CFK-MSV

der Einzelschichten in der Probenmitte keine Veränderung über die Dicke. Die konstanten Eigenspannungen in den Einzelschichten stimmen mit den analytisch berechneten sehr genau überein, die maximale Abweichung beträgt weniger als 1 %. In Abbildung 4.5 ist der Eigenspannungsverlauf über die Probenlänge  $l = 60 \text{ mm}$  in unterschiedlichen Stahlschichten dargestellt. Der Pfad für die Auswertung der Eigenspannung liegt in der  $xz$ -Ebene und verläuft mittig

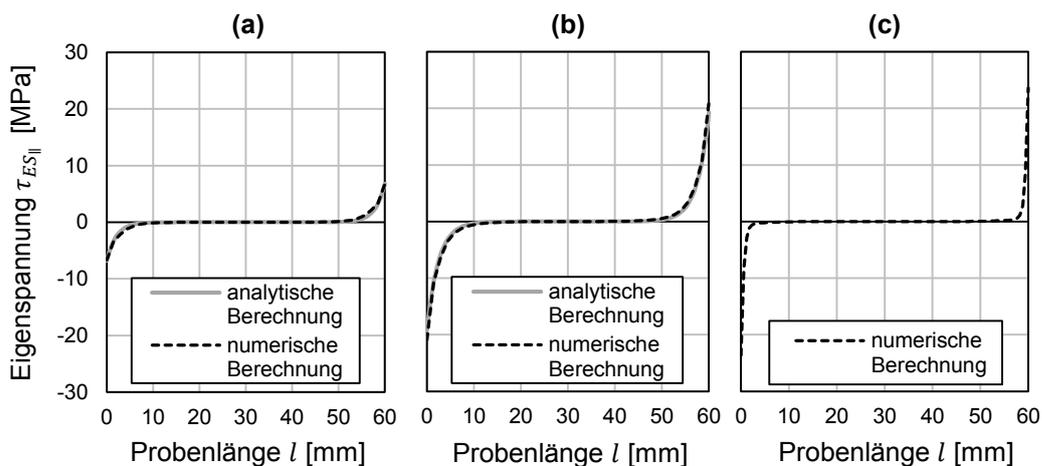


**Abbildung 4.5** – Mit FEA ermittelte Eigenspannungsverläufe mittig in den Stahlschichten parallel zur Faserrichtung ( $xz$ -Ebene) über die vollständige Probenlänge für (a) #GFK-SW, (b) #CFK-SW und (c) #CFK-MSV

durch die Stahlschichten. Der Verlauf der Eigenspannungen ist nicht konstant. An den freien Probenrändern liegen zunächst keine Eigenspannungen an. Für die Proben #GFK-SW und #CFK-SW erreichen die Eigenspannungen innerhalb von 10 mm, gemessen ab dem freien Probenende, einen konstanten Eigenspannungswert, welcher dem Nennspannungswert aus der analytischen Berechnung entspricht. Im Laminataufbau #CFK-MSV ist im Vergleich zu den zwei untersuchten Sandwichlaminaten ein schnellerer Anstieg der Eigenspannungen auf den konstanten Eigenspannungswert zu verzeichnen. In den äußeren Stahlschichten weisen diese zudem eine geringe Spannungsüberhöhung vor Erreichen des konstanten Eigenspannungswert auf. Es zeigt sich, dass das analytische Modell über eine vereinfachte Berechnung den Nennwert der Eigenspannung unter Vernachlässigung der Randeffekte ermittelt.

#### 4.2.2 Schubeigenspannungen in der Grenzschicht

Die Bestimmung der Schubeigenspannungen in der Grenzschicht zwischen Stahl und FKV wird nach der analytischen Berechnungsmethode (vgl. Kapitel 3.4.1) für die Sandwich-Proben #GFK-SW und #CFK-SW und mit der FEA (vgl. Kapitel 3.5.1) für alle drei Laminataufbauten in Faserrichtung (Hauptbeanspruchungsrichtung der Hybridverbunde) bestimmt. Die Berechnungsergebnisse sind in Abbildung 4.6 dargestellt. Für die Sandwichlaminare wird die Schubeigenspannung direkt in der Grenzschicht zwischen der Stahlschicht und FKV-Schicht ausgewertet, vgl. Abbildung 4.2 (a). Im Mehrschichtverbund



**Abbildung 4.6** – Verlauf der Schubeigenspannungen parallel zur Faserrichtung in den Grenzschichten für (a) #GFK-SW, (b) #CFK-SW und (c) #CFK-MSV

#CFK-MSV wird die Auswertung der Schubeigenspannung stellvertretend für alle Grenzschichten im Pfad durch die Grenzschicht zwischen der zweiten FKV- und der zweiten Stahlschicht von oben durchgeführt, vgl. Abbildung 4.2 (b). Die Eigenspannungen erreichen jeweils am Probenrand ihr Maximum und fallen innerhalb von 10 *mm* zur Probenmitte hin auf null ab. Der Abfall der Schubeigenspannung findet im Laminataufbau #CFK-MSV über eine deutlich kürzere Distanz ( $< 5$  *mm*) statt. Dies ist auf den spezifischen Laminataufbau zurückzuführen, da hier die FKV-Schichten eine viel geringere Dicke im Vergleich zu den Sandwichlaminaten aufweisen. Durch die unterschiedlichen Materialpaarungen wird die Höhe der Eigenspannungen beeinflusst. Für #GFK-SW treten die betragsmäßig geringsten Schubeigenspannungen mit  $\tau_{ES_{\parallel}} = 6,7$  *MPa* auf. Die Schubeigenspannungen in #CFK-SW liegen bei  $\tau_{ES_{\parallel}} = 20,9$  *MPa* und die höchsten Werte werden in #CFK-MSV mit  $\tau_{ES_{\parallel}} = 23,6$  *MPa* erreicht.

Der Unterschied zwischen analytischer und numerischer Berechnung (FEA) ist mit  $< 10$  % ebenfalls gering. Es kann gefolgert werden, dass sich beide Berechnungsmethoden für die Ermittlung der Schubeigenspannungen in den Grenzflächen eines Hybridverbunds mit Metall und FKV eignen.

## 4.3 Experimentelle Eigenspannungsbestimmung

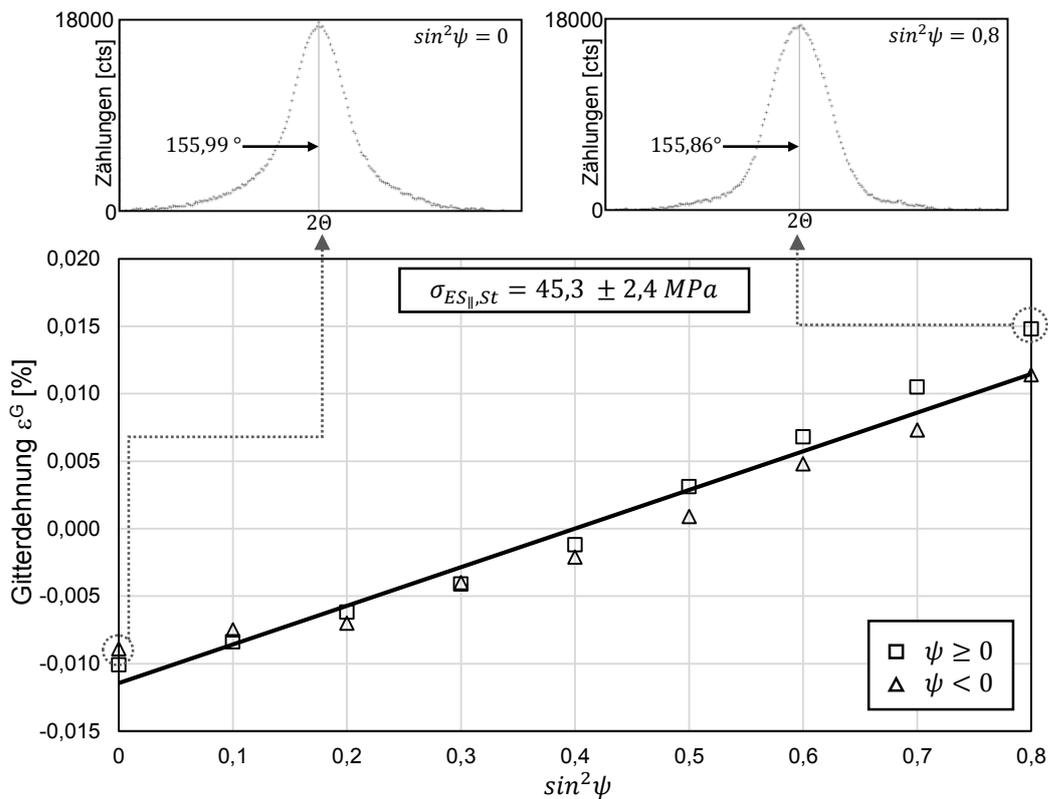
Die Eigenspannungen werden im metallischen Anteil an den in Abbildung 4.1 dargestellten Laminataufbauten mit der RSA im Röntgendiffraktometer (vgl. Kapitel 3.3.1) und zusätzlich für eine Probe des Mehrschichtverbunds durch energiedispersive Diffraktometrie mittels Synchrotronstrahlung (vgl. Kapitel 3.3.2) experimentell bestimmt.

### 4.3.1 Ermittlung im Röntgendiffraktometer

Für die Eigenspannungsermittlung im XRD werden für jeden Laminataufbau mindestens vier Proben analysiert. Neben den in Tabelle 4.1 aufgeführten Laminataufbauten werden Referenzmessungen an einzelnen Stahlproben vorgenommen, um den Spannungszustand der Stahlschicht ohne die beeinflussende Umgebung des Laminats zu erfassen. Die Eigenspannungen in den Stahlschicht-

ten sind vernachlässigbar klein (vgl. Kapitel 3.3.1). Daher sind die gemessenen Eigenspannungswerte der hybriden Proben bei Raumtemperatur ausschließlich auf die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungen der einzelnen Materialschichten zurückzuführen. Diese resultieren aus der stoffschlüssigen Verbindung zwischen den einzelnen Schichten des Hybridverbunds, die bei einer Härtungstemperatur entsteht, welche von der Einsatztemperatur abweicht.

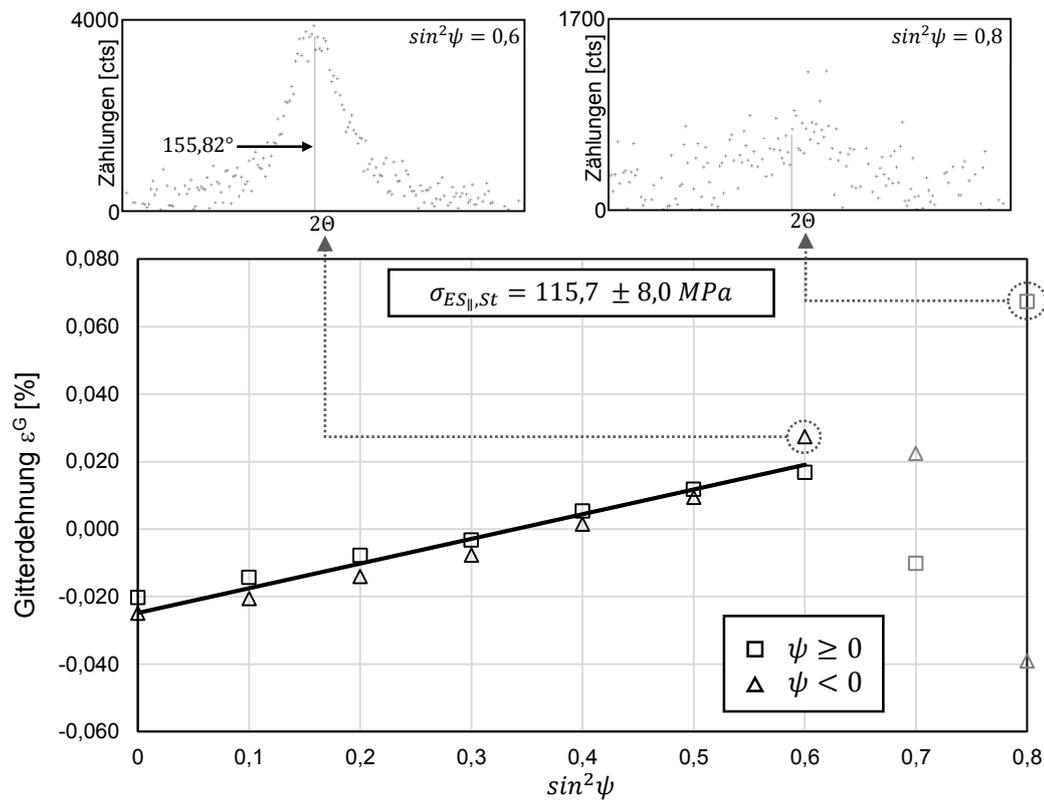
In Abbildung 4.7 ist beispielhaft eine Eigenspannungsbestimmung von #GFK-SW dargestellt. Die Eigenspannung wird in der Stahldeckschicht parallel zur



**Abbildung 4.7** – Spannungsanalyse mit der  $\sin^2\psi$ -Methode in #GFK-SW

Faserrichtung ermittelt. Die Probe weist eine Zugeigenspannung im Stahl von  $\sigma_{ES_{||},St} = 45,3 \pm 2,4 \text{ MPa}$  auf. Sowohl für geringe (0,0) als auch für höhere Werte (0,8) von  $\sin^2\psi$  bildet sich im  $\theta$ -Scan ein Intensitätsprofil aus. Die Zählungen erreichen dabei bis zu 18.000 cts pro Kanal, wodurch genügend Informationen für eine röntgenographische Spannungsanalyse vorhanden sind. Anders stellt sich die Eigenspannungsbestimmung in den MSV-Proben #CFK-MSV dar. Bei diesen ist die oberste Stahlschicht, in der die RSA durchgeführt wird, von einer 0,5 mm dicken CFK-Schicht überdeckt, vgl. Abbildung 3.7 (b).

Die charakteristische Röntgenstrahlung wird folglich abgeschwächt, sodass die Messdauer erhöht werden muss, um eine vergleichbare Anzahl von Photonen zu detektieren. Die Verschiebung des Analysebereichs muss durch Justierung des Mittelpunkts im Goniometer berücksichtigt werden. Dabei kommt erschwerend hinzu, dass mit steigendem  $\sin^2\psi$  der Strahlweg durch das CFK aufgrund der zunehmenden Drehung um  $\psi$  vergrößert wird. Dieser Effekt führt dazu, dass die auswertbaren Gitterdehnungen auf das Intervall von  $0,0 < \sin^2\psi < 0,6$  reduziert werden, vgl. Abbildung 4.8. Bei Werten von  $\sin^2\psi$  größer als 0,6 sinken



**Abbildung 4.8** – Spannungsanalyse mit der  $\sin^2\psi$ -Methode in #CFK-MSV

die Zählungen um mehr als 50 % im Vergleich zu  $\sin^2\psi = 0,0$  ab. Da sich der Peak für den Bewegungswinkel nicht mehr eindeutig von dem Grundrauschen abhebt, kann keine sichere Auswertung der Messpunkte erfolgen. Eine Erhöhung der Messzeit hat keine Verbesserung der Messergebnisse zur Folge, da sich das Grundrauschen in gleichem Maße verstärkt. Beispielhaft ergibt sich die Eigenspannung für eine Probe #CFK-MSV zu  $\sigma_{ES||,St} = 115,7 \pm 8,0 \text{ MPa}$ .

Die Ergebnisse der Eigenspannungen parallel zur Faserrichtung und quer zur Faserrichtung sind in Tabelle 4.3 dargestellt. Es werden die gemittelten Ei-

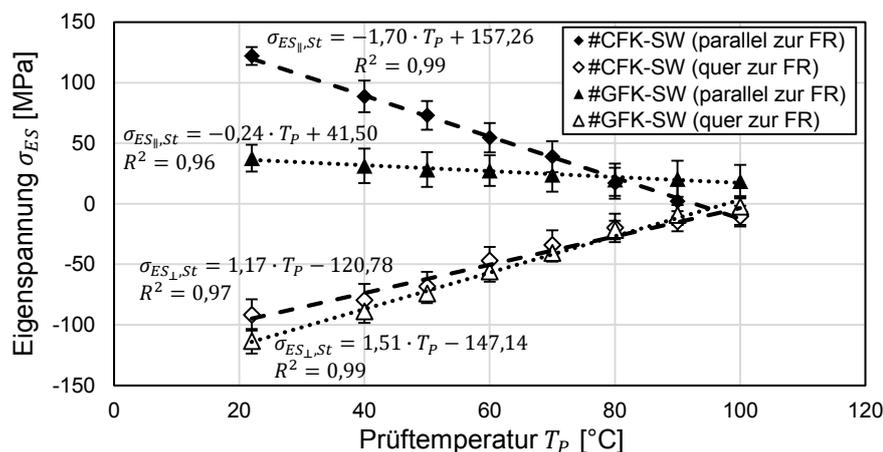
genspannungen aller Messwerte jeder einzelnen Probenvariante unter Angabe der Standardabweichung ermittelt. Die niedrigsten Eigenspannungen in Faser-

**Tabelle 4.3** – Ergebnisse der Eigenspannungsbestimmung der unterschiedlichen Hybridverbunde #GFK-SW, #CFK-SW und #CFK-MSV in der Stahlschicht parallel zur Faserrichtung unter Angabe der Standardabweichung

Eigenspannung	#GFK-SW	#CFK-SW	#CFK-MSV
$\sigma_{ES_{\parallel},St}$ [MPa]	$49,5 \pm 6,1$	$141,2 \pm 15,5$	$101,4 \pm 21,2$
$\sigma_{ES_{\perp},St}$ [MPa]	$-94,2 \pm 11,2$	$-94,3 \pm 25,8$	$42,9 \pm 26,3$

richtung treten in #GFK-SW auf, ebenso zeigen die Messungen die geringste Standardabweichung. Aufgrund der stark unterschiedlichen Elastizitätsmodule und thermischen Ausdehnungskoeffizienten der einzelnen Fasern (vgl. Tabelle 3.1) steigen die Eigenspannungen in #CFK-SW nahezu um den Faktor drei an.

Neben der ausführlichen Analyse der Eigenspannungen bei Raumtemperatur wird eine weitere Analyse zur Temperaturabhängigkeit der Eigenspannungswerte an je einer Probe #GFK-SW bzw. #CFK-SW parallel und quer zur Faserrichtung durchgeführt, vgl. Abbildung 4.9. Das Diagramm zeigt lineare Zusammenhänge zwischen Temperatur und Eigenspannungen. Die Steigungen der Ausgleichsgeraden sind abhängig von der Materialkombination und der Prüfrichtung. Die Steigungen der quer zur Faserrichtung gemessenen Eigen-



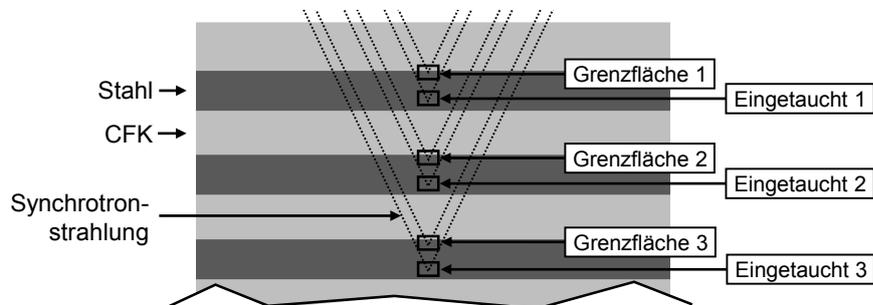
**Abbildung 4.9** – Einfluss der Prüftemperatur auf die Eigenspannungen parallel und quer zur Faserrichtung (FR) in Hybridverbunden unter Angabe des Messfehlers

spannungen unterscheiden sich lediglich marginal. Da quer zur Faserrichtung überwiegend die Matrix die Eigenschaften des FKV beeinflusst und diese bei

beiden Laminataufbauten #GFK-SW und #CFK-SW aus einem Epoxidharz mit ähnlichen Eigenschaften bestehen, weisen auch die Eigenspannungen ähnliche Verläufe auf. Signifikantere Unterschiede sind bei den Bestimmungen parallel zur Faserrichtung ablesbar, da hier die Eigenschaften der unterschiedlichen Faserarten dominieren. Alle Linearfunktionen weisen ein Bestimmtheitsmaß nahe eins auf. Der Laminataufbau #GFK-SW parallel zur Faserrichtung besitzt das geringste Bestimmtheitsmaß mit  $R^2 = 0,96$ . Dies spiegelt sich auch bei Betrachtung der spannungsfreien Temperatur  $T_{P,0} = 172,9 \text{ }^\circ\text{C}$  wieder. Die Probe aus CFK weist dagegen in Faserrichtung eine spannungsfreie Temperatur  $T_{P,0} = 92,5 \text{ }^\circ\text{C}$  auf und auch die Eigenspannungsermittlung quer zur Faserrichtung weist für die Probe mit GFK  $T_{P,0} = 97,4 \text{ }^\circ\text{C}$  und für die Probe mit CFK  $T_{P,0} = 103,2 \text{ }^\circ\text{C}$  auf und liegen somit nah an der spannungsfreien Temperatur bzw. Härtungstemperatur  $T_0 = 100 \text{ }^\circ\text{C}$  nach *Schürmann*. Bis auf den Ausreißer von #GFK-SW in Faserrichtung stimmt die spannungsfreie Temperatur mit der experimentell ermittelten Temperatur aus Abbildung 4.9 gut überein und kann zur Berechnung der Eigenspannungen herangezogen werden.

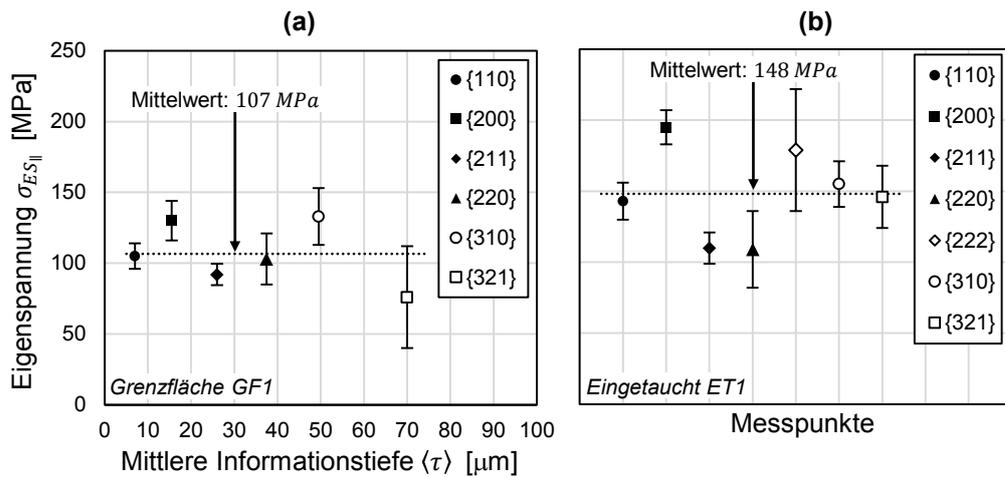
### 4.3.2 Ermittlung mit Synchrotronstrahlung

Neben der Ermittlung der Eigenspannungen durch die RSA mit charakteristischer Röntgenstrahlung im XRD werden die Eigenspannungen auch mit Hilfe der EDDI mit Synchrotronstrahlung parallel zur Faserrichtung durchgeführt. Die angewendete Methode ist in Kapitel 3.3.2 dargestellt. Der Vorteil der Synchrotronstrahlung ist die größere Eindringtiefe in die Probe. So können auch Eigenspannungen in den Stahlschichten im Inneren des Laminataufbaus #CFK-MSV gemessen werden. In Abbildung 4.10 sind die Messpunkte für



**Abbildung 4.10** – Schematische Darstellung der Messpunkte für die Eigenspannungsbestimmungen mittels EDDI im Laminataufbau #CFK-MSV

die unterschiedlichen Eigenspannungsbestimmungen dargestellt. Die Intensität der Synchrotronstrahlung reicht aus, um die ersten drei Stahlschichten im Laminataufbau zu durchdringen. Es werden je Stahlschicht zwei Eigenspannungsbestimmungen vorgenommen, im Bereich der Grenzfläche (GF) und für das vollständig eingetauchte Messvolumen (ET). Die Ergebnisse der Eigenspannungsbestimmungen sind beispielhaft für die erste Stahlschicht in Abbildung 4.11 dargestellt. Die Auswertung mit der Mehrwellenlängenmethode



**Abbildung 4.11** – Eigenspannungsermittlung mittels EDDI unter Angabe des Messfehlers für (a) Bestimmung in der Grenzfläche und (b) Bestimmung mit vollständig eingetauchtem Messvolumen (es kann keine Tiefenabhängigkeit bestimmt werden)

zeigt für GF1 keinen graduellen Eigenspannungsverlauf im Randbereich der ersten Stahlschicht auf. Der gemittelte Eigenspannungswert über alle Messungen beträgt  $\sigma_{ES||,St}^{GF1} = 107 \text{ MPa}$ . Das vollständig eingetauchte Messvolumen ET1 weist den gemittelten Eigenspannungswert von  $\sigma_{ES||,St}^{E1} = 148 \text{ MPa}$  auf. Die Eigenspannungsverläufe in der Grenzfläche GF2 und GF3 weisen, wie im Fall von GF1, bis zu einer mittleren Informationstiefe von  $100 \mu\text{m}$  kein eindeutiges Eigenspannungsprofil auf. In Tabelle 4.4 sind die Ergebnisse der Eigenspannungsbestimmung mittels Synchrotron zusammenfassend für alle drei untersuchten Stahlschichten dargestellt. Auch wenn die ermittelten

**Tabelle 4.4** – Eigenspannungen in den drei äußeren Stahlschichten des Mehrschichtverbands in der Grenzfläche (GF) und bei vollständig eingetauchtem Messvolumen (ET) unter Angabe der Standardabweichung

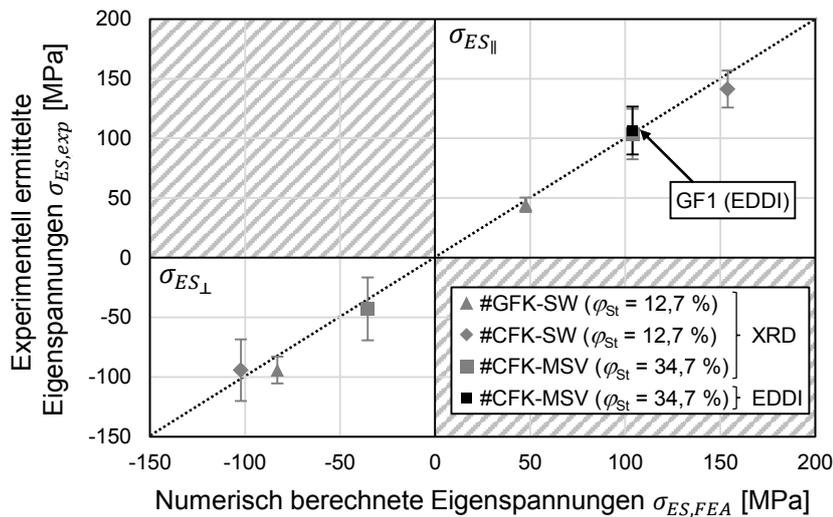
Eigenspannung	GF1	ET1	GF2	ET2	GF3	ET3
$\sigma_{ES  ,St} [\text{MPa}]$	$107 \pm 20$	$148 \pm 32$	$170 \pm 49$	$162 \pm 44$	$181 \pm 18$	$128 \pm 26$

Eigenstressen in den Grenzschichten keinen eindeutigen Gradienten im Eigenstressverlauf aufweisen, so ist doch zwischen den gemittelten Eigenstresswerten aus der Grenzschicht und bei vollständig eingetauchten Messvolumen eine geringe graduelle Veränderung der Eigenstress innerhalb der einzelnen Stahlschicht festzustellen: In der erste Stahlschicht steigt die Eigenstress von  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{GF1} = 107 \text{ MPa}$  auf  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{ET1} = 148 \text{ MPa}$  an. In der zweiten Stahlschicht liegt eine Eigenstress zwischen  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{GF2} = 170 \text{ MPa}$  und  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{ET2} = 162 \text{ MPa}$  vor und in der dritten Stahlschicht sinkt die Eigenstress von  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{GF3} = 181 \text{ MPa}$  in der Grenzschicht auf  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{ET2} = 128 \text{ MPa}$  ab. Generell weisen die einzelnen Eigenstressbestimmungen der unterschiedlichen Kristallebenen ( $hkl$ ) eine große Variation auf, wie es an den teilweise großen Standardabweichungen zu erkennen ist, vgl. Tabelle 4.4. Bei der analysierten Probe #CFK-MSV zeigen die Eigenstress einen Anstieg der Eigenstress über die Stahlschichten zur Probenmitte hin. Auch innerhalb einer Einzelschicht können teilweise unterschiedliche Spannungswerte zwischen der Ermittlung in der Grenzfläche (GF) und bei voll eingetauchtem Messvolumen (ET) beobachtet werden.

## 4.4 Validierung der Berechnungsmethodik

Um die Eigenstressen in Hybridverbunden ganzheitlich zu charakterisieren, werden eine analytische Berechnungsmethodik und die FEA angewandt. Mit diesen können die Eigenstressen in den Einzelschichten aus Stahl und FKV sowie in der Grenzschicht zwischen den Einzelschichten bestimmt werden. Die analytische Berechnung ergibt nur einen Nennwert der Spannung pro Schicht an. In der FEA werden dagegen die Eigenstressverlaufe über die Proben Dicke bestimmt. Beide Verfahren zeigen untereinander eine gute Übereinstimmung. Die modellbasierten Berechnungsmethodiken werden anhand der röntgenographischen Eigenstressbestimmungen in den Stahlschichten mittels XRD und im Synchrotron mittels EDDI validiert. In Abbildung 4.12 sind die experimentell ermittelten Eigenstressen (vgl. Tabelle 4.3) den numerisch berechneten Eigenstresswert aus der FEA in der Stahlschicht jedes Laminataufbaus (vgl. Abbildung 4.3 und 4.4) gegenübergestellt. Es werden jeweils die gemittelten Eigenstressen der Messungen herangezogen. Die Fehlerin-

dikatoren geben die Standardabweichung der zugehörigen Messreihe an. Der Messfehler wird nicht dargestellt. Die mittels XRD experimentell ermittelten Eigenspannungswerte der unterschiedlichen Laminataufbauten stimmen innerhalb der Standardabweichung mit den numerisch bestimmten Eigenspannungen aus der FEA parallel und quer zur Faserrichtung gut überein. Die größte

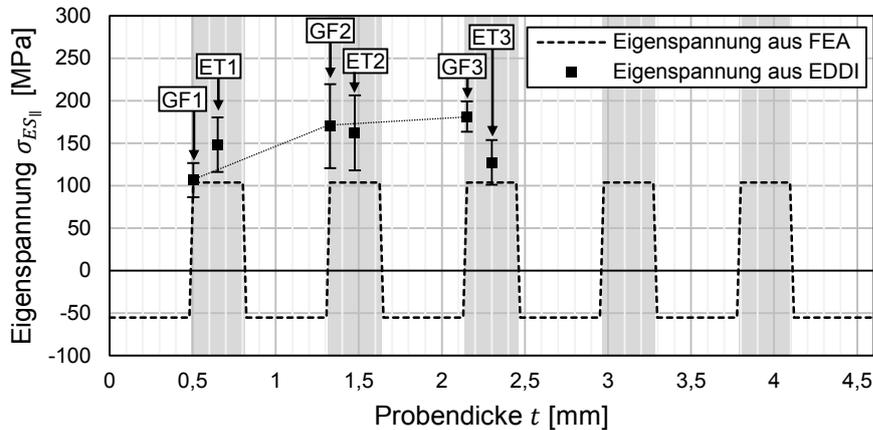


**Abbildung 4.12** – Gegenüberstellung der numerisch berechneten (FEA) und den mittels RSA experimentell bestimmten Mittelwerten der Eigenspannungen in den Stahlschichten der Hybridverbunde unter Angabe der Standardabweichung

Abweichung des Mittelwerts tritt mit bis zu 20 % für die quer zur Faserrichtung gemessenen Eigenspannungen  $\sigma_{ES_{\perp},St}$  von #GFK-SW auf. Die Abweichungen der parallel zur Faserrichtung gemessenen Eigenspannungen  $\sigma_{ES_{\parallel},St}$  liegen dagegen unter 10 %.

Neben den Ergebnissen aus der Eigenspannungsbestimmung mittels charakteristischer Röntgenstrahlung im XRD wird in Abbildung 4.12 auch das Ergebnis aus der EDDI mittels Synchrotronstrahlung dargestellt. Die Eindringtiefe der im XRD eingesetzten charakteristischen Röntgenstrahlung Cr-K $\alpha$  beträgt  $5,5 \mu m$  (bei  $2\theta = 150^\circ$ ) in Ferrit [99]. Aus diesem Grund kann im Mehrschichtverbund #CFK-MSV ein Vergleich der im XRD ermittelten Eigenspannungswerte mit den im Synchrotron mittels EDDI bestimmten Eigenspannungswerten nur in der Grenzfläche der ersten Stahlschicht (GF1) durchgeführt werden. Der Eigenspannungswert liegt mit ca.  $\sigma_{ES_{\parallel},St}^{GF1} = 107 MPa$  auf einem ähnlichen Niveau wie der im XRD ermittelte Eigenspannungswert  $\sigma_{ES_{\parallel},St} = 104 MPa$ .

Die Eigenspannungsmittelwerte der Stahlschichten im Inneren des Laminataufbaus sind jedoch höher. Sie werden in Abbildung 4.13 den mittels FEA berechneten Eigenspannungsverläufen in der MSV-Probe gegenüber gestellt. Es ist, wie bereits zuvor beschrieben, innerhalb der Stahleinzelschichten ein



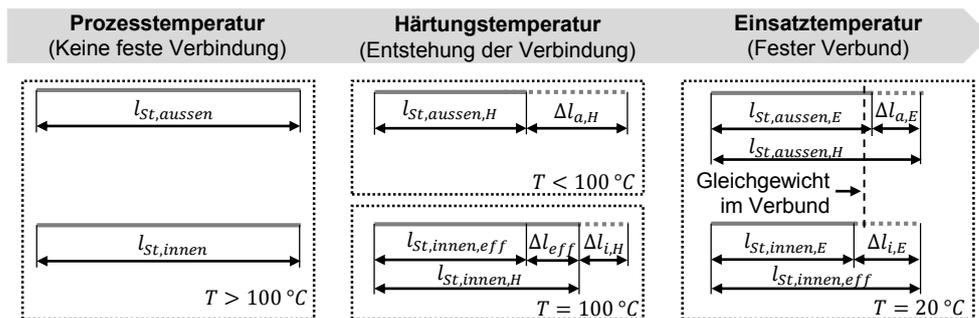
**Abbildung 4.13** – Gegenüberstellung des numerisch berechneten Eigenspannungsverlauf (FEA) und den mittels EDDI experimentell bestimmten Eigenspannungsmittelwerten in den ersten drei Stahlschichten von #CFK-MSV unter Angabe der Standardabweichung

Unterschied zwischen der Ermittlung in der Grenzfläche und bei voll eingetauchtem Messvolumen zu erkennen. Dies kann durch örtlich unterschiedliche Ausprägungen der Eigenspannungen in den Stahlblechen zurückgeführt werden, welche bei der Härtung der Stahlbleche entstehen können. Die durchgeführte Spannungsanalyse am XRD der Stahlbleche kann nur die Eigenspannungen im Bereich der Grenzfläche (Oberfläche) bestimmen.

Neben den Unterschieden innerhalb einer Stahlschicht kann auch ein Eigenspannungsprofil über die Stahleinzelschichten beobachtet werden. Die Eigenspannungsmittelwerte steigen zur Probenmitte von #CFK-MSV hin an. Dies kann u. a. durch lokale, fertigungsbedingte Unterschiede im spezifischen Laminataufbau hervorgerufen werden, welche in den Berechnungsmodellen nicht berücksichtigt sind. Ursächlich könnten zudem unterschiedliche Abkühlraten der inneren und äußeren Schichten der Probe sein.

In der modellhaften Berechnung der Eigenspannungen werden keine Unterschiede in den Abkühlraten berücksichtigt, so weist die Probe bei symmetrischem Laminataufbau den gleichen Eigenspannungswert innerhalb jeder stoffhomogenen Schicht auf. Wird eine erhöhte Abkühlrate an den äußeren Stahl-

schichten angenommen, so zeigt sich ein Einfluss auf die Dehnungsverteilung und abhängig davon auf die Eigenspannungsverteilung zwischen den einzelnen Stahlschichten. In Abbildung 4.14 wird die Auswirkung des Abkühlvorgangs in den unterschiedlichen Prozessstufen der Laminatherstellung auf die Längenänderung der freien Stahlschichten mit Hilfe von einer einfachen analytischen Darstellung skizziert. Der Einfluss des FKV wird nicht berücksichtigt. In der Prozesstemperatur liegt für alle Stahlschichten die gleiche Temperatur und Schichtlänge vor. Bei der sich anschließenden Abkühlung auf die Härtungstemperatur erreicht zunächst die äußere Stahlschicht das Temperaturniveau, bei der die stoffschlüssige Verbindung zwischen CFK und Stahl entsteht. Wenn die inneren Stahlschichten die Härtungstemperatur erreicht haben, ist die äußere Stahlschicht bereits weiter abgekühlt. Dies wird zusätzlich dadurch begünstigt, dass der GFK eine isolierende Wirkung aufweist, so dass die Temperatur in den Stahlschichten in Probenmitte langsamer abnimmt. Durch die



**Abbildung 4.14** – Betrachtung des Abkühlvorgangs im äußeren und inneren Bereich der Mehrschichtverbundprobe und den damit einhergehenden Längenänderungen an den nicht verbundenen Stahlschichten

Temperaturdifferenz zwischen der inneren und der äußeren Stahlschicht entsteht ein Längenunterschied  $\Delta l_{eff}$ . Es wird definiert, dass die Stahlschichten über die Längenbereiche  $l_{St,aussen,H}$  und  $l_{St,innen,eff}$  fest miteinander verbunden sind. Die Temperaturdifferenz zwischen Entstehung der festen Verbindung und der Einsatztemperatur beträgt für den inneren Bereich  $\Delta T = 80\text{ °C}$ . Für den äußeren Bereich ist die Abkühlung bereits weiter fortgeschritten, so dass die thermische Kontraktion der äußeren Stahlschicht  $\Delta l_{a,E}$  kleiner ist als die thermische Kontraktion der inneren Stahlschicht  $\Delta l_{i,E}$ . Bei Erreichen der Einsatztemperatur stellt sich, unter Berücksichtigung der Annahme, dass bereits ein fester Verbund vorliegt, für die Längen  $l_{St,innen,E}$  und  $l_{St,aussen,E}$  ein Gleich-

gewicht ein, vgl. Abbildung 4.14. Es entsteht eine zusätzliche Zugspannung in der inneren Stahlschicht und eine Druckspannung in der äußeren Stahlschicht. Diese Veränderung des Spannungszustands kann eine weitere Erklärung für die höheren Eigenspannungen in den inneren Stahlschichten des Mehrschichtverbunds sein.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sich die Eigenspannungen mittels der modellbasierten Berechnungsmethodiken in den Einzelschichten und in der Grenzschicht, sowohl analytisch als auch numerisch, bestimmen lassen. Aufgrund des spannungsfreien Zustands der Stahlschichten im oberflächennahen Bereich vor Konsolidierung zum Hybridverbund können die thermischen Eigenspannungen detailliert experimentell in den Stahlschichten mittels XRD untersucht werden, sodass die Berechnungsmethodik anhand von vergleichenden, experimentellen Eigenspannungsbestimmungen in den Stahlschichten mittels XRD und EDDI (GF1) erfolgreich validiert werden können. Ebenfalls wird die spannungsfreie Temperatur, welche als Grundlage für die modellbasierten Berechnungsmethodiken dient, experimentell nachgewiesen. Im Mehrschichtverbund können durch den Einsatz der hochenergetischen Synchrotronstrahlung Eigenspannungen auch in innen liegenden Stahlschichten bestimmt werden. Es zeigt sich ein leichter Anstieg der Eigenspannungswerte von den äußeren zu den inneren Stahlschichten. Dies kann u. a. auf unterschiedlich Abkühlraten in den einzelnen Bereichen zurückgeführt werden.



# Kapitel 5

## Analyse der Festigkeit im Grenzschichtbereich

Die nominale interlaminare Festigkeit unter Mode I- und II-Belastung wird mittels Schälprüfung, Edge-Shear-Test und Kurzbiegeversuch experimentell ermittelt. Es schließt sich eine detaillierte Analyse der lastinduzierten Spannungen mittels FEA an. Auf Basis der Berechnungsergebnisse werden die Einflüsse des Laminataufbaus der Prüfkörper auf die Schubspannungsverteilung im Grenzschichtbereich analysiert. Durch eine zweite FEA werden die Eigenspannungen numerisch bestimmt (vgl. Kapitel 3.5.1). Innerhalb der FEA werden die Eigenspannungen, welche als Normalspannungen in den einzelnen Schichten und als Schubspannungen im Grenzschichtbereich auftreten, charakterisiert. Es werden ausschließlich Hybridverbunde aus Stahl und GFK betrachtet.

Ziel des Kapitels ist es, die Festigkeitskennwerte des grenzschichtnahen Bereichs zur Auslegung von hybriden Laminataufbauten zu generieren. Dazu werden die experimentell ermittelten Prüfungs- und Laminataufbau-spezifischen statischen und zyklischen Festigkeiten in den Kontext der numerisch ermittelten Spannungsüberhöhungen und Eigenspannungen gestellt.

### 5.1 Beanspruchung auf Schälung

Die Rissöffnung unter Mode I-Belastung wird an einem DCB charakterisiert. Die Belastung greift dabei senkrecht zum Rissfortschritt an. Die Schälprüfung ist in Kapitel 3.3.3 dargestellt.

### 5.1.1 Laminataufbau der Prüfkörper

Der generelle Aufbau eines DCB-Prüfkörpers ist in Abbildung 3.11 dargestellt. Die äußeren Abmessungen aller Prüfkörper für die DCB-Prüfung sind die Breite  $b_{DCB} = 25 \text{ mm}$  und Länge die  $l_{DCB} = 150 \text{ mm}$  (Krafteinleitung am freien Ende des Prüfkörpers). Die initiale Risslänge  $a_0$  beträgt  $50 \text{ mm}$ . Die Laminataufbauten der Prüfkörper sind in Abbildung 5.1 dargestellt. Die Referenz

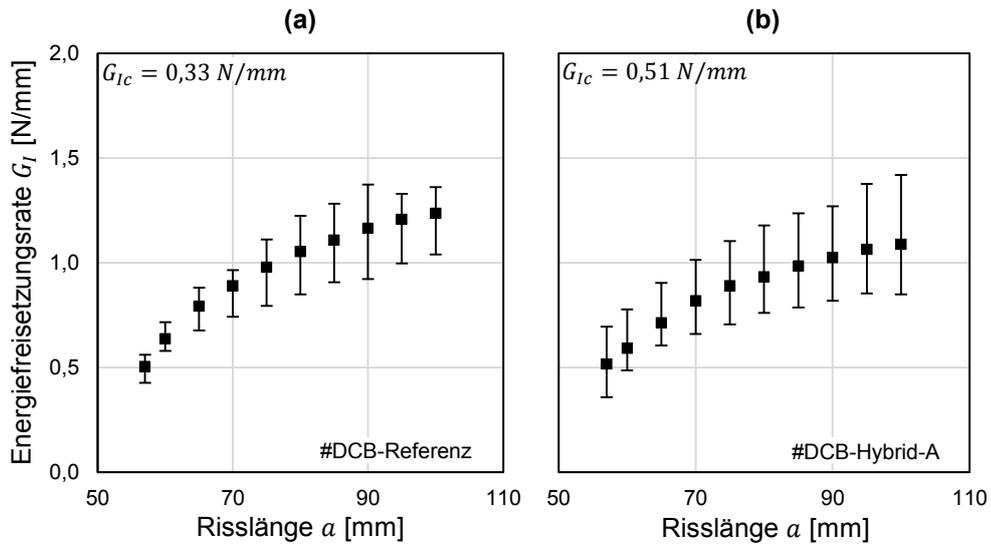
#DCB-Referenz			#DCB-Hybrid-A			#DCB-Hybrid-B		
								
Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]	Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]	Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]
GFK	2,50	3,8	GFK	3,00	4,5	GFK	2,50	3,8
GFK	2,50	3,8	Stahl	1,76	-	Stahl	2,50	-

**Abbildung 5.1** – Laminataufbauten der Prüfkörper für den Schälversuch

#DCB-Referenz besteht aus zwei GFK-Schichten mit einer Dicke von  $2,5 \text{ mm}$ . Die hybriden Laminataufbauten #DCB-Hybrid-A und -B bestehen nur zur Hälfte aus unidirektionalen GFK mit einer Schichtdicke von  $3,0 \text{ mm}$  bzw.  $2,5 \text{ mm}$ . Die Gegenseite besteht aus einer Stahlschicht der Dicke  $1,76 \text{ mm}$  bzw.  $2,5 \text{ mm}$ .

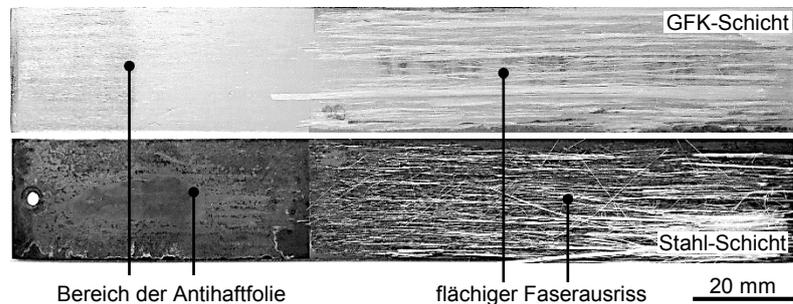
### 5.1.2 Experimentell ermittelte Schälfestigkeit

Die Kurven der Energiefreisetzungsrate  $G_I$  für #DCB-Referenz und #DCB-Hybrid-A sind zusammen mit ihren Werten für die Risszähigkeit  $G_{Ic}$  bei Raumtemperatur in Abbildung 5.2 dargestellt, für den Laminataufbau #DCB-Hybrid-B wird aufgrund der ungleichmäßigen Rissaufweitung ( $EI_{FKV} \neq EI_{St}$ ) der beiden Kragarme keine experimentelle Risszähigkeit ermittelt. Es zeigt sich, dass die Risszähigkeit für #DCB-Referenz mit  $G_{Ic} = 0,33 \text{ N/mm}$  geringer ist, als die von #DCB-Hybrid-A mit  $G_{Ic} = 0,51 \text{ N/mm}$ . Der Verlauf der Energiefreisetzungscurve zeigt für beide Laminataufbauten eine Verfestigung, welche auf den *Fiber-Bridging-Effect* zurückzuführen ist. Dies ist für den hybriden Laminataufbau #DCB-Hybrid-A ein Indiz für eine gute stoffschlüssige Verbindung zwischen Stahl und GFK. Auch in den Bruchbildern (vgl. Abbildung 5.3) ist das kohäsive Versagen der GFK-Schicht durch Faseranhaftungen auf der Stahlschicht sichtbar. Ein Indiz für die größere Streuung der Ergebnisse



**Abbildung 5.2** – Experimentell ermittelte Energiefreisetzungsraten und Risszähigkeit  $G_{Ic}$  durch die Methode der ersten Nichtlinearität (NL) nach ASTM D 5528-01 [79] für (a) #DCB-Referenz und (b) #DCB-Hybrid-A

von #DCB-Hybrid-A stellt der Rissfortschritt zwischen den untersuchten Prüfkörpern dar. Im stoffhomogenen Prüfkörper #DCB-Referenz wird der Anriss gezielt zwischen den GFK-Schichten initiiert. Bei den hybriden Laminatauf-



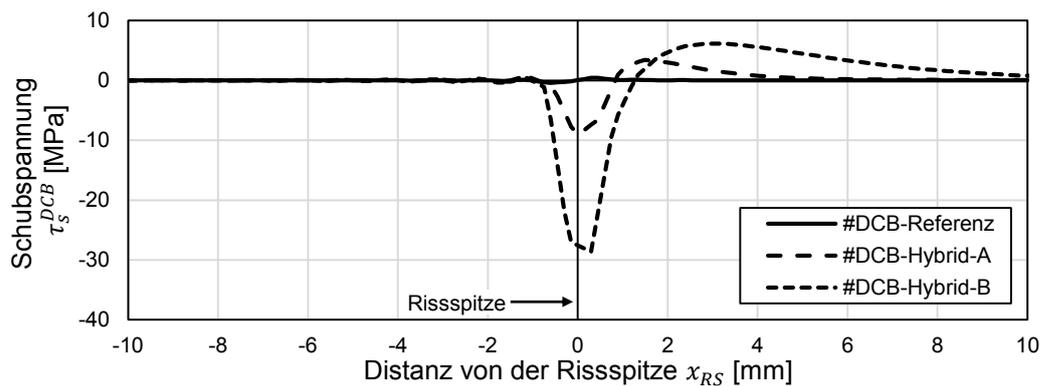
**Abbildung 5.3** – Aufsicht auf die interlaminaren Bruchflächen zwischen GFK- und Stahl-schicht für #DCB-Hybrid-A

bauten dagegen wird der Riss zwischen Stahl und GFK erzeugt. Nach einem initialen Risswachstum zwischen diesen Schichten, verlagert sich die Schällebene in die GFK-Schicht und es kommt zu Zwischenfaserbrüchen.

### 5.1.3 Lokale Spannungsanalyse im Laminataufbau

In der Grenzschicht zwischen den beiden Kragbalken können im Schälversuch Schubspannungen, die in Faserrichtung wirken, auftreten. Diese entstehen,

wenn die Oberflächendehnung der beiden Balken im Bereich der Rissfront unter Biegebeanspruchung unterschiedlich groß ausgeprägt ist. Die dadurch resultierende Verschiebung ruft schließlich aufgrund der Randbedingungen eine Schubbeanspruchung in der Rissfront der Grenzschicht hervor (vgl. Kapitel 3.3.3). Im Laminataufbau #DCB-Hybrid-B besitzen GFK- und Stahlschicht die gleiche Dicke (vgl. Abbildung 5.1), sodass weder die Bedingung nach *Ouyang* noch die der gleichen Biegesteifigkeit erfüllt sind. Die Laminataufbauten #DCB-Referenz und #DCB-Hybrid-A erfüllen dagegen die Bedingung der gleichen Biegesteifigkeit. #DCB-Referenz erfüllt zusätzlich auch die Bedingung nach *Ouyang*. Für alle drei Laminataufbauten wird eine FE-Simulation durchgeführt und die Schubspannungen an der Rissfront bei einer Rissaufweitung  $\delta = 8 \text{ mm}$  berechnet, die resultierende Kraft beträgt für beide hybride Laminataufbauten ca.  $80 \text{ N}$  und die aktuelle Risslänge liegt zwischen  $69$  und  $70 \text{ mm}$ . In Abbildung 5.4 sind die Schubbeanspruchungen in der Grenzschicht im Bereich der Rissfront dargestellt. Die Schubspannungen von #DCB-Referenz sind durch das



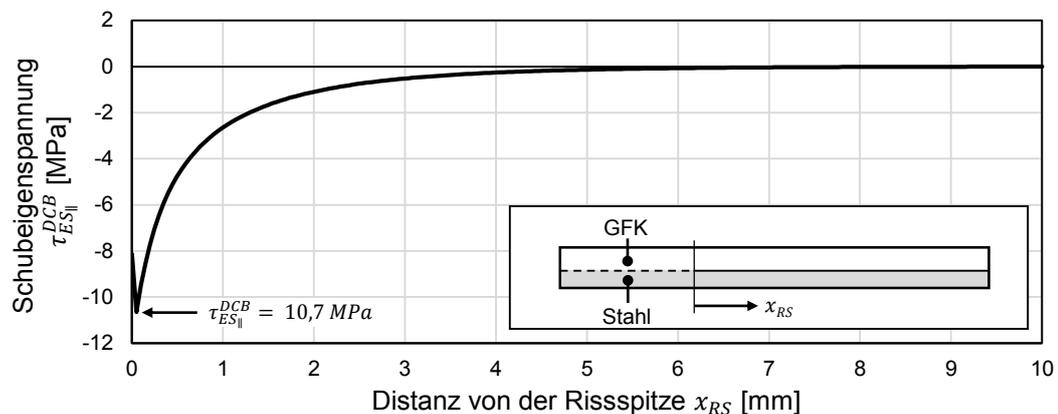
**Abbildung 5.4** – Schubspannungsverteilung in der Rissfront für unterschiedliche Laminataufbauten der Prüfkörper ermittelt durch eine FEA

symmetrische Verhalten der beiden identisch aufgebauten Balken mit Werten nahe Null zu vernachlässigen. Aufgrund der unterschiedlichen Elastizitätsmoduln von GFK und Stahl bei gleicher Schichtdicke in #DCB-Hybrid-B findet weder eine symmetrische Durchbiegung der Balken noch eine gleiche Dehnung an deren Oberflächen statt. Die dadurch induzierten Schubspannungen  $\tau_s^{DCB}$  in der Risspitze betragen  $-28 \text{ MPa}$ . Der Laminataufbau von #DCB-Hybrid-A besitzt aufgrund der angepassten Schichtdicken eine identische Biegesteifigkeit in beiden Balken und entspricht somit annähernd der Bedingung nach *Ouyang*, erfüllt diese aber noch nicht vollständig. Die Schubspannungen  $\tau_s^{DCB}$  betragen

in der Rissspitze  $-8 \text{ MPa}$ . Es zeigt sich, dass die vorhandenen Schubspannungen im Bereich der Rissfront auch bei nicht vollständiger Erfüllung der Bedingung nach *Ouyang* deutlich gesenkt werden können.

#### 5.1.4 Einfluss der Eigenspannungen

Neben den lastinduzierten Schubspannungen, welche durch die äußere Belastung in Kombination mit dem Laminataufbau hervorgerufen werden (vgl. Abbildung 5.4), entstehen Schubeigenspannungen im Bereich der Grenzschicht am Rand der Prüfkörper (vgl. Kapitel 4.2.2). Die Ergebnisse für die thermischen Schubeigenspannungen von #DCB-Hybrid-A sind in Abbildung 5.5 dargestellt, sie werden mittels FEA bestimmt. Da die Prüfkörper nicht adhären



**Abbildung 5.5** – Verlauf der Schubeigenspannung im Bereich der Rissspitze des DCB-Prüfkörpers #DCB-Hybrid-A ermittelt durch eine FEA

siv in der Grenzschicht versagen, werden die Schubeigenspannungen in einem Abstand von  $25 \mu\text{m}$ , dass entspricht in etwa dem maximalen, einfachen Durchmesser einer Glasfaser, lotrecht zur Grenzschicht ausgewertet. Dort tritt kurz nach der Rissinitiierung das kohäsive Versagen auf, vgl. Abbildung 5.3. Wie es aufgrund von den bereits durchgeführten Analysen zu erwarten ist, sind die Eigenspannungen im Laminatende, hier die Rissspitze des Anfangsris im DCB, mit  $\tau_{ES||}^{DCB} = 10,7 \text{ MPa}$  am höchsten und fallen innerhalb von  $6 \text{ mm}$  ausgehend von der Rissspitze auf Null ab. Die Rissspitze stellt das künstlich erzeugte Probenende dar. Das Maximum der Schubeigenspannung befindet sich etwas zur Rissspitze versetzt, da es mit dem lotrechten Offset zur Grenzschicht ausgewertet wird. Die Schubspannungen durch die nicht symmetrische

Verformung der Oberflächen überlagern sich mit den Schubeigen-  
spannungen in der Risspitze und führen zu einem multiaxialen Spannungszustand, sodass  
bei #DCB-Hybrid-A keine reine Mode I-Beanspruchung vorliegt. Es tritt eine  
Vermischung von Mode I- und Mode II-Beanspruchung auf. Die Schubeigen-  
spannungen in der Grenzschicht am Ende des Prüfkörpers wird nicht berück-  
sichtigt, da hier keine Überlagerung mit der Rissöffnung nach Mode I vorliegt.  
Die durchgeführte Analyse zeigt, dass trotz Mix-Mode-Beanspruchung in den  
hybriden Prüfkörpern eine höhere Risszähigkeit  $G_{Ic}$  nachgewiesen werden kann  
und auch die Kurve der Energiefreisetzungsrates vergleichbare Werte zur GFK-  
Referenz aufweist, vgl. Abbildung 5.2. Insbesondere die Verlagerung des Riss-  
fortschritts des hybriden Laminataufbaus aus der Grenzschicht in die stoffho-  
mogene GFK-Schicht deutet auf eine gute Adhäsion zwischen Stahl und GFK  
hin, so dass keine gesonderte Berücksichtigung der Mode I-Beanspruchung für  
die Grenzschicht im vorliegenden Hybridverbund durchgeführt werden muss.

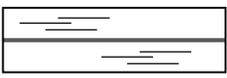
## 5.2 Beanspruchung auf Schub

Neben der Schälfestigkeit spiegelt insbesondere die Schubfestigkeit die Ge-  
samtfestigkeit eines Laminats wieder. Bei Hybridlaminaten ist der Einfluss  
als signifikant anzunehmen, da hier die Grenzschicht eine Schwachstelle dar-  
stellen kann. Die Grenzschicht bzw. der grenzschichtnahe Bereich zwischen  
den verschiedenen Materialien in den vorliegenden Hybridverbunden wird mit  
zwei Prüfverfahren charakterisiert: Dem Kurzbiegeversuch zur Ermittlung der  
scheinbaren interlaminaren Schubfestigkeit (vgl. Kapitel 3.3.4) und dem Edge-  
Shear-Test nach *Weidenmann* [18, 91] (vgl. Kapitel 3.3.5).

### 5.2.1 Laminataufbau der Prüfkörper

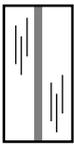
Die Schubfestigkeit wird im Kurzbiegeversuch an einem kurzen Biegebalken  
ermittelt. Es werden zwei unterschiedliche Laminataufbauten hergestellt: Die  
Referenz #ILSS-Referenz und ein hybrider Laminataufbau #ILSS-Hybrid, der  
aus zwei außenliegenden GFK-Schichten und einer mittleren Stahlschicht auf-  
gebaut ist. Die beiden Prüfkörper besitzen die Länge  $l_{ILSS} = 30 \text{ mm}$ , die

Breite  $b_{ILSS} = 25 \text{ mm}$  und die Dicke  $t_{ILSS} = 5 \text{ mm}$ . der Laminataufbau ist in Abbildung 5.6 dargestellt.

#ILSS-Referenz			#ILSS-Hybrid		
					
Laminat-aufbau	Schicht-dicke [mm]	Prepreg-lagen [-]	Laminat-aufbau	Schicht-dicke [mm]	Prepreg-lagen [-]
GFK	5,00	7,5	GFK	2,35	3,5
			Stahl	0,30	-
			GFK	2,35	3,5

**Abbildung 5.6** – Laminataufbau der Prüfkörper für den Kurzbiegeversuch

Für den EST werden neben dem stoffhomogenen Lamiantaufbau #EST-Referenz zwei Varianten eines hybriden Laminataufbaus geprüft. Der Prüfkörper #EST-Hybrid-A ist aus zwei außenliegenden GFK-Schichten und einer mittleren Stahlschicht aufgebaut. Der Prüfkörper #EST-Hybrid-B besitzt einen inversen Aufbau und besteht aus zwei Stahlschichten und einer mittleren GFK-Schicht. Die Höhe aller Prüfkörper beträgt  $h_{EST} = 10 \text{ mm}$ , die Breite  $b_{EST} = 25 \text{ mm}$  und die Dicke  $t_{EST} = 5 \text{ mm}$ . Die Laminataufbauten sind in Abbildung 5.7 dargestellt. Bei dem Laminataufbau von #EST-Hybrid-A wirken

#EST-Referenz			#EST-Hybrid-A			#EST-Hybrid-B		
								
Laminat-aufbau	Schicht-dicke [mm]	Prepreg-lagen [-]	Laminat-aufbau	Schicht-dicke [mm]	Prepreg-lagen [-]	Laminat-aufbau	Schicht-dicke [mm]	Prepreg-lagen [-]
GFK	5,00	7,5	GFK	2,35	3,5	Stahl	1,76	-
			Stahl	0,30	-	GFK	1,48	2,2
			GFK	2,35	3,5	Stahl	1,76	-

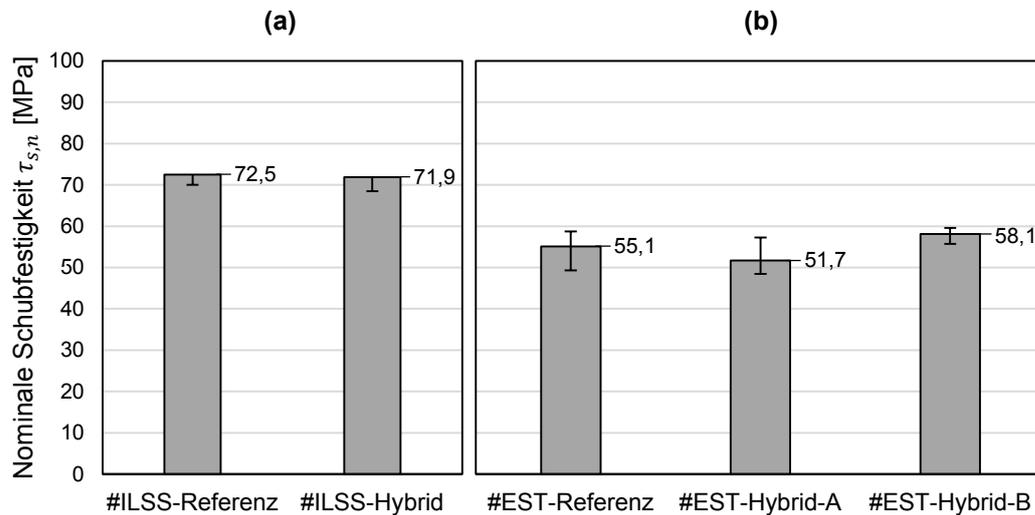
**Abbildung 5.7** – Laminataufbau der Prüfkörper für den EST

die Schneidplatten direkt auf den GFK. Bei dem Laminataufbau von #EST-Hybrid-B stehen die Schneidplatten im Gegensatz zu #EST-Hybrid-A nicht mit dem GFK in direktem Kontakt, sondern wirken zunächst auf die Stahlschicht ein.

## 5.2.2 Experimentell ermittelte Schubfestigkeit

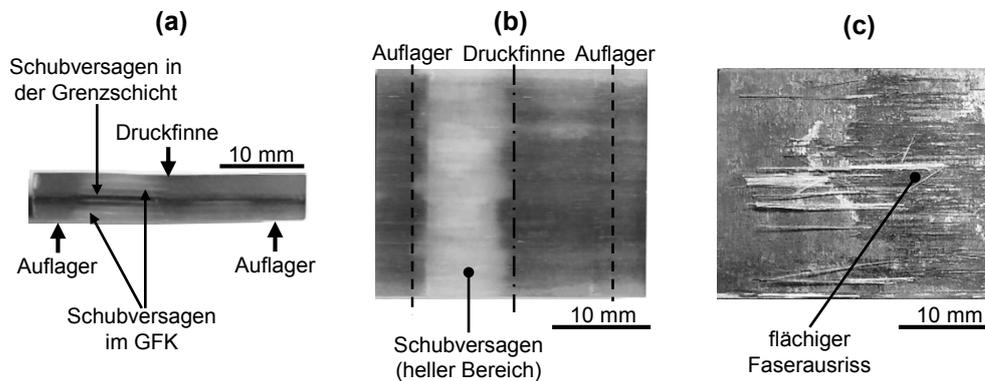
### Statische Schubfestigkeit

Die im Kurzbiegeversuch und EST-Prüfung ermittelten statischen, nominalen Schubfestigkeiten sind in Abbildung 5.8 dargestellt. Im Kurzbiegeversuch ist



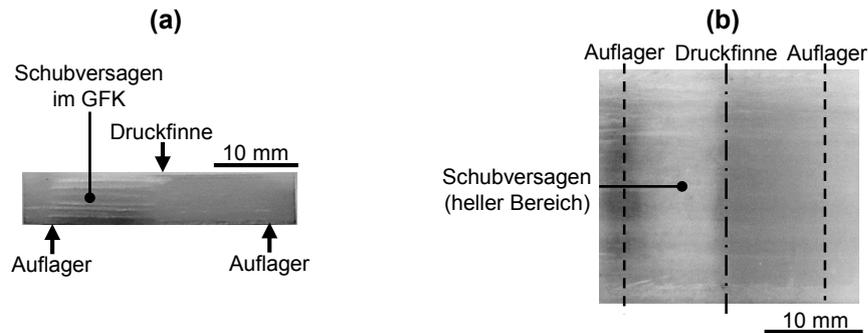
**Abbildung 5.8** – Nominale Schubfestigkeiten für unterschiedliche Laminataufbauten (a) Kurzbiegeversuch nach Gleichung 3.14 und (b) Edge-Shear-Test nach Gleichung 3.15

für #ILSS-Hybrid unter Raumtemperatur eine ähnlich hohe nominale Schubfestigkeit  $\tau_{s,n}^{ILSS} = 71,9 \text{ MPa}$  wie bei #ILSS-Referenz  $\tau_{s,n}^{ILSS} = 72,5 \text{ MPa}$  ermittelbar. Das Bruchbild der Prüfkörper ist komplex, da zwischen jeder Schicht Delaminationen entstehen können, vgl. Abbildung 5.9. Durch eine fraktografische Analyse kann festgestellt werden, dass einige hybride Laminataufbauten



**Abbildung 5.9** – Prüfkörper #ILSS-Hybrid nach Durchführung des Kurzbiegeversuch für den statischen Lastfall (a) Seitenansicht, (b) Aufsicht Oberseite und (c) Aufsicht Schubebene in der Grenzschicht mit Mischversagen

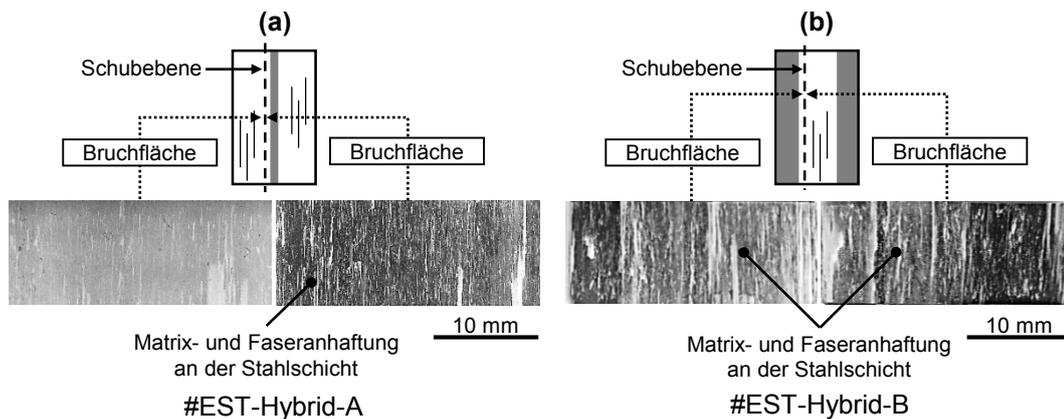
innerhalb eines Prüfkörpers sowohl ein rein kohäsives Versagen in den GFK-Schichten und ein Mischversagen (kohäsives und adhäsives Versagen) im Bereich der Grenzschicht aufweisen. Dies deutet darauf hin, dass die Schädigung in GFK- und Grenzschicht innerhalb eines Prüfkörpers bei einem vergleichbaren Lastniveau auftreten. Die Prüfkörper #ILSS-Referenz zeigen die gleichen Schädigungsbilder auf (vgl. Abbildung 5.10), wie sie in den hybriden Prüfkörper



**Abbildung 5.10** – Referenzprüfkörper #ILSS-Referenz nach Durchführung des Kurzbiegeversuches für den statischen Lastfall (a) Seitenansicht und (b) Aufsicht Oberseite

pern #ILSS-Hybrid innerhalb der GFK-Schicht auftreten, wodurch das ähnliche Festigkeitsniveau erklärt werden kann.

Für alle im EST betrachteten hybriden Laminataufbauten zeigt sich ein vollständig kohäsives Versagen im GFK, vgl. Abbildung 5.11. Der Laminataufbau

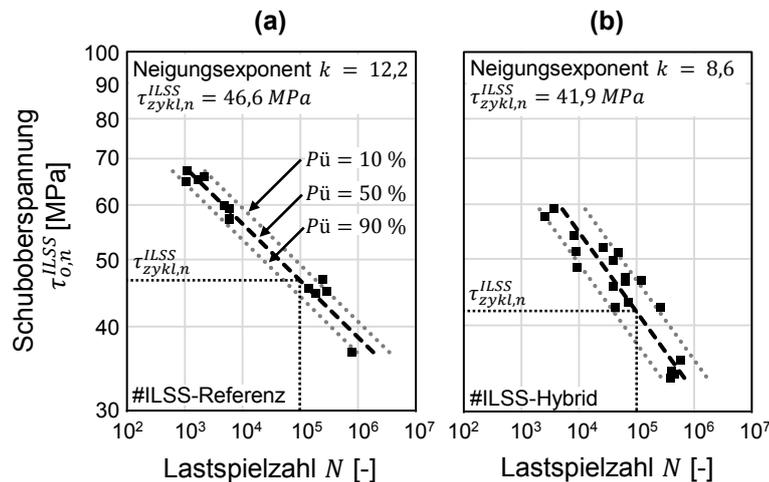


**Abbildung 5.11** – Bruchbilder der hybriden Prüfkörper im EST für den statischen Lastfall (a) #EST-Hybrid-A und (b) #EST-Hybrid-B

#EST-Referenz zeigt eine nominale Schubfestigkeit von  $\tau_{s,n}^{EST} = 55,1 \text{ MPa}$ , #EST-Hybrid-A von  $\tau_{s,n}^{EST} = 51,7 \text{ MPa}$  und #EST-Hybrid-B von  $\tau_{s,n}^{EST} = 58,1 \text{ MPa}$ .

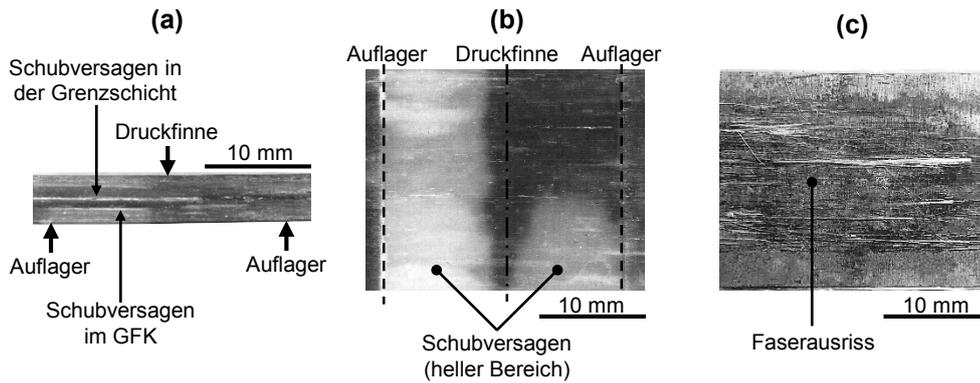
## Zyklische Schubfestigkeit

Die Spannungs-Lastspielzahl-Kurven für den ILSS-Versuch sind in Abbildung 5.12 dargestellt. Es werden jeweils die Überlebenswahrscheinlichkeiten für  $P\ddot{u} = 10\%$ ,  $P\ddot{u} = 50\%$  und  $P\ddot{u} = 90\%$  in Anlehnung an DIN 50100 [102] und Haibach [103] ermittelt. Die Hüllkurven der Festigkeitsverteilungen zeigen für



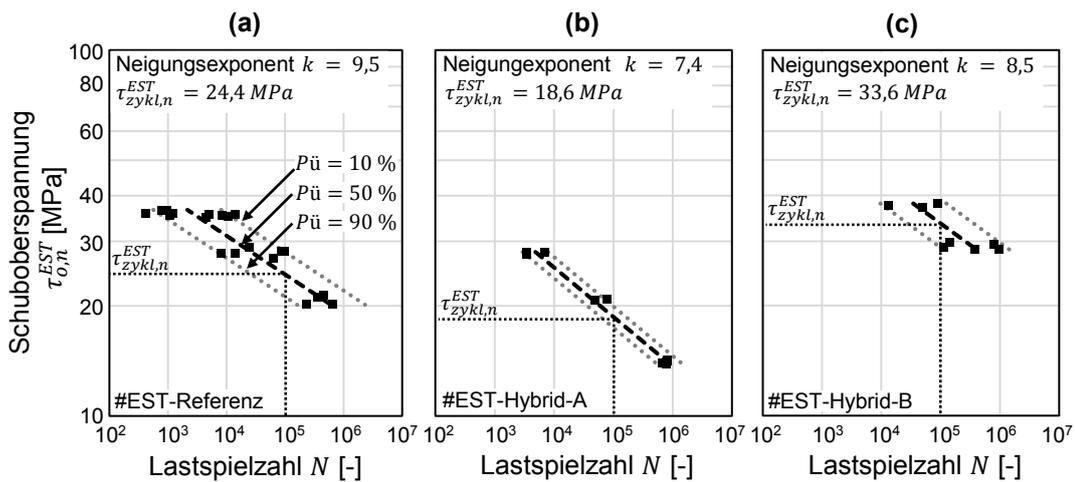
**Abbildung 5.12** – Spannungs-Lastspielzahl-Kurve mit Darstellung der nominalen Ober-  
spannung im Kurzbiegeversuch für die Laminataufbauten (a) #ILSS-Referenz und (b)  
#ILSS-Hybrid bei einem nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,1$

alle Laminataufbauten einen Wöhlerkurven-artigen Verlauf. Der Neigungsexponent der resultierenden Spannungs-Lastspielzahl-Kurve des Laminataufbaus #ILSS-Hybrid liegt bei  $k = 8,6$  und ist damit ca. 30 % niedriger als für #ILSS-Referenz. Die zyklische, nominale Schubfestigkeit von #ILSS-Hybrid, bei einer Referenzlastspielzahl von  $10^5$  Lastspielen, ist mit  $\tau_{zykl,n}^{ILSS} = 41,9 \text{ MPa}$  ca. 10 % niedriger als die von #ILSS-Referenz  $\tau_{zykl,n}^{ILSS} = 46,6 \text{ MPa}$ . In Abbildung 5.13 ist ein Bruchbild eines Laminataufbaus des Kurzbiegeversuchs beispielhaft gezeigt. Es liegt überwiegend Mischversagen vor: Sowohl in der stoffhomogenen GFK-Schicht des Prüfkörpers (kohäsiv) als auch in der Grenzschicht zwischen GFK und Stahlschicht (adhäsiv) sind Delaminationen sichtbar. Außerdem zeigt die Draufsicht auf die Schubebene in der Grenzschicht ein Mischversagen mit anteiligem Faserausriss, vgl. Abbildung 5.13 (c). Eine detaillierte Quantifizierung des Mischversagens, beispielsweise über den Flächenanteil, ist für diese Prüfung dennoch nicht möglich, da die Delaminationen parallel an unterschiedlichen Stellen im stoffhomogenen GFK und in der Grenzschicht auftreten, vgl. Abbildung 5.13 (a).



**Abbildung 5.13** – Hybrider Prüfkörper #LSS-Hybrid nach Durchführung des Kurzbiegeversuchs für den zyklischen Lastfall (a) Seitenansicht, (b) Aufsicht Oberseite und (c) Aufsicht Schubebene in der Grenzschicht mit Mischversagen

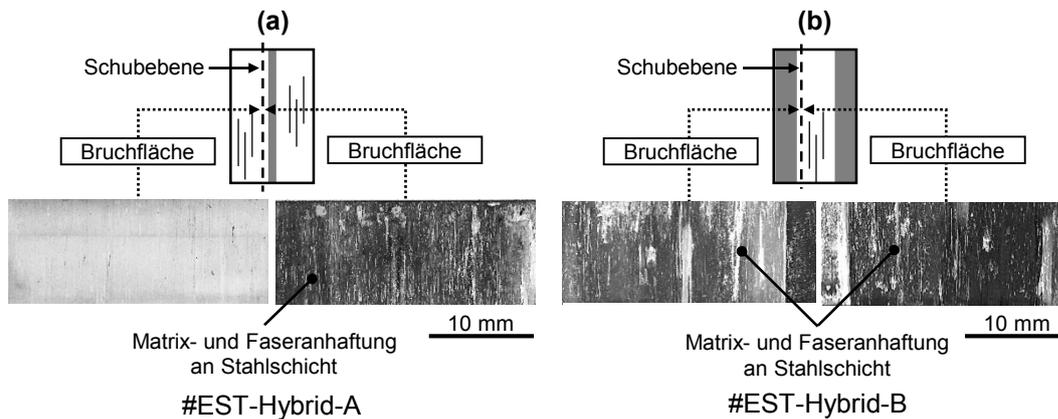
Wie auch bei den statischen Versuchen ist die als Nominalspannung ermittelte zyklische Schubfestigkeit beim EST gegenüber den zyklischen Schubfestigkeiten im Kurzbiegeversuch deutlich reduziert, vgl. Abbildung 5.14. Die



**Abbildung 5.14** – Spannungs-Lastspielzahl-Kurve mit Darstellung der nominalen Oberspannung im Edge-Shear-Test für die Laminataufbauten (a) #EST-Referenz, (b) #EST-Hybrid-A und (c) #EST-Hybrid-B bei einem nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,1$

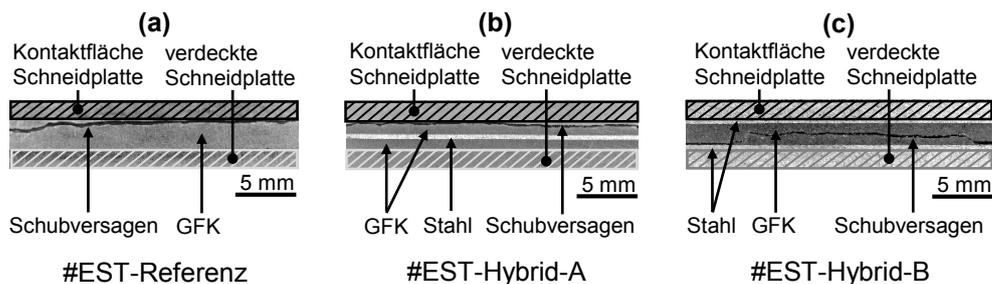
ermittelte zyklische Festigkeit ist über die Lastspielzahl für die Überlebenswahrscheinlichkeiten  $P_{\ddot{u}} = 10\%$ ,  $P_{\ddot{u}} = 50\%$  und  $P_{\ddot{u}} = 90\%$  aufgetragen. Für den Laminataufbau #EST-Referenz wird bei der Referenzlastspielzahl  $N = 10^5$  eine zyklische Festigkeit  $\tau_{zykl,n}^{EST} = 24,4\text{ MPa}$  erreicht, der Neigungsexponent  $k$  beträgt 9,5. Es fällt auf, dass die Streuung der Messwerte bei #EST-Hybrid-A im Vergleich zu #EST-Referenz geringer ist. Die Spannungswerte für #EST-Hybrid-A sind mit  $\tau_{zykl,n}^{EST} = 18,6\text{ MPa}$  ca. 25 % kleiner als die Span-

nungswerte von #EST-Referenz. Obwohl bei den Laminataufbauten #EST-Hybrid-A die Festigkeit im Vergleich zur Referenz stark reduziert ist, weisen sie fast ausschließlich Versagen in der GFK-Schicht (kohäsiv) auf, vgl. Abbildung 5.15. Die zyklische Festigkeit für den Laminataufbau #EST-Hybrid-B ist mit  $\tau_{zykl,n}^{EST} = 33,6 \text{ MPa}$  ca. 40 % größer als die zyklischen Festigkeiten für



**Abbildung 5.15** – Bruchbilder der hybriden Prüfkörper im EST für den zyklischen Lastfall (a) #EST-Hybrid-A und (b) #EST-Hybrid-B

die Laminataufbauten #EST-Hybrid-A und #EST-Referenz. Betrachtet man zusätzlich zu den Bruchflächen aus Abbildung 5.15 die Position der Schubebene, so zeigt sich in den Prüfkörpern #EST-Referenz und #EST-Hybrid-A eine Initiierung des Schubversagens in unmittelbarer Nähe am Rand der Kontaktfläche des GFKs zur Schneidplatte, vgl. Abbildung 5.16. Für den Prüfkörper



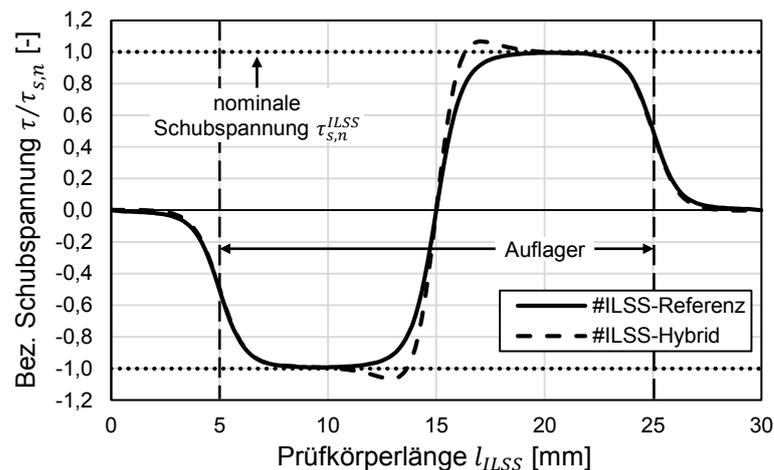
**Abbildung 5.16** – Verlauf des Schubversagens in den Prüfkörpern des ESTs in Bezug zur Kontaktfläche der Schneidplatten; Aufsicht für (a) #EST-Referenz, (b) #EST-Hybrid-A und (c) #EST-Hybrid-B

#DCB-Hybrid-B sind die Kontaktflächen der Schneidplatten vollständig auf den Stahlschichten aufliegend. Das Schubversagen setzt aber ebenso wie bei #EST-Referenz und #EST-Hybrid-A vollständig in der GFK-Schicht ein.

### 5.2.3 Lokale Spannungsanalyse im Laminataufbau

Zur detaillierten Spannungsanalyse und Detektion von möglichen Spannungsüberhöhungen der lastinduzierten Beanspruchungen wird eine zweidimensionale FEA durchgeführt. Die Abweichung zwischen dem maximalen Spannungswert aus der FEA und der nominalen Spannung aus der analytischen Berechnung zur Auswertung der experimentellen Prüfungen wird durch die Spannungsüberhöhung  $\alpha_k$  charakterisiert.

Die nominalen Schubfestigkeiten werden für den Kurzbiegeversuch aus den Kräften bei dem ersten Auftreten von Schubversagen (vgl. Kapitel 3.3.4) der durchgeführten Prüfungen unter Berücksichtigung des parabolischen Spannungsverlaufs berechnet. Das Ergebnis des Schubspannungsverlaufs aus der FEA für den Kurzbiegeversuch ist in Abbildung 5.17 dargestellt. Die für #ILSS-

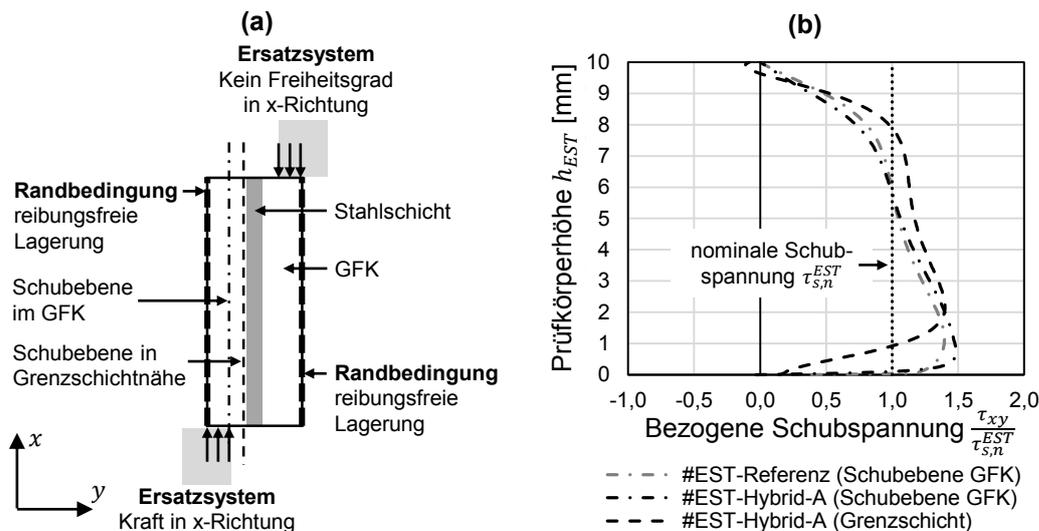


**Abbildung 5.17** – Spannungsverteilung in den Laminataufbauten des Kurzbiegeversuchs

Referenz berechneten Werte sind nahezu deckungsgleich mit der nominalen Schubspannung aus der Versuchsauswertung. Auch #ILSS-Hybrid zeigt einen Schubspannungsverlauf in der Grenzschicht, der nah an der nominalen Schubspannung liegt. Lediglich im Bereich der mittigen Krafteinleitung findet eine lokale Spannungsüberhöhung mit einem Faktor von  $\alpha_k = 1,07$  statt. Die Spannungsüberhöhung verringert insbesondere bei den zyklischen Prüfungen die Festigkeit, vgl. Abbildung 5.12.

Die im EST ermittelten Abweichungen der nominalen statischen und zyklischen Schubfestigkeiten zwischen den hybriden Prüfkörpern sind nicht direkt

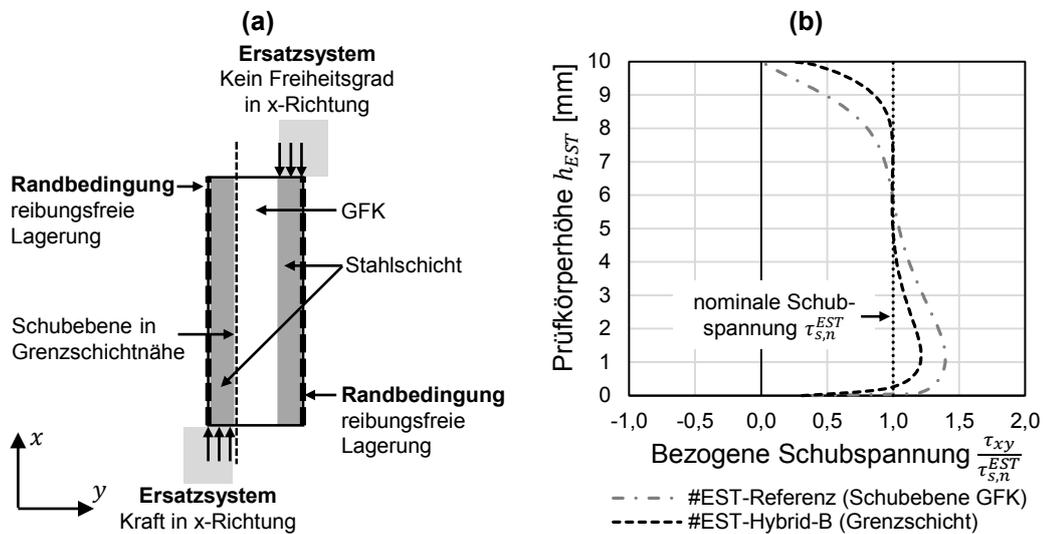
mit den fraktografischen Analysen (vgl. Abbildung 5.11 und 5.15) nachvollziehbar. Der Laminataufbau #EST-Hybrid-A weist im Vergleich mit #EST-Hybrid-B eine geringere Schubfestigkeit auf, jedoch zeigt die fraktografische Analyse für beide Laminataufbauten ein kohäsives Versagen in der GFK-Schicht. Um diese Widersprüchlichkeit nachvollziehen zu können, wird ebenfalls eine detaillierte Spannungsanalyse basierend auf einem zweidimensionalen FE-Modell an den betrachteten Laminataufbauten durchgeführt. In Abbildung 5.18 (b) ist der Spannungsverlauf in dem Laminataufbau #EST-Hybrid-A in



**Abbildung 5.18** – Spannungsverteilung im Laminataufbau #EST-Hybrid-A im EST (a) 2D-FE-Modell und (b) Schubspannungsverteilung

der Schnittebene im GFK ausgehend von der Kontaktzone zur Schneidplatte sowie in der Grenzschicht zwischen GFK- und Stahlschicht dargestellt. Es zeigt sich für beide Auswertungspositionen jeweils ein nicht konstanter Spannungsverlauf. Die maximale Schubspannung liegt in der GFK-Schicht im Bereich der Krafteinleitung. Sie weist eine Spannungsüberhöhung  $\alpha_k = 1,48$  auf und ist um 6,7 % höher, als im Bereich der Grenzschicht. Die Spannungsüberhöhung in der Schubebene im GFK von #EST-Hybrid-A ist um 7,4 % größer, als die Spannungsüberhöhung in der Schubebene von #EST-Referenz mit  $\alpha_k = 1,40$ . Der Laminataufbau #EST-Hybrid-B besitzt den Vorteil, dass kein direkter Kontakt zwischen Schneidplatte und GFK-Schicht vorliegt. Dadurch kann die Schubebene nicht mit dem Kontakt zur Schneidplatte zusammenfallen, da die Beanspruchung flächig über die Stahlschichten in den Verbund eingeleitet werden. Der Prüfkörper wird im Grenzschichtbereich am stärksten beansprucht.

Die Spannungsanalyse von #EST-Hybrid-B ist in Abbildung 5.19 dargestellt. Die dort vorliegende Schubspannung zeigt für #EST-Hybrid-B einen weniger



**Abbildung 5.19** – Spannungsverteilung im Laminataufbau #EST-Hybrid-B im EST (a) 2D-FE-Modell und (b) Schubspannungsverteilung

überhöhten Verlauf auf. Die maximale Abweichung zur nominalen Schubspannung ist mit einem Faktor von maximal  $\alpha_k = 1,21$  gegenüber dem Laminataufbau #EST-Hybrid-A signifikant geringer.

In Tabelle 5.1 sind die nominalen Schubspannungen aus den Prüfungen und die maximalen Schubspannungen aus der FEA für die statischen und zyklischen Lastfälle zusammenfassend dargestellt. Es zeigt sich, dass bei Berücksichtigung

**Tabelle 5.1** – Gegenüberstellung der nominalen Spannungen aus der analytischen Auswertung der experimentellen Prüfungen und der maximalen Spannungen aus der FEA für den statischen und zyklischen Lastfall unter Angabe der Spannungsüberhöhung

Laminataufbau	Spannungsüberhöhung $\alpha_k$ [-]	Statische Festigkeit		Zyklische Festigkeit	
		nominal $\tau_{s,n}$ [MPa]	maximal $\tau_{s,max}$ [MPa]	nominal $\tau_{zykl,n}$ [MPa]	maximal $\tau_{zykl,max}$ [MPa]
#ILSS-Referenz	1,00	72,5	72,5	46,6	46,6
#ILSS-Hybrid	1,07	71,9	76,9	41,9	44,8
#EST-Referenz	1,40	55,1	77,1	24,4	34,2
#EST-Hybrid-A	1,48	51,7	76,5	18,6	27,5
#EST-Hybrid-B	1,21	58,1	70,5	33,6	40,7

sichtigung der Spannungsüberhöhungen die Ergebnisse der beiden Laminataufbauten aus stoffhomogenem GFK #ILSS-Referenz  $\tau_{s,max}^{ILSS} = 72,5 \text{ MPa}$

und #EST-Referenz  $\tau_{s,max}^{EST} = 77,1 \text{ MPa}$  einen ähnlichen Spannungswert aufweisen. Die unterschiedlichen Schubspannungen der zyklischen Prüfungen bei einer Referenzlastspielzahl  $N = 10^5$  nähern sich unter Berücksichtigung der Spannungsüberhöhungen ebenfalls an. Die Abweichung zwischen dem Laminataufbau #EST-Hybrid-B mit  $\tau_{zykl,max}^{EST} = 40,7 \text{ MPa}$  und #ILSS-Hybrid mit  $\tau_{zykl,max}^{ILSS} = 44,8 \text{ MPa}$  wird auf 9 % verringert.

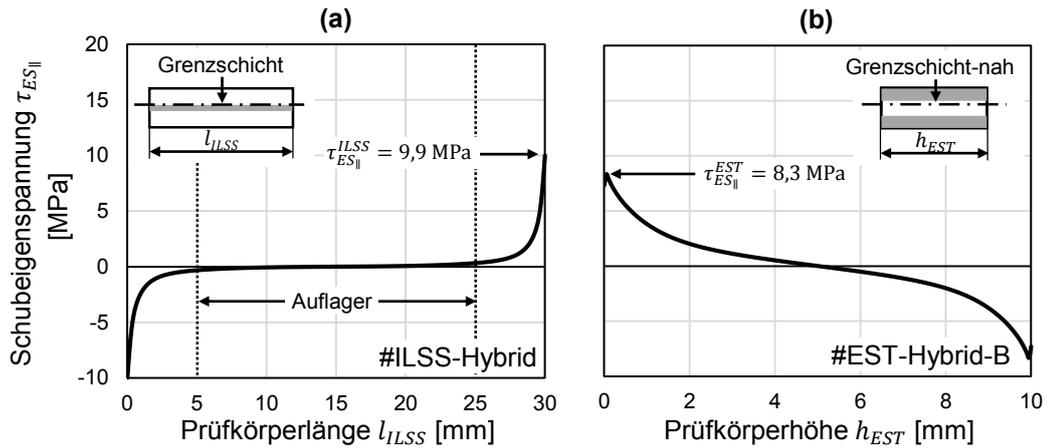
## 5.2.4 Einfluss der Eigenspannungen

Um den Einfluss der Eigenspannungen auf die Schubfestigkeit zu ermitteln, wird zunächst der Eigenspannungszustand in den Laminataufbauten #ILSS-Hybrid und #EST-Hybrid-B durch den Einsatz der FEA ermittelt. Die Eigenspannungen in den Einzelschichten sind in Tabelle 5.2 dargestellt. Die Schub-

**Tabelle 5.2** – Mittels FEA berechnete Eigenspannungen in den Einzelschichten

Laminataufbau	Eigenspannung im Stahl $\sigma_{ES\parallel,St} [MPa]$	Eigenspannung im GFK $\sigma_{ES\parallel,GFK} [MPa]$
#ILSS-Hybrid	60,7	-3,9
#EST-Hybrid-B	8,7	-16,3

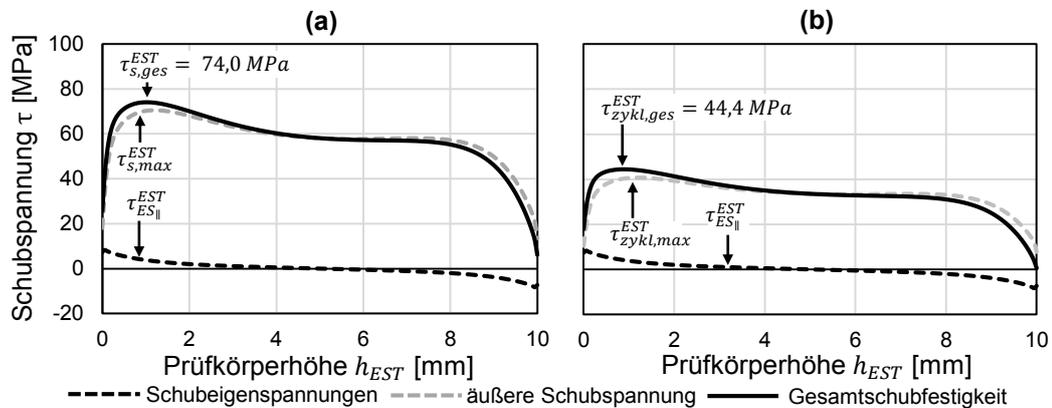
eigenspannungen im Grenzschichtbereich werden in Faserrichtung bestimmt, vgl. Abbildung 5.20. Sie werden an den freien Laminatenden maximal. Die fraktografische Analyse weist für #ILSS-Hybrid ein Mischversagen mit anteilig adhäsiven Versagen zwischen Stahl und GFK in der Grenzschicht auf, vgl. Abbildung 5.9 (c) und 5.13 (c). Aus diesem Grund wird die maximale Schubeigenspannung direkt in der Grenzschicht berechnet, sie beträgt von  $\tau_{ES\parallel}^{ILSS} = 9,9 \text{ MPa}$ . Die Schubeigenspannungen in #ILSS-Hybrid sinken innerhalb von 5 mm, noch außerhalb des Beanspruchungsbereichs zwischen den beiden Auflagern, auf Null ab, vgl. Abbildung 5.20 (a). Es findet dadurch keine Überlagerung mit der lastinduzierten Schubbeanspruchung statt. Für #EST-Hybrid-B kann in der fraktografischen Analyse ein ausschließlich kohäsives Versagen der GFK-Schicht auf Schub nahe der Grenzschicht beobachtet werden, vgl. Abbildung 5.11 und 5.15. Aus diesem Grund wird die Schubeigenspannung nahe der Grenzschicht in einer Schubebene, welche um 25  $\mu\text{m}$  parallel zur Grenzschicht in die GFK-Schicht verschoben wird, berechnet. Die Eigenspannungen weisen in unmittelbarer Nähe zum freien Laminatende



**Abbildung 5.20** – Verteilung der Schubspannungen im Bereich der Grenzschicht für (a) #ILSS-Hybrid und (b) #EST-Hybrid-B

die maximale Schubspannung  $\tau_{ES||}^{EST} = 8,3 \text{ MPa}$  auf. Es entsteht kein spannungsfreies Plateau, sondern die Schubspannung durchlaufen in der Mitte des Prüfkörpers den Nullpunkt und der Vorzeichenwechsel erfolgt.

Im Laminataufbau von #EST-Hybrid-B überlagern sich die in der Schubebene wirkenden Schubspannungen parallel zur Faserrichtung mit der lastinduzierten Schubbeanspruchung, vgl. Abbildung 5.21. Werden die Schubspannungen

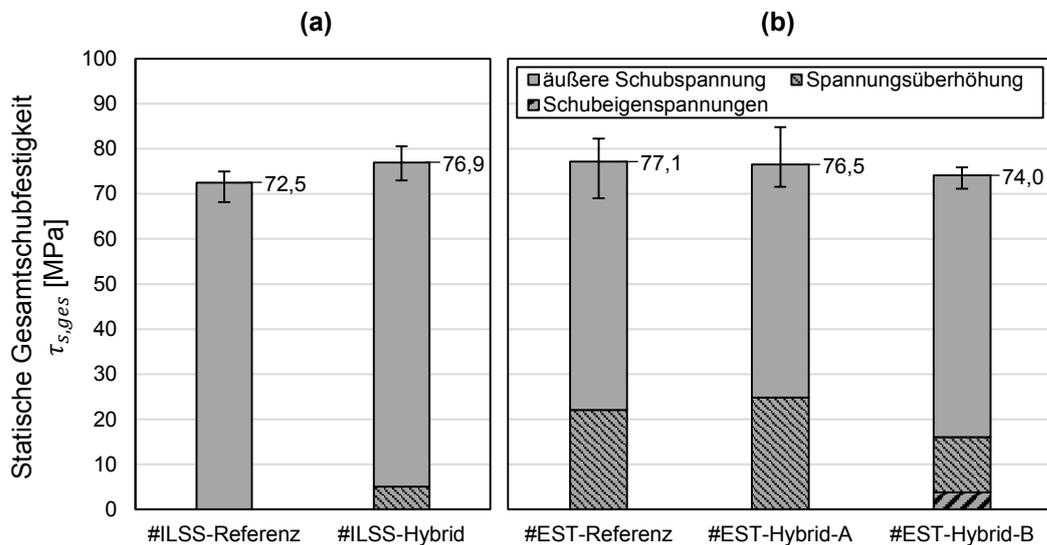


**Abbildung 5.21** – Zusammensetzung der Schubspannung in #EST-Hybrid-B für den (a) statischen und (b) zyklischen Lastfall ( $N = 10^5$  und  $R = 0,1$ )

spannungen mit dem lastinduzierten Schubspannungsverlauf überlagert, kann die Gesamtschubfestigkeit  $\tau_{s,ges}^{EST}$  für den statischen Lastfall von #EST-Hybrid-B bestimmt werden. Sie beträgt  $74,0 \text{ MPa}$  nahe der Grenzschicht bei einer Prüfkörperlänge von ca.  $1,0 \text{ mm}$  und setzt sich anteilig aus  $\tau_{s,max}^{EST} = 70,2 \text{ MPa}$  und  $\tau_{ES||}^{EST} = 3,8 \text{ MPa}$  zusammen. Für den zyklischen Lastfall ergibt sich ei-

ne Gesamtschubfestigkeit  $\tau_{zykl,ges}^{EST} = 44,4 \text{ MPa}$ , diese setzt sich anteilig aus  $\tau_{zykl,max}^{EST} = 40,3 \text{ MPa}$  und  $\tau_{ES\parallel}^{EST} = 4,1 \text{ MPa}$  zusammen.

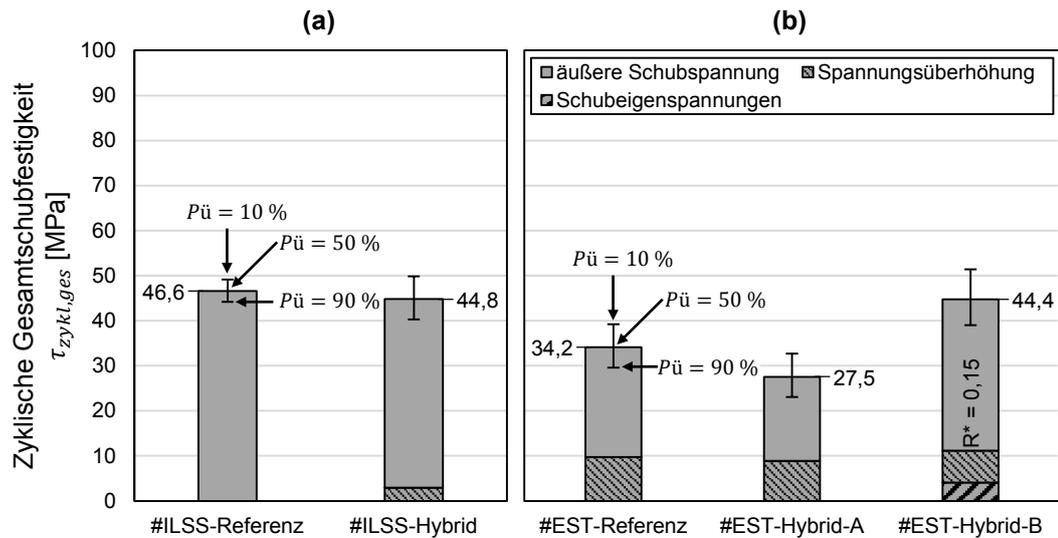
In Abbildung 5.22 sind zusammenfassend die statischen Gesamtschubfestigkeiten für alle im Kurzbiegeversuch und EST geprüften Laminataufbauten



**Abbildung 5.22** – Statische Gesamtschubfestigkeit mit Berücksichtigung der Spannungsüberhöhung und der Schubeigenspannungen für (a) Kurzbiegeversuch und (b) EST unter Angabe der Maximal- und Minimalwerte

dargestellt. Die im Kurzbiegeversuch ermittelten Schubfestigkeiten liegen bei Berücksichtigung der Spannungsüberhöhungen und Schubeigenspannungen auf einem ähnlichen Niveau wie die im EST ermittelten Werte.

Die Gesamtschubfestigkeiten für den zyklischen Lastfall sind in Abbildung 5.23 dargestellt. Für die zyklische Gesamtschubfestigkeit, wird die Gesamtschubspannung (Summe aus Spannungsamplitude  $\tau_a$  und Mittelspannung  $\tau_m$ ) bei einer Referenzlastspielzahl von  $N = 10^5$  ausgewertet. Der Prüfkörper #EST-Hybrid-B besitzt einen an den Lasteintrag angepassten Laminataufbau. Die Schneidplatten wirken auf die Stahlschicht der Prüfkörper ein und es findet ein kohäsives Schubversagen in der GFK-Schicht nahe der Grenzschicht statt. Unter Berücksichtigung Spannungsüberhöhungen und der Schubeigenspannungen werden zyklische Festigkeitswerte erreicht, die den im zyklischen Kurzbiegeversuch ermittelten Werten entsprechen. Die Laminataufbauten #EST-Referenz und #EST-Hybrid-A weisen dagegen ein Schubversagen direkt in der Schubebene der Schneidplatten auf, vgl. Abbildung 5.16. Durch



**Abbildung 5.23** – Zyklische Gesamtschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Spannungsüberhöhung und der Schubeigenspannungen ermittelt im (a) Kurzbiegeversuch und (b) EST; für  $N = 10^5$  Lastspiele und einem nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,1$ ; die Überlebenswahrscheinlichkeiten werden über die Fehlerindikatoren ausgewiesen

die zyklische Belastung in der Kontaktzone zwischen Schneidplatte und GFK-Schicht entstehen zusätzlich zu der mechanischen Beanspruchung auch tribologische Effekte im vergleichsweise weichen Matrixmaterial des Prüfkörpers. Infolge dessen tritt in den Laminataufbauten ein verfrühtes Versagen auf.

Die vorhandenen Schubeigenspannungen im Prüfkörper #EST-Hybrid-B stellen eine konstante Beanspruchung dar. Die lastinduzierte Schubbeanspruchung, welche über die Schneidplatten mit einem nominalen Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  auf den Prüfkörper wirken, kann in einen konstanten Spannungsanteil, die Mittelspannung  $\tau_m$  und die wechselnde Spannungsamplitude  $\tau_a$  aufgeteilt werden. Wird eine Bilanzierung der Gesamtschubbeanspruchung im Laminataufbau #EST-Hybrid-B durchgeführt, erhöht sich die Mittelspannung  $\tau_m$  aufgrund der konstant wirkenden Schubeigenspannung während die Spannungsamplitude  $\tau_a$  unverändert bleibt. Aus dem veränderten Verhältnis von Mittelspannung und Spannungsamplitude ergibt sich ein neues, lokales Spannungsverhältnis  $R^*$ . Dieses weicht vom nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,1$  aus der Prüfung ab. Der veränderte, lokale Mittelspannungseinfluss muss bei der zyklischen Kennwertermittlung berücksichtigt werden. Für den vorliegenden Fall wird aufgrund der betragsmäßig vergleichbaren Gesamtschubfestigkeiten von den Laminataufbauten aus dem Kurzbiegeversuch ( $R = 0,1$ ) und #EST-

Hybrid-B aus dem EST eine Mittelspannungsempfindlichkeit von  $M'_\sigma = 1$  angenommen. Für #EST-Hybrid-B liegt ein neues lokales Spannungsverhältnis von  $R^* = 0,15$  vor.

### 5.3 Ableitung der Festigkeitskennwerte

Entgegen der Annahme, dass die Grenzschicht eine Schwachstelle im hybriden Laminataufbau darstellt, zeigt sich bei allen Prüfungen überwiegend ein Versagen im GFK. Die ermittelten Kennwerte für die hybriden Laminataufbauten besitzen die gleiche Größenordnung wie diejenigen für das stoffhomogene GFK oder übertreffen diese sogar.

Die in der Schälprüfung ermittelte Risszähigkeit  $G_{Ic}$  liegt mit  $0,51 \text{ N/mm}$  über dem Ergebnis aus der Referenzprüfung des GFKs, obwohl sich Schubspannungen, bedingt durch den hybriden Laminataufbau, in der Risspitze mit der Schälbeanspruchung überlagern.

Die Bestimmung der Schubfestigkeit erfolgt im Kurzbiegeversuch und EST. Die nominellen Schubfestigkeiten aus der analytischen Versuchsauswertung zeigen zunächst signifikante Unterschiede zwischen den beiden Prüfverfahren. Durch die Einbeziehung von Prüfungs- sowie Laminat-spezifischen Spannungsüberhöhungen und der Schubeigenspannungen werden für beide Prüfverfahren vergleichbare statische und zyklische Festigkeitswerte erzielt. Die Schubfestigkeit beträgt für den stoffhomogenen GFK  $R_{s,\perp\parallel} = 72,5 \text{ MPa}$  und für den grenzschichtnahen Bereich in den hybriden Laminataufbauten  $R_{s,GS} = 74,0 \text{ MPa}$  für den statischen Lastfall. Für den zyklischen Lastfall beträgt die Schubfestigkeit  $R_{\perp\parallel} = 46,6 \text{ MPa}$  für den stoffhomogenen GFK und  $R_{GS} = 44,4 \text{ MPa}$  für den hybriden Laminataufbau bei jeweils  $10^5$  Lastspielen. Es gilt zu beachten, dass die Schubeigenspannungen in den hybriden Laminataufbauten das nominale Spannungsverhältnis  $R$  beeinflussen können. Durch Anwendung einer Mittelspannungsempfindlichkeit von  $M'_\sigma = 1$  kann das lokale Spannungsverhältnis  $R^*$  berücksichtigt werden.

# Kapitel 6

## Analyse der Einzelschichtfestigkeit

Bei einer Zug-Druck- oder Biegebelastung werden Normalspannungen in Belastungsrichtung hervorgerufen. Bei dem Einsatz von Hybridverbunden verteilen sich die Normalspannung aufgrund der unterschiedlichen Elastizitätsmoduln der einzelnen Materialien und dem inneren Laminataufbau ungleichmäßig auf die einzelnen Schichten. In mechanischen Prüfungen mit Biegebelastung liegt im Vergleich zu uniaxialen Lastfällen ein linearer Spannungsverlauf über den Querschnitt vor. Ausgehend von der neutralen Faser steigen die Spannungen im Laminat an und erreichen an den Außenseiten ihr Maximum. Dabei muss im 3-Punkt-Biegebelastfall zwischen Zugspannungen an der gestreckten Außenseite und Druckspannungen an der kontrahierten Außenseite unterschieden werden.

Ziel des Kapitels ist die Ermittlung der Beanspruchbarkeit der Einzelschichten parallel und quer zur Faserrichtung für die Dimensionierung von Hybridverbunden: Es werden die statische und die zyklische Festigkeit des Laminataufbaus und der Einzelschichten unter Berücksichtigung der thermisch induzierten Eigenspannungen analysiert. Hierzu wird eine Methodik verwendet, bei der analytische Berechnungen, basierend auf experimentell ermittelten Werten, durchgeführt werden. Im ersten Schritt findet die experimentelle Prüfung an den Biegeprüfkörpern statt und die nominale Biegefestigkeit wird für die stoffhomogene Referenz aus GFK bestimmt. Der inhomogene Spannungszustand in den hybriden Laminataufbauten wird bei der experimentellen Bestimmung der statischen und zyklischen Festigkeit allerdings noch nicht berücksichtigt. Daher werden im zweiten Schritt, basierend auf den Daten der experimentellen 3-Punkt-Biegeprüfungen, die Einzelschichtspannungen mit Hilfe der CLT

berechnet. Im dritten Schritt findet die Bilanzierung der analytisch berechneten Eigenspannungen der Einzelschichten (innere Beanspruchung) mit den experimentell ermittelten Normalspannungen (äußere Beanspruchung) statt.

## 6.1 Beanspruchung in Faserrichtung

Aus den unterschiedlichen Steifigkeiten von GFK und Stahl resultiert ein abgestufter Beanspruchungsverlauf entsprechend der Steifigkeitssprünge über den Laminatquerschnitt. Der Stahl besitzt mit einer Dehngrenze  $R_{p0,2} = 1480 \text{ MPa}$  (vgl. Kapitel 3.1.2) eine hohe statische Festigkeit, wird aber durch seinen höheren Elastizitätsmodul im Vergleich zum GFK von ca.  $E_{St} = 4,25 \cdot E_{GFK\parallel}$  deutlich stärker beansprucht. Durch die Variation des Abstandes der Stahlschichten zur neutralen Faser kann die Normalspannung in den Einzelschichten gezielt eingestellt werden.

### 6.1.1 Laminataufbau der Prüfkörper

Als Prüfkörper werden zur neutralen Faser symmetrische Lamine mit je zwei Stahlschichten mit einer Dicke  $t_{St} = 0,3 \text{ mm}$  eingesetzt. Die Länge  $l_{BGV}$  der Prüfkörper beträgt  $180 \text{ mm}$ , die Breite  $b = 25 \text{ mm}$  und die Dicke  $t_{BGV} = 6 \text{ mm}$ . Die Laminataufbauten sind in Abbildung 6.1 dargestellt. Neben der stoffhomogenen Referenz #BGV-Referenz werden drei hybride Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A, -B und -C mit verschiedenen Abständen der Stahlschichten zur neutralen Faser statisch geprüft. Die zyklische Prüfung

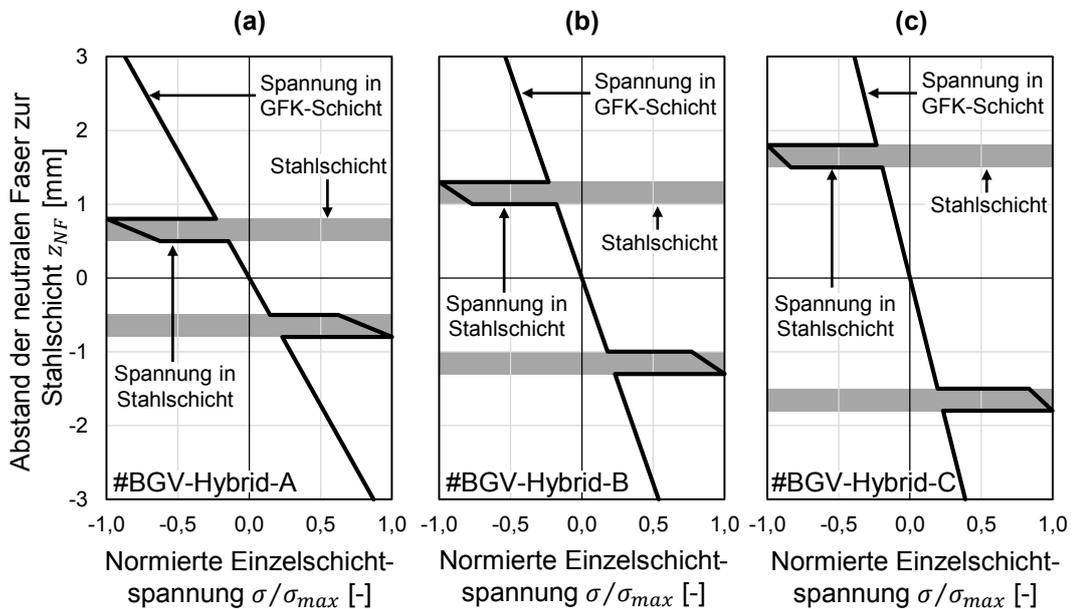
#BGV-Referenz			#BGV-Hybrid-A			#BGV-Hybrid-B			#BGV-Hybrid-C		
											
Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]	Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]	Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]	Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]
GFK	6,00	9,0	GFK	2,20	3,3	GFK	1,70	2,6	GFK	1,20	1,8
			Stahl	0,30	-	Stahl	0,30	-	Stahl	0,30	-
			GFK	1,00	1,5	GFK	2,00	3,0	GFK	3,00	4,5
			Stahl	0,30	-	Stahl	0,30	-	Stahl	0,30	-
			GFK	2,20	3,3	GFK	1,70	2,6	GFK	1,20	1,8

**Abbildung 6.1** – Laminataufbauten der Prüfkörper für die 3-Punkt-Biegeprüfung in Faserrichtung

wird nur für #BGV-Referenz sowie #BGV-Hybrid-A und -B durchgeführt. Der Lamiantaufbau #BGV-Hybrid-C wird nicht berücksichtigt, da aufgrund des großen Abstands der Stahlschicht zur neutralen Faser schon bei geringen Belastungen plastische Verformungen in dieser auftreten.

### 6.1.2 Auswertung der experimentellen Prüfungen

Die Methodik zur Durchführung der 3-Punkt-Biegeprüfungen in Faserrichtung ist in Kapitel 3.3.6 dargestellt. Im ersten Schritt wird für den stoffhomogenen Prüfkörper #BGV-Referenz die Biegefestigkeit nach DIN EN ISO 14125 [93] ermittelt. Diese Methode stellt für die hybriden Laminaufbauten keine Informationen über die Einzelschichtspannungen bereit, so dass sich im zweiten Schritt eine Spannungsanalyse mittels CLT für die Laminaufbauten #BGV-Hybrid-A, -B und -C für die statischen und zyklischen Lasten der experimentellen Prüfung anschließt. In Abbildung 6.2 ist eine quantitative Analyse der Spannungsverteilung in den hybriden Laminaufbauten anhand einer Einheitslast basierend auf der 3-Punkt-Biegeprüfung in Faserrichtung dargestellt. Die Analyse besitzt nur im linear-elastischen Verformungsbereich Gültigkeit. Es werden die Normalspannungen parallel zur Faserrichtung im GFK auf die

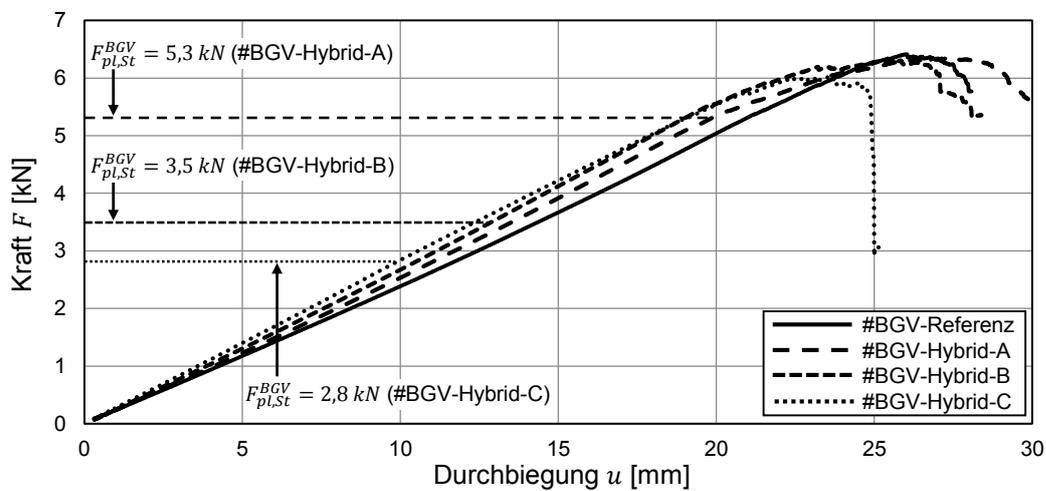


**Abbildung 6.2** – Spannungsverteilung in Faserrichtung über die Einzelschichten der hybriden Laminaufbauten bei Verwendung einer Einheitslast (a) #BGV-Hybrid-A, (b) #BGV-Hybrid-B und (c) #BGV-Hybrid-C

maximale Normalspannung im Stahl normiert. Je größer der Abstand  $z_{NF}$  der Stahlschicht zur neutralen Faser, desto kleiner werden die bezogenen Normalspannungen in der äußeren GFK-Schicht. Es zeigt sich für alle Laminataufbauten, dass die höchste Normalspannung in den Stahlschichten auftritt.

### Statische Prüfung

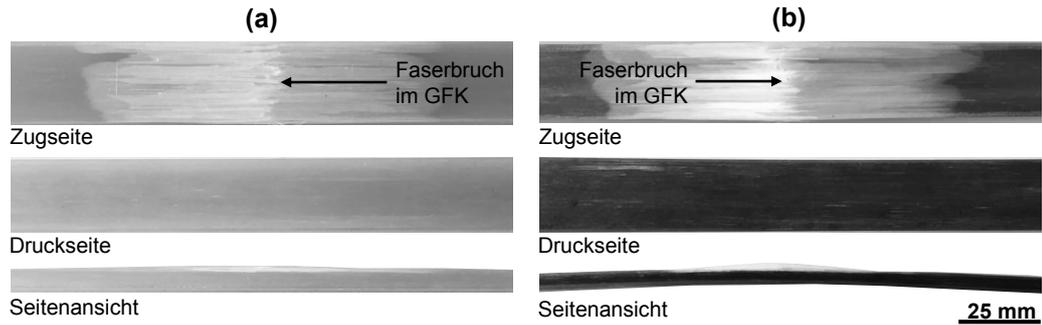
Es werden je Laminataufbau drei statische Biegeprüfungen durchgeführt. In Abbildung 6.3 wird für jeden Laminataufbau die Kraft-Weg-Kurve eines Prüfkörpers exemplarisch dargestellt. Die Biegesteifigkeit  $EI$  ist im linear-elast-



**Abbildung 6.3** – Kraft-Weg-Kurven aus der statischen 3-Punkt-Biegeprüfung in Faserrichtung

ischen Verformungsbereich zu bestimmen. Sie wird direkt von der Position der Stahlschicht in Relation zur neutralen Faser beeinflusst: Je weiter die Stahlschicht von der neutralen Faser entfernt ist, desto höher die Biegesteifigkeit. So ist für BGV-Hybrid-C die höchste Biegesteifigkeit feststellbar.

In Abbildung 6.4 ist das Bruchbild jeweils eines exemplarischen Prüfkörpers von #BGV-Referenz und #BGV-Hybrid-C gezeigt. Der Laminataufbau #BGV-Referenz weist ein Versagen in der auf Zug beanspruchten Seite durch einen Faserbruch auf. Der hybride Laminataufbau #BGV-Hybrid-C zeigt im GFK ebenfalls einen Faserbruch und weist zusätzlich eine plastische Verformung in den Stahlschichten auf, wodurch eine bleibende Krümmung des Prüfkörpers entsteht. Das Einsetzen der plastischen Verformung ist anhand der Kraft-Weg-Diagramme aus Abbildung 6.3 nur bedingt erkennbar, da sich zum einen die



**Abbildung 6.4** – Makroskopische Bruchanalyse von Prüfkörpern aus der 3-Punkt-Biegeprüfung (a) #BGV-Referenz und (b) #BGV-Hybrid-C

einzelnen Steifigkeiten der Laminataufbauten nur geringfügig unterscheiden und zum anderen aufgrund der plastischen Verformung Lastumlagerungsprozesse in den Laminataufbauten stattfinden. Lediglich für den Laminataufbau #BGV-Hybrid-C ist eine plastische Verformung zu erkennen, da der Kurvenverlauf ab einer Kraft von  $5,0 \text{ kN}$  deckungsgleich mit dem Kurvenverlauf von #BGV-Hybrid-B ist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in dem Aufbau #BGV-Hybrid-C im Vergleich zu den anderen Laminataufbauten die Stahlschichten der höchsten Beanspruchung unterliegen und folglich die größte plastische Verformung auftritt, vgl. Abbildung 6.2.

In der Spannungsanalyse wird im ersten Schritt die statische nominale Biegefestigkeit von #BGV-Referenz nach DIN EN ISO 14125 (vgl. Kapitel 3.3.6) bestimmt. Sie beträgt  $\sigma_{s,B}^{BGV} = 1860 \text{ MPa}$  bei einer gemittelten Maximalkraft von  $F_{s,max}^{BGV} = 6,3 \text{ kN}$ . Die ermittelte nominale Biegefestigkeit des Gesamtverbunds #BGV-Referenz entspricht aufgrund der Stoffhomogenität über den Querschnitt der Einzelschichtfestigkeit des GFKs in Faserrichtung. In Tabelle 6.1 sind die gemittelten Maximalkräfte  $F_{s,max}^{BGV}$  aus den experimentellen Prüfungen für die GFK-Referenz und die hybriden Laminataufbauten dargestellt. In den hybriden Laminataufbauten werden die Stahlschichten aufgrund ihrer höheren Steifigkeit stärker beansprucht, vgl. Abbildung 6.2. Dadurch tritt die plastische Verformung des Stahls bereits vor Erreichen der Maximalkraft auf.

Es schließt sich der zweite Schritt zur Auswertung der statischen Festigkeit der hybriden Laminataufbauten an: Die Kraft  $F_{pl,St}^{BGV}$ , bei der theoretisch erstmals eine plastische Verformung in der Stahlschicht auftritt, und die bei dieser Kraft entstehenden Spannungen  $\sigma_{pl,GFK\parallel}^{BGV}$  im GFK in Faserrichtung werden mit Hilfe

**Tabelle 6.1** – Darstellung der Maximalkraft und der daraus abgeleiteten Biegefestigkeit nach DIN EN ISO 14125 für #BGV-Referenz, der berechneten Kraft bis zur plastischen Verformung der Stahlschichten in den hybriden Laminataufbauten und den dazugehörigen Schichtspannungen im GFK mittels CLT

Laminataufbau	Maximal- kraft	Biege- festigkeit	Kraft bis Dehngrenze des Stahls	Spannung im GFK bei $R_{p0,2}$ des Stahls
	$F_{s,max}^{BGV}$ [kN]	$\sigma_{s,B}^{BGV}$ [MPa]	$F_{pl,St}^{BGV}$ [kN]	$\sigma_{pl,GFK\parallel}^{BGV}$ [MPa]
#BGV-Referenz	6,3	1860	-	-
#BGV-Hybrid-A	6,1	-	5,3	1290
#BGV-Hybrid-B	6,1	-	3,5	795
#BGV-Hybrid-C	6,0	-	2,8	576

der CLT berechnet, vgl. Tabelle 6.1. In der statischen Biegeprüfung wird die Dehngrenze des Stahls  $R_{p0,2} = 1480 \text{ MPa}$  im Laminataufbau #BGV-Hybrid-A bereits bei einer Kraft von  $F_{pl,St}^{BGV} = 5,3 \text{ kN}$  erreicht. Im Fall von #BGV-Hybrid-B plastifiziert der Stahl bei  $F_{pl,St}^{BGV} = 3,5 \text{ kN}$  und für #BGV-Hybrid-C bei  $F_{pl,St}^{BGV} = 2,8 \text{ kN}$ . Durch die rechnerische Betrachtung der Einzelschichten wird offensichtlich, dass in dem hybriden Laminataufbau #BGV-Hybrid-C die plastische Verformung bereits bei etwas weniger als der Hälfte der vom Prüfkörper ertragbaren Kraft eintritt, vgl. Abbildung 6.3.

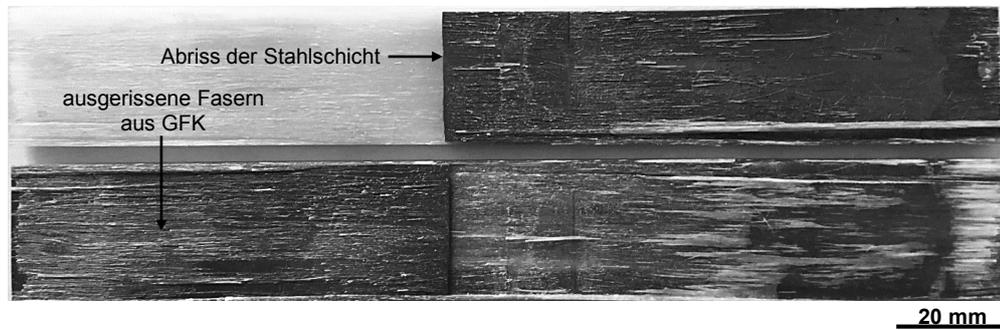
Die plastische Verformung in den Stahlschichten bedingt eine Umlagerung der Beanspruchungen in dem Laminataufbau: Während der Stahl bereits plastisch verformt, führen die angreifenden Kräfte in der auf Zug beanspruchten, äußeren GFK-Schichten zu einer elastischen Verformung des Laminataufbaus. In der GFK-Schicht findet keine Entlastung durch plastische Verformung statt, so dass diese im Bereich des maximalen Biegemoments durch Faserbruch versagt. Das Erreichen der plastischen Verformungsgrenze des Stahls ist die erste Stufe des statischen Versagens des hybriden Laminataufbaus, an die sich in der zweiten Stufe der Faserbruch der außenliegenden, auf Zug beanspruchten GFK-Schichten anschließt, bis der Prüfkörper endgültig versagt.

### Zyklische Prüfung

Die hybriden Laminataufbauten zeigen ein überwiegend schnell eintretendes, endgültiges Versagen. Der in den statischen Prüfungen herausgearbeitete Versagensmechanismus durch plastische Verformung der Stahlschichten und an-

schließende Faserbrüche in der äußeren GFK-Schicht ist in den zyklischen Prüfungen nicht erkennbar.

In Abbildung 6.5 ist das Bruchbild eines Prüfkörpers von #BGV-Hybrid-A beispielhaft für die zyklische Beanspruchung dargestellt. Man sieht neben dem



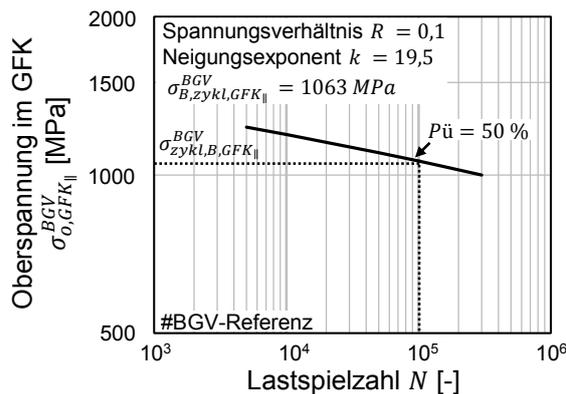
**Abbildung 6.5** – Aufsicht Bruchflächen eines Prüfkörpers #BGV-Hybrid-A

Riss im Stahl, welcher die Stahlschicht auf der Zugseite in zwei Hälften teilt, einen großflächigen Faserausriss auf den Stahlsegmenten, welcher auf eine gute Adhäsion in der Grenzschicht schließen lässt.

Zur Spannungsanalyse wird im ersten Schritt die nominale zyklische Festigkeit von #BGV-Referenz für ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  aus einem *Haigh*-Diagramm, das aus drei Wöhlerkurven für die Spannungsverhältnisse  $R = 0$ ,  $R = 0,5$  und  $R = -1$  experimentell ermittelt wurde, abgeleitet<sup>1</sup>. Als Abbruchkriterium für die zyklische Prüfung ist ein Steifigkeitsverlust von  $\Delta EI > 15\%$  definiert, da kein schlagartiges Versagen eintritt. Der Steifigkeitsverlust entsteht durch zunehmenden Faserbruch an der auf Zug beanspruchten, äußeren GFK-Schicht. Die Spannungen im GFK wurden analog zur statischen Prüfung nach DIN EN ISO 14125 ermittelt. Die Oberspannung  $\sigma_o$  (Summe aus der Spannungsamplitude  $\sigma_a$  und der Mittelspannung  $\sigma_m$ ) wird als Wert zur Darstellung der zyklische Beanspruchung  $\sigma_{o,GFK\parallel}^{BGV}$  herangezogen und ist in Abbildung 6.6 dargestellt. Für #BGV-Referenz beträgt die zyklische Biegefestigkeit  $\sigma_{zykl,B,GFK\parallel}^{BGV} = 1063 \text{ MPa}$  für den GFK in Faserrichtung für  $N = 10^5$  Lastspiele.

Für die durchgeführten zyklischen Prüfungen der hybriden Laminataufbauten müssen die Beanspruchungen in den Einzelschichten abhängig vom Laminat-

<sup>1</sup>Die experimentell ermittelten Basisdaten sind Eigentum der Mubea Fahrwerksfedern GmbH und können an dieser Stelle nicht öffentlich gemacht werden.



**Abbildung 6.6** – Zyklische Festigkeit des Laminataufbaus #BGV-Referenz abgeleitet aus einem *Haigh*-Diagramm für ein nominales Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$

aufbau betrachtet werden. Die einzelnen Lastniveaus der zyklischen Prüfungen und die daraus resultierenden maximalen Einzelschichtspannungen werden mit der CLT berechnet und sind in Tabelle 6.2 dargestellt.

**Tabelle 6.2** – Lastniveaus der zyklischen Biegeprüfungen mit  $R = 0,1$  für die Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B unter Angabe der maximalen Einzelschichtspannungen

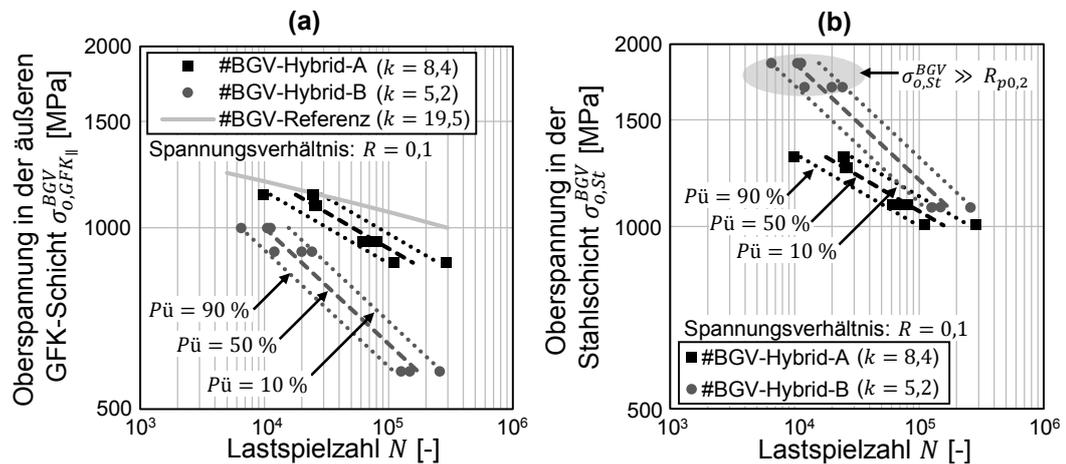
Last-horizont	Zyklische Lasten			Oberspannungen	
	Arbeitspunkt $F_m^{BGV}$ [kN]	Amplitude $F_a^{BGV}$ [kN]	Spitzenlast $F_o^{BGV}$ [kN]	Stahl $\sigma_{o,St  }^{BGV}$ [MPa]	GFK $\sigma_{o,GFK  }^{BGV}$ [MPa]
<b>#BGV-Hybrid-A</b>					
I-A	2,5	±2,1	4,6	1355	1134
II-A	2,4	±2,0	4,4	1302	1088
III-A	2,1	±1,7	3,8	1087	947
IV-A	1,9	±1,6	3,5	1005	875
<b>#BGV-Hybrid-B</b>					
I-B	2,4	±2,0	4,4	1859*	999
II-B	2,2	±1,8	4,0	1697*	912
III-B	1,4	±1,1	2,5	1074	577

\*theoretische Spannungswerte (CLT) – plastische Verformung wird nicht berücksichtigt

Die Lastniveaus von #BGV-Hybrid-A sind so gewählt, dass die Beanspruchungen im Stahl alle unterhalb der Dehngrenze  $R_{p0,2} = 1480 \text{ MPa}$  liegen. Anders stellt sich die Situation bei dem Laminataufbau #BGV-Hybrid-B dar. Hier werden für die Lastniveaus I-B und II-B bewusst Spannungen weit über der Dehngrenze gewählt (vgl. Tabelle 6.2), um die Auswirkung der plastischen Verformung der Schicht auf das Verhalten des gesamten Laminataufbaus

zu analysieren. Das Lastniveau III-B liegt dagegen wieder unterhalb der Dehngrenze  $R_{p0,2} = 1480 \text{ MPa}$ , so dass auch ein Vergleich zwischen den unterschiedlichen Laminataufbauten im linear-elastischen Bereich durchgeführt werden kann. Der Einfluss der relativen Position der Stahlschichten zur neutralen Faser  $z_{NF}$  (vgl. Abbildung 6.2) auf die Einzelschichtspannungen ist deutlich zu erkennen: Das Spannungsniveau in der Stahlschicht von Lastniveau III-B ist trotz einer ca. 34 % geringeren Last bei einer Durchbiegung des Prüfkörpers von  $u = 8,5 \text{ mm}$  vergleichbar mit dem Spannungsniveau in der Stahlschicht von Lastniveau III-A bei einer Durchbiegung von  $u = 14,2 \text{ mm}$ .

In Abbildung 6.7 sind die Oberspannungen in der GFK-Schicht  $\sigma_{o,GFK\parallel}^{BGV}$  und Stahlschicht  $\sigma_{o,St}^{BGV}$  aus den experimentellen Prüfungen für #BGV-Hybrid-A und -B über die Lastspielzahl dargestellt. Da die Spannungs-Lastspielzahl-

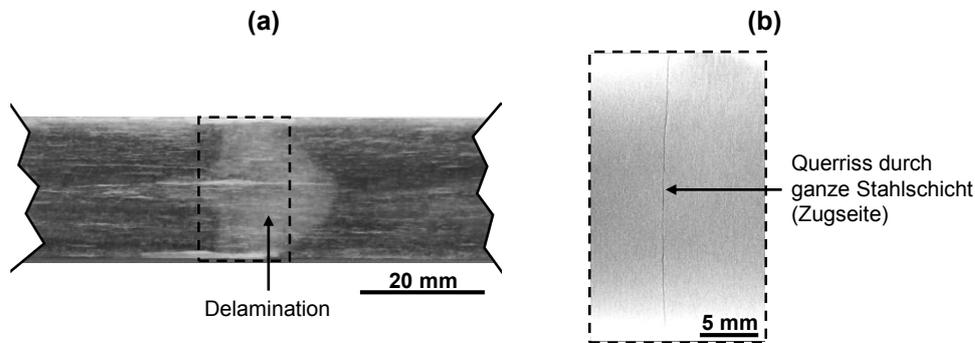


**Abbildung 6.7** – Spannungs-Lastspielzahl-Kurven mit Darstellung der Oberspannung für die Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B für ein nominales Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  (a) äußere GFK-Schicht in Faserrichtung und (b) Stahlschicht

Kurven der äußeren GFK-Schicht in diesen Prüfungen immer unterhalb von #BGV-Referenz liegen, ist kein Faserbruch zu erwarten. Außerdem wird auch durch die starke Abweichung der Lastspielzahl zwischen vergleichbaren Lastniveaus deutlich, dass ein anderer Versagensmechanismus vorliegen muss: Das Versagen tritt überwiegend in Form einer Rissbildung im Stahl, die eine lokale Delamination in der Grenzschicht verursacht, auf.

Um das Schädigungsverhalten weiter zu analysieren, werden ex-situ computertomografische (CT) Analysen an Prüfkörpern des Laminataufbaus #BGV-Hybrid-B bei einer Prüfung auf dem Lastniveau III-B durchgeführt. In Abbil-

dung 6.8 ist beispielhaft die CT-Aufnahme eines Prüfkörpers dargestellt. In der auf Zug beanspruchten Stahlschicht ist im Bereich der maximalen Spannung (mittige Krafteinleitung) ein über die Prüfkörperbreite vollständig ausgebildeter Riss zu erkennen. Die Analyse zeigt, dass das Versagen der Stahlschicht



**Abbildung 6.8** – Lokale Delamination in #BGV-Hybrid-B ausgehend von einem Querriss in der Stahlschicht (a) Darstellung der lokalen Delamination und (b) CT-Analyse zur Sichtbarmachung des Risses in der Stahlschicht an der Stelle der höchsten Beanspruchung

nicht direkt in ein endgültiges Versagen des Prüfkörpers übergehen muss. Die Beanspruchungen lagern sich nach vollständiger Ausbildung des Risses in der Stahlschicht in die GFK-Schichten um. Es greift der Rissüberbrückungsmechanismus [5], da kein spontanes Versagen des Prüfkörpers nach der vollständigen Rissausbreitung stattfindet. Zudem wird mit Hilfe der ex-situ Analysen die Lastspielzahl, bei der die Schädigung in der Stahlschicht auftritt, eingegrenzt.

Dazu wird ein Prüfkörper #BGV-Hybrid-B nach jeweils 50.000 Lastspielen im Bereich der erwarteten Schädigung analysiert. Nach den ersten 50.000 Lastspielen ist kein Riss in der Stahlschicht sichtbar, nach weiteren 50.000 Lastspielen ist ein feiner Riss in der auf Zug beanspruchten Stahlschicht zu erkennen. Die Probe versagt allerdings erst nach insgesamt 148.815 Lastspielen. Mit Auftreten des Risses in der Stahlschicht beginnt eine lokale Delamination, eine Schädigung im Bereich der Grenzschicht zwischen GFK und Stahl, ausgehend von dem Riss in der Stahlschicht. Die Delamination wächst mit steigender Lastspielzahl, bis der Laminataufbau schließlich gänzlich delaminiert und somit versagt.

Obwohl die theoretisch berechnete Oberspannung im Stahl des Laminataufbaus #BGV-Hybrid-B für das Lastniveau I-B größer ist als die Zugfestigkeit, tritt kein spontanes, endgültiges Versagen des Prüfkörpers ein. Es werden mit

diesem Lastniveau zwischen 7.000 und 30.000 Lastspiele erreicht. Dieses Verhalten ist zum einen durch die Lastumlagerung einhergehend mit der plastischen Verformung der Stahlschicht zu erklären und zum anderen durch den Rissüberbrückungsmechanismus, wie in den fraktografischen und ex-situ Untersuchung dargestellt. Durch die plastische Verformung wird zunächst die Beanspruchung in der Stahlschicht reduziert während die Beanspruchung in der GFK-Schicht im linear-elastischen Bereich ansteigt. Weiter trägt der Rissüberbrückungsmechanismus dazu bei, dass, selbst wenn die Stahlschicht ein lokales Versagen (Riss) aufweist, der Prüfkörper nicht direkt endgültig versagen muss. Aufgrund der starken plastischen Verformung der Stahlschicht für die Lastniveaus I- und II-B des Laminataufbaus #BGV-Hybrid-B und der ausschließlichen Gültigkeit der CLT im linear-elastischen Bereich können keine belastbaren Spannungswerte mit Berücksichtigung der plastischen Verformung ermittelt werden. Die theoretisch berechneten Spannungswerte aus Tabelle 6.2 entsprechen nicht den wahren Spannungen in der experimentellen Prüfung. Die Lastniveaus III-A und III-B der beiden hybriden Laminataufbauten im linear-elastischen Bereich sind dagegen vergleichbar und zeigen eine geringere Abweichungen in den Lastspielzahlen.

### 6.1.3 Einfluss der Eigenspannungen

Zur genauen Analyse der Festigkeiten wird im dritten Schritt die Spannungsanalyse in den Einzelschichten auf die Betrachtung der thermischen Eigenspannungen ausgeweitet. Die Eigenspannungen werden mittels analytischer Berechnung (vgl. Kapitel 3.4.1) ermittelt. Die Eigenspannungen besitzen für alle betrachteten hybriden Laminataufbauten aufgrund des einheitlichen Volumengehalts des Stahls  $\varphi_{St}$  den gleichen Betrag. In den Stahlschichten liegen Zugeigenspannungen von  $\sigma_{ES_{||},St}^{BGV} = 52,6 \text{ MPa}$  und in den GFK-Schichten Druckeigenspannungen von  $\sigma_{ES_{||},GFK}^{BGV} = -5,9 \text{ MPa}$  vor. Die Summe aus den Eigenspannungen (innere Beanspruchung) und den lastabhängigen Spannungen (äußere Beanspruchung) in den Einzelschichten bildet die Gesamtspannung.

## Statische Festigkeit

Die Festigkeit der geprüften Laminataufbauten wird durch die Druckeigen-  
spannungen im GFK nicht nachteilig beeinflusst. Sie reduzieren lediglich die  
maximalen Normalspannungen der auf Zug beanspruchten Seite und werden  
daher nicht in die analytische Betrachtung der Festigkeit einbezogen. Für die  
Stahlschichten, die bereits ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen die  
Schwachstelle im Laminataufbau darstellen, sind die Eigenspannungen im Ge-  
gensatz zum GFK zu berücksichtigen. Durch die vorherrschenden Zugeigen-  
spannungen werden sie zusätzlich beansprucht, so dass die plastische Verfor-  
mung der Stahlschicht bereits bei Erreichen von  $R'_{p0,2} = 1427,4 \text{ MPa}$  einsetzt.  
Die maximale Kraft bis zur plastischen Verformung  $F'_{pl,St}{}^{BGV}$  wird durch die Be-  
rücksichtigung der Eigenspannungen im Fall von #BGV-Hybrid-A rechnerisch  
auf  $5,1 \text{ kN}$  reduziert, vgl. Tabelle 6.3. Das entspricht einer Abnahme von ca.

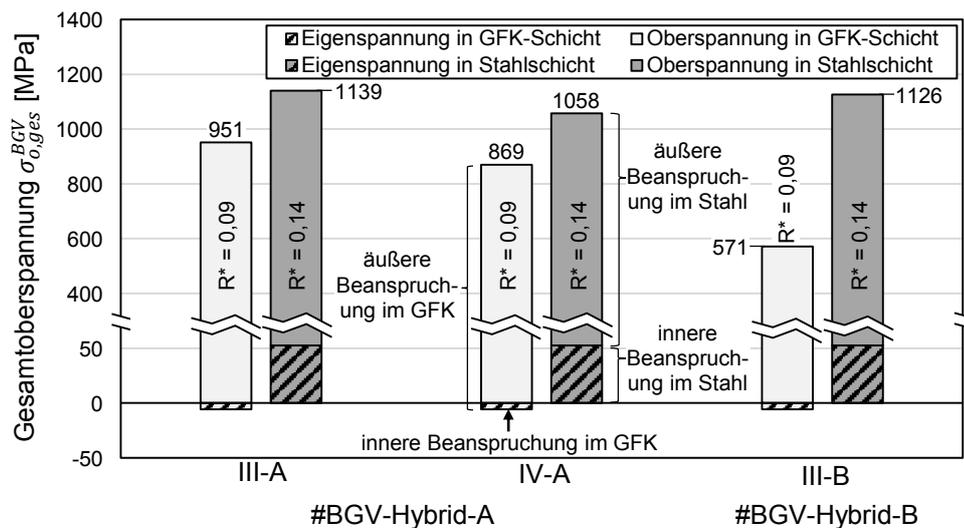
**Tabelle 6.3** – Einfluss der Eigenspannungen auf den Beginn der plastischen Verformung  
in den Stahlschichten

Laminataufbau	Eigenspannung im Stahl $\sigma_{ES  ,St}$ [MPa]	reduzierte Dehngrenze $R'_{p0,2}$ [MPa]	Kraft bis Dehngrenze $R'_{p0,2}$ des Stahls $F'_{pl,St}{}^{BGV}$ [kN]
#BGV-Hybrid-A	52,6	1427,4	5,1
#BGV-Hybrid-B	52,6	1427,4	3,3
#BGV-Hybrid-C	52,6	1427,4	2,7

4 % gegenüber der initialen Spannungsanalyse ohne Berücksichtigung der Ei-  
genspannungen. Für die Laminataufbauten #BGV-Hybrid-B und -C liegt die  
Reduktion in der gleichen Größenordnung. Wie bereits zuvor dargestellt, errei-  
chen die Prüfkörper in der statischen Prüfung Maximalkräfte von ca.  $6,0 \text{ kN}$ .  
Die plastische Verformung der Stahlschicht setzt aber bereits bei deutlich ge-  
ringeren Kräften ein und ist in den Kraft-Weg-Diagrammen nicht bzw. nur bei  
signifikant größeren Lasten als die maximale Kraft bis zur plastischen Verfor-  
mung  $F'_{pl,St}{}^{BGV}$  sichtbar, vgl. Abbildung 6.3. Aus diesem Grund kann der Einfluss  
der Eigenspannung auf die statische Festigkeit durch die geringe Absenkung  
der Dehngrenze in den Kraft-Weg-Kurven der hybriden Prüfkörper vernach-  
lässigt werden.

## Zyklische Festigkeit

Für die zyklische Festigkeit werden beispielhaft die Lastniveaus III-A und IV-A für #BGV-Hybrid-A sowie III-B für #BGV-Hybrid-B, welche sich im linear-elastischen Bereich befinden, analysiert. In Abbildung 6.9 sind die zyklischen Gesamtüberspannungen der Einzelschichten für die auf Zug beanspruchte Seite des Prüfkörpers dargestellt. Die Stahlschichten weisen alle eine Gesamtüberspannung von  $\sigma_{o,ges,St}^{BGV} > 1000 \text{ MPa}$  auf. Die Beanspruchung in



**Abbildung 6.9** – Zusammensetzung der Gesamtüberspannungen in den hybriden Laminaufbauten für die Lastniveaus III-A, IV-A und III-B

der GFK-Schicht ist für #BGV-Hybrid-B mit 54 % im Vergleich zu #BGV-Hybrid-A mit 82 % und 89 % der zyklischen Festigkeit der GFK-Referenz  $\sigma_{B,zykl,GFK_{\parallel}}^{BGV} = 1063 \text{ MPa}$  am geringsten. Da die Eigenspannung im GFK als Druckspannung vorliegt, ist die Gesamtüberspannung gegenüber der lastabhängigen Überspannung auf der Zugseite reduziert.

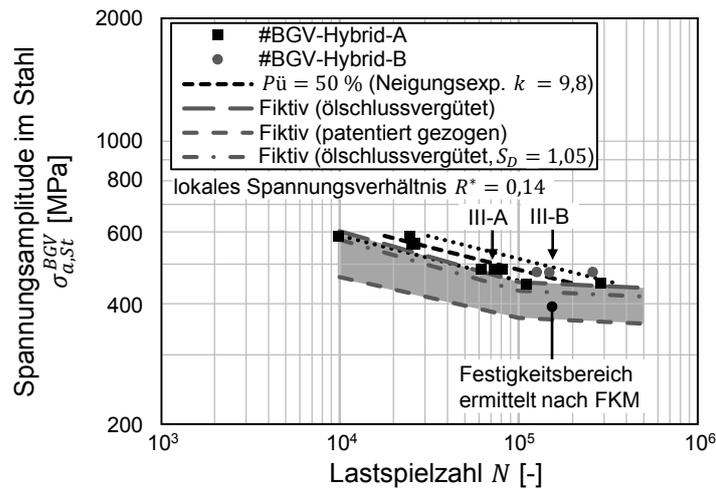
Es schließt sich eine detaillierte Betrachtung der zyklischen Festigkeit in den Stahlschichten für das lokale Spannungsverhältnis  $R^* = 0,14$  an. Das Spannungsverhältnis  $R$  steigt von 0,1 (Spannungsverhältnis in der experimentellen Prüfung) auf 0,14 an, da sich aufgrund der Eigenspannungen die Mittelspannung erhöht und dies zu einer Verschiebung des Verhältnisses von Mittelspannung zu Spannungsamplitude führt.

Im ersten Schritt wird die zyklische Festigkeit der Stahlschicht mit Hilfe der *FKM-Richtlinie für Federn* [74] abgeschätzt. Die Zugdruckwechselfestigkeit

$\sigma_{W,zd}$  für einen Federstahl mit der Zugfestigkeit  $R_m = 1735 \text{ MPa}$  liegt danach zwischen  $694 \text{ MPa}$  (patentiert gezogen) und  $815 \text{ MPa}$  (ölschlussvergütet). Die Stahlbleche der Prüfkörper werden durch Scherschneiden auf die geometrische Endkontur gebracht. Dieser Prozess erzeugt an den Außenkanten eine mittlere Oberflächenrauigkeit  $Rz$  von  $10 - 63 \mu\text{m}$  [104]. Für den Mittelwert  $Rz = 36,5 \mu\text{m}$  ergibt sich nach DIN 743-2 [76] der Rauheitsfaktor  $K_R = 0,68$ . Dieser wird für die Festigkeitsabschätzung der Stahlbleche in den Prüfkörpern herangezogen. Der sich daraus ergebende Konstruktionsfaktor  $K_{WK}$  beträgt  $1,47$  für das ungekerbte Stahlblech. Der Mittelspannungsfaktor  $K_{AK}$  bei einem Spannungsverhältnis  $R^* = 0,14$  beträgt  $0,75$  (patentiert gezogen) und  $0,78$  (ölschlussvergütet). Mit der Wechselfestigkeit  $\sigma_{W,zd}$ , dem Konstruktionskennwert  $K_{WK}$  und dem Mittelspannungsfaktor  $K_{AK}$  kann die zulässige Spannungsamplitude  $\sigma_{AK}$  für  $N_C = 10^6$  Lastspiele ermittelt werden. Mit Hilfe von diesem Kennwert können die fiktiven Wöhlerkurven des Stahls abgeschätzt werden (vgl. Kapitel 3.1.2). Der Knickpunkt der Wöhlerkurve liegt bei einer Spannungsamplitude  $\sigma_D = 371 \text{ MPa}$  (patentiert gezogen) und  $453 \text{ MPa}$  (ölschlussvergütet) bei einer Knickpunktlastspielzahl  $N_{D,\sigma} = 10^5$ .

Als Ergebnis aus den experimentellen Biegeprüfungen und der Spannungsanalyse in den Einzelschichten wird eine Spannungs-Lastspielzahl-Kurve generiert. Die Spannungen der einzelnen Prüfergebnisse des Lastniveaus I-A bis IV-A von #BGV-Hybrid-A und III-B von #BGV-Hybrid-B werden dazu über die Lastspielzahl nach dem endgültigen Versagen des Prüfkörpers durch Delamination aufgetragen, vgl. Abbildung 6.10.

Unter Berücksichtigung der zuvor durchgeführten Schädigungsanalyse der hybriden Prüfkörper #BGV-Hybrid-A und -B muss die Stahlschicht bereits einige Lastspiele vor dem endgültigen Versagen des Prüfkörpers einen vollständig ausgebreiteten Riss aufweisen. Der Vergleich des Festigkeitsbereichs zwischen den fiktiven Wöhlerkurven und den experimentell ermittelten Spannungs-Lastspielzahl-Kurven zeigt, dass die fiktive Wöhlerkurve, abgeschätzt für das Ölschlussvergüten, mit wenigen Ausnahmen sehr gut dem dargestellten Schädigungsmechanismus entspricht: Die Stahlschichten fast aller ausgewerteten Prüfkörper weisen theoretisch ein lokales Versagen auf, bevor die hybriden Laminataufbauten endgültig aufgrund von Delamination versagen, vgl. Abbildung 6.10.



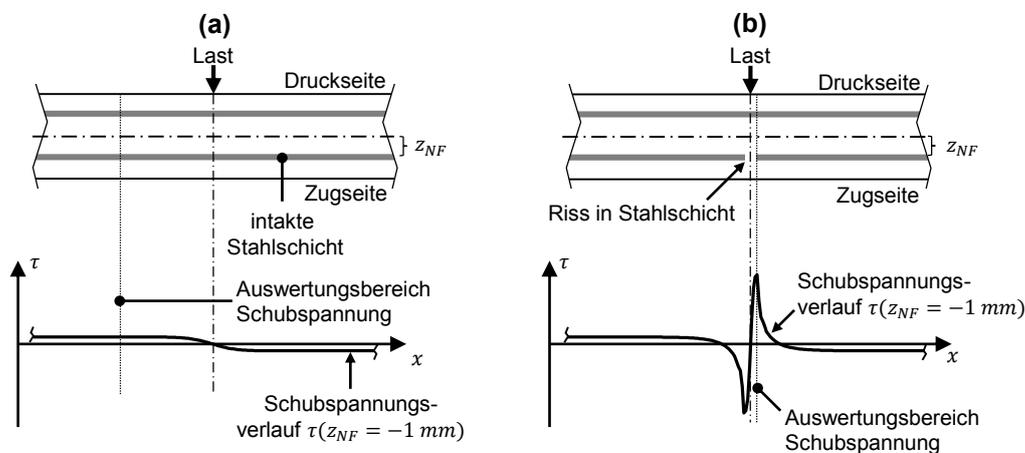
**Abbildung 6.10** – Vergleich der fiktiven Wöhlerkurven der Spannungsamplitude und den experimentell ermittelten Spannungs-Lastspielzahl-Kurven des endgültigen Prüfkörperversagens; Abschätzung der fiktiven Wöhlerkurven nach der FKM-Richtlinie für Federn [74]

Dies entspricht der vorangestellten Annahme, dass der bainitisch vergütete Stahl mit der Festigkeit für das Ölschlussvergüten nach der *FKM-Richtlinie für Federn* vereinfacht abgeschätzt werden kann (vgl. Kapitel 3.1.2). Durch Einführung eines zusätzlichen Fitting-Parameters (hier: Sicherheitsfaktor)  $S_D = 1,05$  wird erreicht, dass für alle analysierten Prüfkörper ein theoretisches, lokales Versagen der Stahlschicht eintritt, bevor der Prüfkörper endgültig versagt. Aus diesem Grund werden die weiteren Festigkeitsanalysen der Stahlschichten in den Hybridlaminaten mit der zulässigen Spannungsamplitude für das Ölschlussvergüten und einem Sicherheitsfaktor  $S_D = 1,05$  abgeschätzt.

Die Spannungsamplituden in der Stahlschicht von #BGV-Hybrid-A mit Lastniveau III-A und #BGV-Hybrid-B mit III-B stimmen im linear-elastischen Bereich mit geringer Abweichungen überein. Die erreichten Lastspielzahlen in den jeweiligen Lastniveaus weisen jedoch Unterschiede auf. Die durchgeführten ex-situ Analysen für #BGV-Hybrid-B sowie die durchgeführte Spannungsanalyse in der Stahlschicht zeigen darüber hinaus, dass das endgültige Versagen des Prüfkörpers nicht mit dem Versagen der Stahlschicht gleichzusetzen ist. Es kann mit einer Verzögerung aufgrund der Rissüberbrückung im Hybridlaminat einsetzen: Die zuvor vom Stahl übertragenen Spannungen werden in die Fasern des GFKs umgeleitet. Aus diesem Grund kann der Schädigungsmechanismus in den hybriden Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B in zwei Stufen

eingeteilt werden: In der ersten Stufe versagt die Stahlschicht unter zyklischer Zugbeanspruchung im Laminataufbau. Es entsteht ein Riss orthogonal zur Beanspruchungsrichtung mittig in der auf Zug beanspruchten Stahlschicht an der Stelle der höchsten Beanspruchung. In der zweiten Stufe setzt eine Delamination, ausgehend von der lokalen Schädigung in der Stahlschicht, ein.

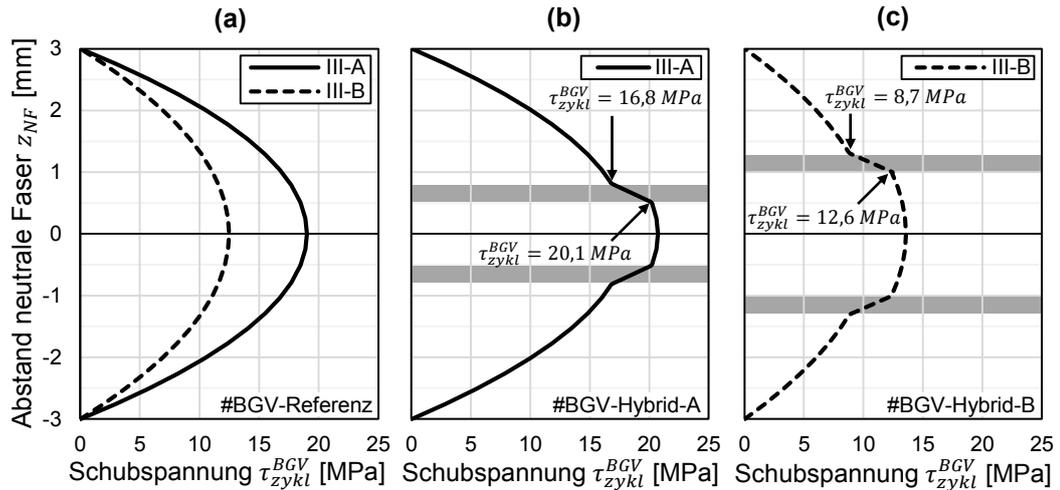
Um die Schädigung genauer zu analysieren, wird eine Betrachtung der Schubspannungen in den Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A für das Lastniveau III-A und für #BGV-Hybrid-B für das Lastniveau III-B im intakten und im geschädigten Laminataufbau angeschlossen, vgl. Abbildung 6.11. Vor Einset-



**Abbildung 6.11** – Schematische Darstellung der Position für die Schubspannungsauswertung im (a) intakten und (b) geschädigten Laminataufbau; Beispielhafte Betrachtung des Laminataufbaus #BGV-Hybrid-B

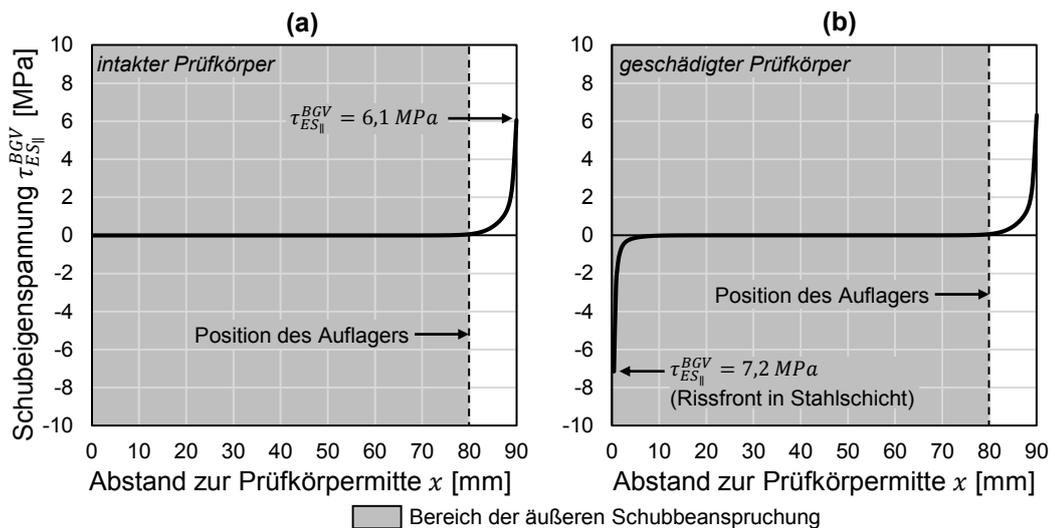
zen der Schädigung in der ersten Stufe wird der intakte Laminataufbau mit Hilfe einer FEA betrachtet. In Abbildung 6.12 sind die Schubspannungsverteilung für die unterschiedlichen Laminataufbauten dargestellt. Im Vergleich zu den Schubspannungsverteilungen im stoffhomogenen Laminataufbau #BGV-Referenz sind die Schubspannungen in den hybriden Laminataufbauten im Bereich der neutralen Faser erhöht. Innerhalb der hybriden Laminataufbauten weist #BGV-Hybrid-A größere Schubspannungen als #BGV-Hybrid-B auf, da auch das Lastniveau III-A mit  $F = 3,8 \text{ kN}$  größer als das Lastniveau III-B mit  $F = 2,5 \text{ kN}$  ist.

Im intakten Laminat besitzen die Eigenspannungen keinen Einfluss, da keine Überlagerung der Schubeigenspannung mit den Schubspannungen vorliegt. Die Schubeigenspannungen  $\tau_{ES_{\parallel}}^{BGV}$  erreichen durch den *Free-Edge-Effect* am freien



**Abbildung 6.12** – Mittels FEA bestimmte Schubspannungsverteilungen über den Querschnitt der intakten Laminataufbauten (a) #BGV-Referenz, (b) #BGV-Hybrid-A und (c) #BGV-Hybrid-B

Prüfkörperende ihr Maximum von  $6,1 \text{ MPa}$  und fallen innerhalb einer Distanz von  $10 \text{ mm}$  auf nahezu Null ab, vgl. Abbildung 6.13 (a). Da die Lasten über die Auflager mit einem Abstand von  $10 \text{ mm}$  zu den Probenenden eingebracht werden, ist der Einfluss der Schubspannungen zwischen den Auflagern zu vernachlässigen. Im Bereich der Grenzschicht zwischen Stahl und GFK liegen an der Innenseite der Stahlschichten der hybriden Laminataufbauten nominale Schubspannungen  $\tau_{zykl}^{BGV}$  von  $20,1 \text{ MPa}$  für das Lastniveaus III-A sowie

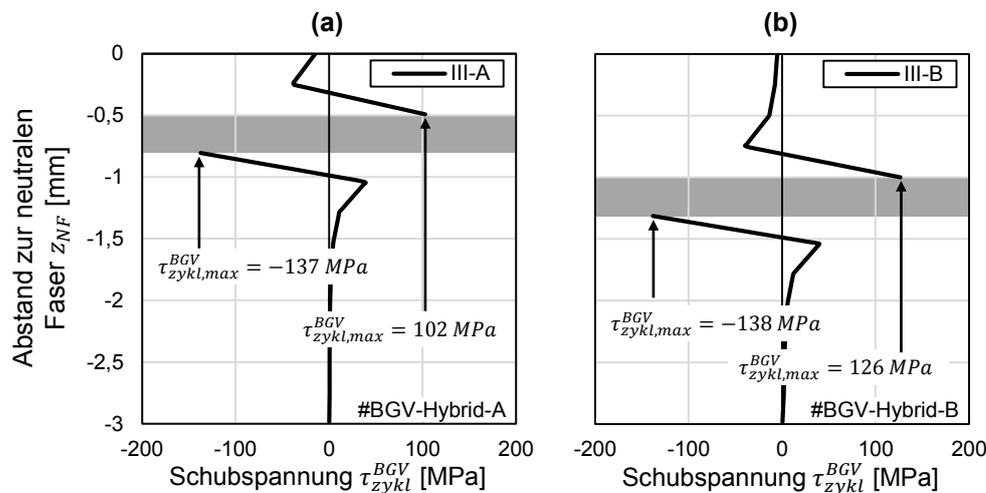


**Abbildung 6.13** – Verlauf der Schubspannung im Grenzschichtbereich zwischen äußerer, auf Zug beanspruchter GFK- und Stahlschicht (a) intakter und (b) geschädigter Laminataufbau; Ermittelt in der Grenzschicht zwischen mittlerer GFK- und Stahlschicht

12,6 MPa für III-B vor. Die Beanspruchungen liegen für alle Prüfkörper weit unterhalb der ermittelten zyklischen Schubfestigkeit (vgl. Kapitel 5.3), so dass kein Ausfall durch Schubversagen zu erwarten ist.

In der zweiten Stufe der Schädigung führt der vollständig ausgebildete Riss in der Stahlschicht zu einer Veränderung des Schubspannungszustands im Laminataufbau. Es wird ein neues Ende der Stahlschicht innerhalb des Prüfkörpers erzeugt, vgl. Abbildung 6.11 (b). Dies hat eine Überhöhung der lastabhängigen Schubspannung durch den Rissüberbrückungsmechanismus und zusätzlich die bekannten Randeffekte zur Entstehung der Schubeigenspannung (*Free-Edge-Effect*) zur Folge, vgl. Abbildung 6.13 (b). Die auftretende Schubeigenspannung beträgt bei Raumtemperatur  $\tau_{ES_{||}}^{BGV} = -7,2 \text{ MPa}$  und überlagert sich mit den äußeren Schubbeanspruchungen in Folge der Querkraft.

In Abbildung 6.14 sind die mit Hilfe der FEA ermittelten äußeren Schubspannungsverteilungen für die hybriden Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B mit den Lastniveaus III-A und -B dargestellt. Die Schubspannungen im



**Abbildung 6.14** – Abschätzung der Schubspannungsverteilung in den GFK-Schichten im Bereich der Krafteinleitung im geschädigten Laminataufbau (a) #BGV-Hybrid-A und (b) #BGV-Hybrid-B

Grenzschichtbereich des geschädigten Prüfkörpers werden unmittelbar an der Rissfront ausgewertet, vgl. Abbildung 6.11 (b). Aufgrund des künstlich erzeugten freien Ende der Stahlschicht im Wirkungsbereich der maximalen Biegebeanspruchung zeigt diese für beide Laminataufbauten einen sprunghaften Anstieg auf über 100 MPa bzw. kleiner als  $-135 \text{ MPa}$ , vgl. Abbildung 6.14. Die

sehr hohen Spannungswerte resultieren aus der linear-elastischen Berechnung mittels FEA. Es wird keine plastische Verformung oder Rissöffnung in der Berechnung berücksichtigt, welche zum Spannungsabbau beitragen. Es liegt eine signifikante Spannungsüberhöhung vor, welche die statische Schubfestigkeit  $\tau_{s,ges}^{EST} = 74,0 \text{ MPa}$  bereits ohne Berücksichtigung der Schubeigen- und Schubspannung überschreiten. Die Schubeigen- und Schubspannung summieren sich schließlich zu einer Gesamtschubbeanspruchung  $\tau_{zykl,ges}^{BGV}$  auf. Die Schubbeanspruchung wird direkt an der Rissfront im Stahlblech und damit im Bereich der Lasteinleitung berechnet, vgl. Abbildung 6.11 (b). Dort findet die Umkehr der Vorzeichen für die Schubspannung statt, vgl. Abbildung 6.11 (a). Zusammenfassend sind die jeweils maximalen Schubspannungen der beiden hybriden Laminataufbauten in Tabelle 6.4 dargestellt. Die Ausprägung der

**Tabelle 6.4** – Mit FEA ermittelte Schubspannungen in den hybriden Laminataufbauten vor und nach Versagen der auf Zug beanspruchten Stahlschicht durch einen Riss orthogonal zur Beanspruchungsrichtung

	ungeschädigter Laminataufbau	geschädigter Laminataufbau (Riss in der Stahlschicht)		
	nominale Schubspannung	Schubeigen- spannung	Maximale Schubspannung	Gesamt- schubspannung
	$\tau_{zykl}^{BGV}$ [MPa]	$\tau_{ES\parallel}^{BGV}$ [MPa]	$\tau_{zykl,max}^{BGV}$ [MPa]	$\tau_{zykl,ges}^{BGV}$ [MPa]
#BGV-Hybrid-A				
III-A	20,1	-7,2	-137	-144,2
#BGV-Hybrid-B				
III-B	12,6	-7,2	-138	-145,2

Gesamtschubspannungen im geschädigten Laminataufbau ist für beide Laminataufbauten vergleichbar, während die Schubspannungen im intakten Laminataufbau für #BGV-Hybrid-A im Vergleich zu #BGV-Hybrid-B um ca. 60 % erhöht sind. Das endgültige Versagen des Prüfkörpers #BGV-Hybrid-B durch eine Delamination im Bereich der Grenzschicht (weite Stufe) setzt 50.000 bis 100.000 Lastspiele nach der Rissentstehung in der Stahlschicht (erste Stufe) ein. Die Gesamtschubspannung im Bereich des Risses in der Stahlschicht liegt für beide ausgewerteten Lastniveaus signifikant über der ermittelten statischen Schubfestigkeit. Es ist davon auszugehen, dass zunächst auch nur eine lokal begrenzte Delamination einsetzt und der Prüfkörper nicht schlagartig versagt.

Unter der weiterhin in der Prüfung zyklisch wirkenden Schubspannung schreitet die Delamination fort, bis diese schließlich zum endgültigen Versagen des Prüfkörpers führt.

Im Vergleich der hybriden Laminataufbauten #BGV-Hybrid-A und -B zeigt sich, dass letzterer eine geringfügig erhöhte Lastspielzahl aufweist. Die erste Stufe der Schädigung sollte bei beiden Laminataufbauten aufgrund des vergleichbaren Spannungsniveau in den Stahlblechen für die Lasthorizonte III-A und -B bei einer vergleichbaren Lastspielzahl eintreten. In der zweiten Stufe der Schädigung sind die Gesamtschubspannungen  $\tau_{zykl.ges}^{BGV}$  zunächst auch auf einem gleichen Niveau. Diese liegen aber mit Werten von  $-144,2$  und  $-145,2$  MPa deutlich oberhalb der statischen und zyklischen Schubfestigkeit im Grenzschichtbereich, wodurch die Delamination initiiert wird. Die hohe Gesamtschubspannung baut sich mit zunehmender Delamination ab, da ansonsten ein schlagartiges Versagen nach der ersten Stufe der Schädigung vorliegen würde. Es ist davon auszugehen, dass der Schubspannungswert an der Front der Delamination zwischen Gesamtschubspannung und der nominalen Schubspannungen liegt. Letztere ist für #BGV-Hybrid-A gegenüber #BGV-Hybrid-B erhöht. Dies kann eine Erklärung für die geringere Lastspielzahl von #BGV-Hybrid-A bis zur vollständigen Delamination sein.

## 6.2 Beanspruchung quer zur Faserrichtung

Der unidirektional verstärkte GFK reagiert sehr sensibel auf Beanspruchungen quer zur Faserrichtung, da hier die eingebrachte Last nicht durch die Fasern aufgenommen wird, sondern ausschließlich von der Matrix getragen wird. Zwar ist die Beanspruchung im hybriden Laminat quer zur Faserrichtung im Vergleich zu der Beanspruchung in Faserrichtung verhältnismäßig klein, jedoch ist auch die Festigkeit unter Querzug gering, da die Materialkennwerte quer zur Faserrichtung überwiegend von den Matrixeigenschaften abhängig sind. Im Folgenden wird die Einbringung von isotropen Metallschichten in den GFK als Hybridisierung im Hinblick auf die Querzugfestigkeit des Hybridverbunds analysiert. Dazu werden die Prüfkörper mit einer quer zur Faserrichtung wirkenden Biegebelastung beaufschlagt.

## 6.2.1 Laminataufbau der Prüfkörper

Als Prüfkörper werden zur neutralen Faser symmetrische Laminare mit je zwei Metallschichten eingesetzt. Die Prüfkörper besitzen eine Länge  $l_{QZ} = 80 \text{ mm}$ , eine Breite  $b = 25 \text{ mm}$  und eine Dicke  $t_{QZ} = 6 \text{ mm}$ . Die einzelnen Laminataufbauten sind in Abbildung 6.15 dargestellt. Die Referenz #QZ-Referenz besteht ausschließlich aus GFK. Alle hybriden Laminataufbauten besitzen zwei

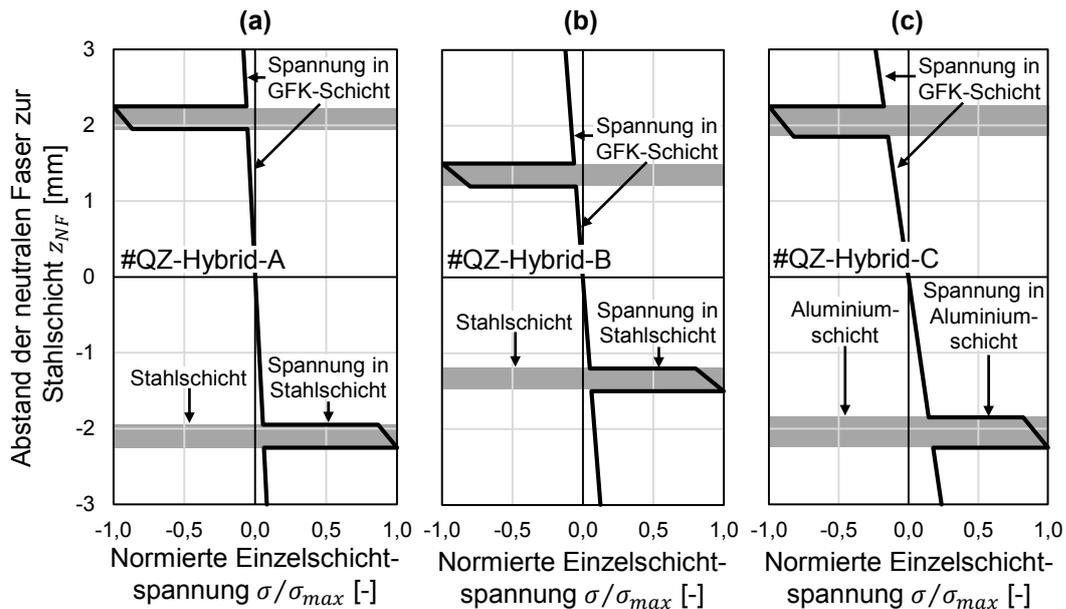
#QZ-Referenz			#QZ-Hybrid-A			#QZ-Hybrid-B			#QZ-Hybrid-C		
Laminat- aufbau	Schicht- dicke [mm]	Prepreg- lagen [-]									
GFK	6,00	9,0	GFK	0,75	1,1	GFK	1,50	2,3	GFK	0,75	1,1
			Stahl	0,30	-	Stahl	0,30	-	Alu	0,40	-
			GFK	3,90	5,9	GFK	2,40	3,6	GFK	3,30	5,0
			Stahl	0,30	-	Stahl	0,30	-	Alu	0,40	-
			GFK	0,75	1,1	GFK	1,50	2,3	GFK	0,75	1,1

**Abbildung 6.15** – Laminataufbauten der Prüfkörper zur Ermittlung der Querzugfestigkeit

symmetrisch zur Mittenebene angeordnete metallische Schichten. Die hybriden Prüfkörper #QZ-Hybrid-A und -B besitzen zwei Metallschichten aus Stahl mit der Dicke  $t_{St} = 0,3 \text{ mm}$ . Der Laminataufbau #QZ-Hybrid-C besitzt zwei Metallschichten aus Aluminium mit der Dicke  $t_{Al} = 0,4 \text{ mm}$ . Der hybride Laminataufbau mit Aluminiumschichten wird aufgrund der ähnlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Aluminium ( $\alpha_{T,Alu} = 23,4 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ ) und GFK quer zur Faserrichtung ( $\alpha_{T,GFK_{\perp}} = 27,9 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ ) ausgewählt, wodurch ein hybrider Laminataufbau mit niedrigeren Eigenspannungen als bei der Verwendung von Stahlschichten erzeugt werden kann.

## 6.2.2 Auswertung der experimentellen Prüfung

Die Methodik zur Ermittlung der Biegefestigkeit quer zur Faserrichtung ist in Kapitel 3.3.6 dargestellt. Die Spannungsverteilung quer zur Faserrichtung ist für die hybriden Laminataufbauten über die einzelnen Schichten inhomogen, vgl. Abbildung 6.16. Es wird analog zu den Beanspruchungen in Faserrichtung (vgl. Abbildung 6.2) eine Betrachtung der Normalspannungen in den Einzelschichten mit der CLT im linear-elastischen Bereich durchgeführt. Dazu werden



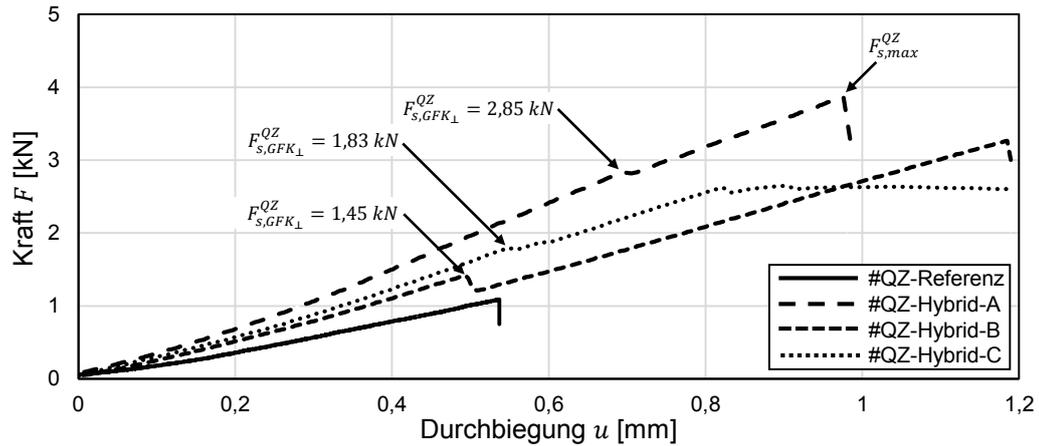
**Abbildung 6.16** – Spannungsverteilung quer zur Faserrichtung in den Einzelschichten der hybriden Laminataufbauten bei Verwendung einer Einheitslast (a) #QZ-Hybrid-A, (b) #QZ-Hybrid-B und (c) #QZ-Hybrid-C

die bezogenen Spannungsverteilungen in den drei hybriden Laminataufbauten mittels einer Einheitslast für die 3-Punkt-Biegeprüfung bestimmt.

Die Spannungen im GFK sind in allen Laminataufbauten signifikant geringer als die Spannungen in den Stahlschichten bzw. Aluminiumschichten. Dies ist auf den geringen Elastizitätsmodul des GFKs quer zur Faserrichtung zurückzuführen, so dass die überwiegende Last von den steiferen Metallschichten getragen wird. Der Unterschied zwischen den Normalspannungen im GFK und in den Metallschichten nimmt ab, wenn entweder die Stahlschicht näher zu der neutralen Faser positioniert wird, vgl. Abbildung 6.16 (b), oder wenn ein Metall mit einem geringeren Elastizitätsmodul als Stahl eingesetzt wird, wie es in diesem Fall für das Aluminium zutreffend ist, vgl. Abbildung 6.16 (c).

### Statische Prüfung

Die statische Biegeprüfung quer zur Faserrichtung wird an mindestens drei Prüfkörpern je Laminataufbau in Anlehnung an die DIN EN ISO 14125 [93] durchgeführt. In Abbildung 6.17 ist beispielhaft jeweils eine Kraft-Weg-Kurve für jeden Laminataufbau dargestellt. Nach einem kurzen Einfahrweg  $< 0,3 \text{ mm}$  weisen alle Prüfkörper einen linearen Kraftanstieg auf. Der stoffhomogene La-



**Abbildung 6.17** – Kraft-Weg-Kurven aus den statischen 3-Punkt-Biegeprüfungen quer zur Faserrichtung

minataufbau #QZ-Referenz versagt als Erster bei einer Kraft von etwas mehr als 1 kN. Der lineare Kraftanstieg der hybriden Laminataufbauten weist bei allen Prüfkörpern einen Kraftabfall im Kraft-Weg-Verlauf ab einem kritischen Kraftwert auf. Die Kraft erfährt eine schlagartige Absenkung, die das Versagen der auf Zug beanspruchten äußeren GFK-Schicht durch Zwischenfaserbruch darstellt. Je größer die Dicke der GFK-Schicht, desto signifikanter der Kraftabfall, wie es im Fall von #QZ-Hybrid-B gegenüber #QZ-Hybrid-A beobachtet werden kann.

Die Prüfung wird nach der Rissbildung in der äußeren, auf Zug beanspruchten GFK-Schicht fortgeführt, bis der Prüfkörper endgültig versagt. Die beiden hybriden Laminataufbauten #QZ-Hybrid-A und -B, welche Schicht besitzen, versagen schlagartig durch Delamination in allen Grenzschichten zwischen Stahl und GFK. Der Laminataufbau #QZ-Hybrid-C mit Aluminiumschichten zeigt dagegen keinen signifikanten Kraftabfall. Dies ist auf das Aluminium zurückzuführen, welches ab einer mittleren Kraft von ca. 2,7 kN im geschädigten Laminataufbau seine Dehngrenze überschreitet und sich plastisch zu verformen beginnt. Die Delamination ist dabei nur zwischen der geschädigten äußeren GFK-Schicht und auf Zug beanspruchten Aluminiumschicht lokal zu beobachten.

Für die sich anschließenden Analysen wird der Zwischenfaserbruch in der äußeren auf Zug beanspruchten GFK-Schicht als Versagen der Einzelschicht bewertet. Die maximalen Spannungen in den Einzelschichten bei Einsetzen des

Zwischenfaserbruchs sind in Tabelle 6.5 für die unterschiedlichen Laminataufbauten dargestellt. Die Versagenskräfte der Einzelschicht  $F_{s,GFK\perp}^{QZ}$  zeigen das

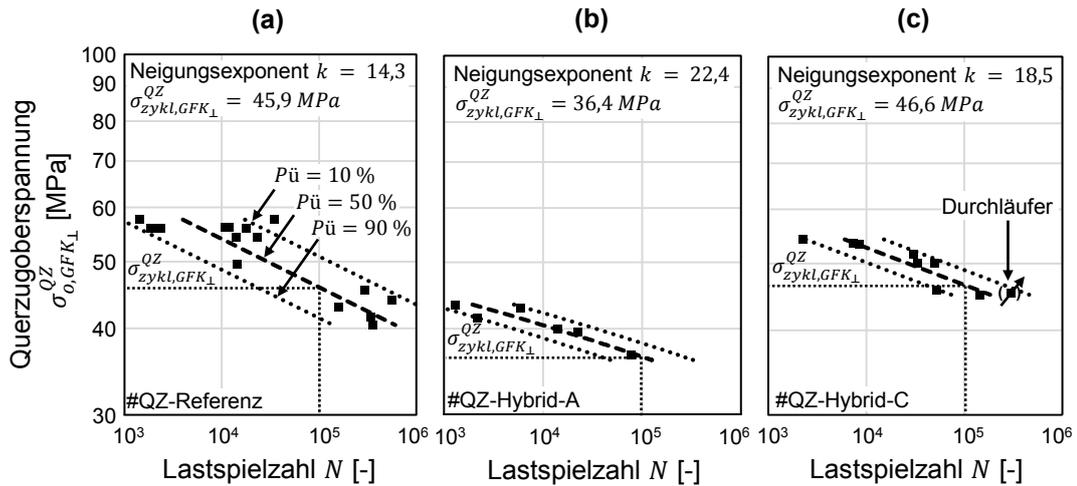
**Tabelle 6.5** – Mittelwerte der Kräfte bei Versagen des Prüfkörpers sowie der äußeren GFK-Schicht durch Zwischenfaserbruch; Angabe der maximalen Einzelschichtspannungen bei Einsetzen des Zwischenfaserbruchs für #QZ-Referenz, berechnet nach DIN EN ISO 14125, und für die hybriden Laminataufbauten #QZ-Hybrid-A bis -C, berechnet mittels CLT

Laminataufbau	Versagenskraft		Einzelschichtsspannung	
	Prüfkörper $F_{s,max}^{QZ}$ [kN]	Einzelschicht $F_{s,GFK\perp}^{QZ}$ [kN]	Metall $\sigma_{s,Me}^{QZ}$ [MPa]	GFK $\sigma_{s,GFK\perp}^{QZ}$ [MPa]
#QZ-Referenz	1,1	1,1	-	71,7
#QZ-Hybrid-A	4,7	2,8	699,6	61,1
#QZ-Hybrid-B	2,9	1,7	475,8	61,5
#QZ-Hybrid-C	2,7	2,2	324,5	77,5

Potential der Hybridisierung auf: Bei gleichen Außendimensionen der Prüfkörper wird durch die Integration der Stahl- bzw. Aluminiumschichten eine Steigerung der Maximalkraft bis zum Versagen der äußeren GFK-Schicht um bis zu 260 % für #QZ-Hybrid-A im Vergleich zur #QZ-Referenz erreicht. Trotzdem sinkt gleichzeitig die ertragbare Querkzugspannung  $\sigma_{s,GFK\perp}^{QZ}$  im Vergleich zu #QZ-Referenz und #QZ-Hybrid-C ab.

### Zyklische Prüfung

Die zyklischen Prüfungen werden bei einem nominalen Spannungsverhältnis von  $R = 0,3$  durchgeführt. Die Spannungs-Lastspielzahl-Kurven für den stoffhomogenen Laminataufbau #QZ-Referenz und die hybriden Prüfkörper #QZ-Hybrid-A und -C sind in Abbildung 6.18 dargestellt. Es wird die Querkzugspannung in der äußeren, auf Zug beanspruchten GFK-Schicht bis zum ersten Anriss (Zwischenfaserbruch) ausgewertet (vgl. Kapitel 3.3.6). Der Laminataufbau #QZ-Hybrid-B wird aufgrund der geringeren Kraft  $F_{s,GFK\perp}^{QZ}$  bis zum Zwischenfaserbruch (vgl. Tabelle 6.5) nicht berücksichtigt. Während die Spannungs-Lastspielzahl-Kurven von #QZ-Referenz und #QZ-Hybrid-C einen ähnlichen Verlauf der Querkzugspannung und eine vergleichbare zyklische Querkzugfestigkeit  $\sigma_{zykl,GFK\perp}^{QZ}$  von mehr als 45 MPa bei  $N = 10^5$  Lastspielen aufweisen, ist die zyklische Querkzugfestigkeit von #QZ-Hybrid-A mit 36,4 MPa bei  $N = 10^5$  Lastspielen signifikant reduziert. Das Verhalten in



**Abbildung 6.18** – Spannungs-Lastspielzahl-Kurven mit Darstellung der Querkzugoberspannung für (a) #QZ-Referenz (b) #QZ-Hybrid-A und (c) #QZ-Hybrid-C bei einem nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,3$

der zyklischen Prüfung zeigt eine Analogie zu den statischen Prüfungen, in denen ebenfalls signifikante Unterschiede der Festigkeit zwischen den einzelnen Laminataufbauten festgestellt wurden.

### 6.2.3 Einfluss der Eigenspannungen

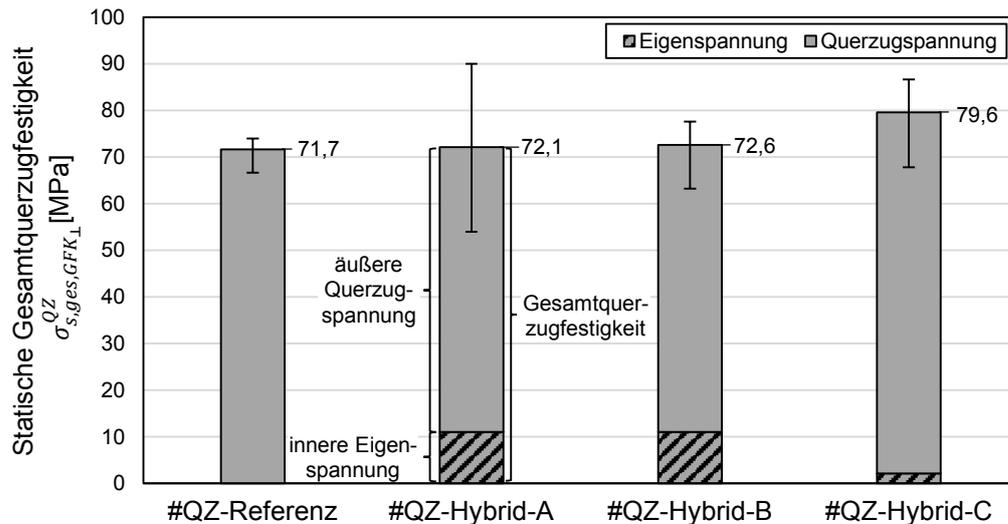
Die Eigenspannungen in den GFK-Schichten sind in Tabelle 6.6 für die unterschiedlichen Laminataufbauten dargestellt. Sie wirken als Normalspannungen

**Tabelle 6.6** – Eigenspannungen der unterschiedlichen Laminataufbauten in der GFK-Schicht quer zur Faserrichtung

Laminataufbau	Dicke der Metallschicht	Volumengehalt des Metalls	Eigenspannung quer zur Faserrichtung
	$t_{Me}$ [mm]	$\varphi_{Me}$ [%]	$\sigma_{ES_{\perp},GFK}$ [MPa]
#QZ-Hybrid-A	0,3	10,0	11,1
#QZ-Hybrid-B	0,3	10,0	11,1
#QZ-Hybrid-C	0,4	13,3	2,1

in den einzelnen Schichten und werden analytisch berechnet. Da lediglich eine Betrachtung des Festigkeitsverhaltens des GFKs unter Querkzugbeanspruchung analysiert wird, werden die Eigenspannungen in den Metallschichten nicht weiter berücksichtigt. Der Mittelwert der Querkzugfestigkeit von #QZ-Hybrid-A und -B in den statischen Prüfungen wird durch die Berücksichtigung der Eigenspannungen in den GFK-Schichten signifikant angehoben, vgl. Abbildung

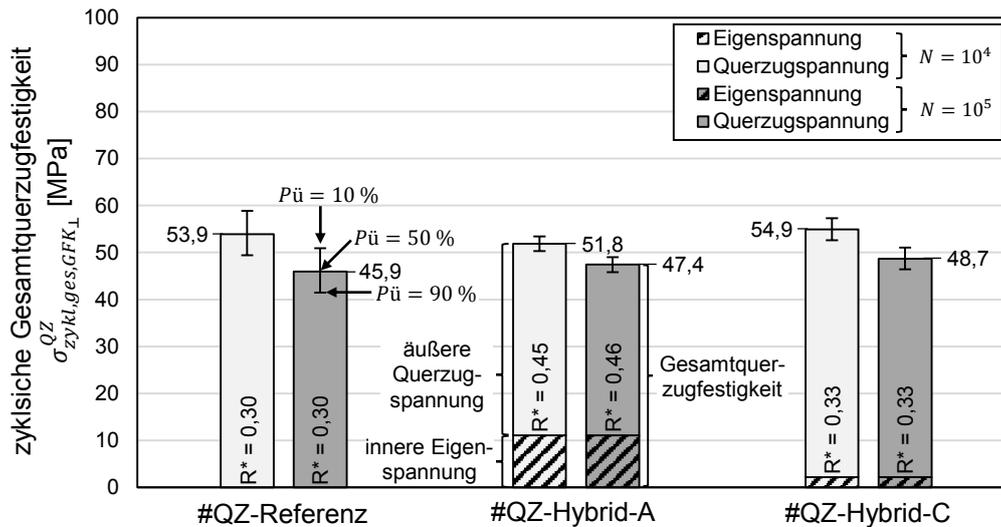
6.19. Sie wirken statisch auf die GFK-Schicht ein. Die Summe aus der statischen Querkzugspannung und der Eigenspannung erreicht eine Gesamtquerkzugfestigkeit auf dem Niveau der Referenz #QZ-Referenz. Lediglich die Gesamtquerkzugfestigkeit von #QZ-Hybrid-C mit zwei Aluminiumschichten weist einen geringfügig höheren Mittelwert auf. Auch wenn die Eigenspannungen betragsmäßig zunächst gering erscheinen, sind sie für die Charakterisierung der Querkzugfestigkeit nicht zu vernachlässigen. Sie machen in den Laminataufbau-



**Abbildung 6.19** – Darstellung des Mittelwerts der statischen Gesamtquerkzugfestigkeit der äußeren GFK-Schicht unter Angabe der Minimal- und Maximalwerte mit Berücksichtigung der Eigenspannungen

ten #QZ-Hybrid-A und -B mehr als 15 % der Festigkeit aus, #QZ-Hybrid-C weist dagegen nur einen sehr geringen Einfluss der Eigenspannung auf.

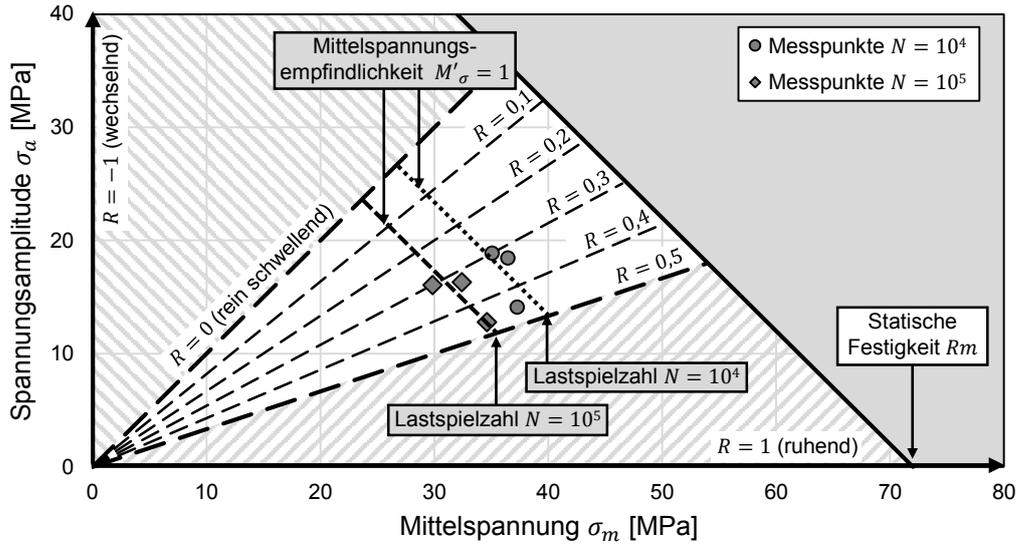
In Abbildung 6.20 sind die zyklischen Festigkeitswerte unter Berücksichtigung der Eigenspannungen dargestellt. Die zyklische Gesamtquerkzugfestigkeit bei der Referenzlastspielzahl von  $N = 10^4$  und  $10^5$  liegt für alle Laminataufbauten für  $P\ddot{u} = 50\%$  auf einem ähnlichen Niveau. Die Überlebenswahrscheinlichkeiten  $P\ddot{u} = 10\%$  und  $P\ddot{u} = 90\%$  bei  $N = 10^5$  Lastspielen werden mit Hilfe der Fehlerindikatoren dargestellt. Für den zyklischen Lastfall stellt sich der Einfluss der Eigenspannungen komplexer dar. Die Eigenspannungen verschieben das Spannungsverhältnis bei der Festigkeitsbetrachtung. Die zyklische Prüfung wird mit einem nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,3$  für alle Laminataufbauten durchgeführt. Das Spannungsverhältnis ist durch das Verhältnis aus Ober- und Unterspannung definiert, aus diesen werden die Amplitudenspan-



**Abbildung 6.20** – Darstellung der zyklischen Gesamtquerzugfestigkeit unter Berücksichtigung der Eigenspannungen bei  $N = 10^4$  und der Referenzlastspielzahl  $N = 10^5$  sowie einem nominalen Spannungsverhältnis in der Prüfung von  $R = 0,3$  unter Angabe der Überlebenswahrscheinlichkeiten durch die Fehlerindikatoren

nung  $\sigma_a$  und Mittelspannung  $\sigma_m$  abgeleitet. Die Berücksichtigung der Eigenspannungen erhöht die Mittelspannung  $\sigma_m$ . Dadurch ergibt sich ein lokales Spannungsverhältnis  $R^*$ , das von dem nominalen Spannungsverhältnis in der Prüfung abweicht. In #QZ-Hybrid-A beträgt dieses  $R^* = 0,46$  und stellt eine signifikante Abweichung zum nominalen Spannungsverhältnis  $R = 0,3$  aus der Prüfung dar. Für #QZ-Hybrid-C weicht das lokale Spannungsverhältnis mit  $R^* = 0,33$  nur geringfügig ab.

Da über unterschiedliche Laminataufbauten verschiedene Eigenspannungszustände vorliegen, wird eine Betrachtung des Mittelspannungseinflusses durch die unterschiedlichen lokalen Spannungsverhältnisse in Anlehnung an ein *Haigh*-Schaubild durchgeführt, vgl. Abbildung 6.21. Das *Haigh*-Schaubild verknüpft die Amplituden- und Mittelspannung über das Spannungsverhältnis. Es wird ausschließlich der Zug-Schwell-Bereich im Intervall des Spannungsverhältnis von  $0 < R^* < 0,5$  betrachtet. Die Linien gleicher Lastspielzahlen werden aus den Spannungs-Lastspielzahl-Kurven von #QZ-Referenz und #QZ-Hybrid-A (vgl. Abbildung 6.18) für die Lastspielzahlen  $N = 10^4$  und  $N = 10^5$  mittels einer linearen Regressionsanalyse bestimmt: Es wird für die Linien gleicher Lastspielzahl vereinfacht eine Mittelspannungsempfindlichkeit im Zug-Schwell-Bereich von  $M'_\sigma = 1$  angenommen. Die Annahme von  $M'_\sigma = 1$  korreliert mit den



**Abbildung 6.21** – Darstellung des Mittelspannungseinflusses auf die Gesamtquerspannung in Anlehnung an ein *Haigh*-Schaubild; Auswertung mit den zyklischen Querspannungsfestigkeiten ( $P\ddot{u} = 50\%$ ) von #QZ-Referenz, #QZ-Hybrid-A und -C für  $N = 10^4$  sowie  $N = 10^5$  Lastspiele

Messpunkten aus den Spannungs-Lastspielzahl-Kurven von #QZ-Referenz für ein lokales Spannungsverhältnis von  $R^* = 0,3$ , #QZ-Hybrid-A für  $R^* = 0,45$  ( $N = 10^4$ ) sowie  $R^* = 0,46$  ( $N = 10^5$ ) und #QZ-Hybrid-C  $R^* = 0,33$ . Es ergibt sich die Geradengleichung für die Linie konstanter Lastspielzahl zu:

$$\sigma_a = -M'_\sigma \cdot \sigma_m + \sigma_{N,GFK_\perp}^{QZ} \quad (6.1)$$

Der Achsenabschnitt  $\sigma_{N,GFK_\perp}^{QZ}$  beträgt für  $10^4$  Lastspiele  $53,4 \text{ MPa}$  und für  $10^5$  Lastspiele  $47,4 \text{ MPa}$ . Die Oberspannung ( $\sigma_o = \sigma_a + \sigma_m$ ) ist für gleiche Lastspielzahlen im Intervall des lokalen Spannungsverhältnis  $0 < R^* < 0,5$  aufgrund der Mittelspannungsempfindlichkeit  $M'_\sigma = 1$  konstant. In Tabelle 6.7 sind die Abweichungen der experimentell ermittelten Gesamtquerspannungen von der Geraden (vgl. Gleichung 6.1) der einzelnen Laminataufbau-

**Tabelle 6.7** – Abweichung der ermittelten Gesamtquerspannungen zu den Linien konstanter Lastspielzahl bei einer angenommenen Mittelspannungsempfindlichkeit  $M'_\sigma = 1$

Laminataufbau	Abweichung [%]	
	$N = 10^4$	$N = 10^5$
#QZ-Referenz	1,0	2,9
#QZ-Hybrid-A	-3,8	-3,0
#QZ-Hybrid-C	2,8	0,1

ten dargestellt. Die einzelnen Gesamtquerzugoberspannungen (vgl. Abbildung 6.20) weisen lediglich geringe Abweichungen von den Geraden ( $< 5\%$ ) auf, so dass die zunächst angenommene Mittelspannungsempfindlichkeit  $M'_\sigma = 1$  eine gute Näherung darstellt. Dadurch zeigt sich bei dem vorliegenden Lastfall quer zur Faserrichtung ein signifikanter Einfluss der Mittelspannungen auf das zyklische Festigkeitsverhalten.

### 6.3 Ableitung der Festigkeitskennwerte

Für die Beanspruchung parallel zur Faserrichtung liegt ein zweistufiger Schädigungsmechanismus vor. Der Schädigungsfortschritt wird mittels einer ex-situ Analyse im CT beispielhaft an einem Prüfkörper von #BGV-Hybrid-B betrachtet: Zuerst setzt ein Versagen der Stahlschicht ein. Dies führt zu einem neuen, lokalen Beanspruchungszustand im Laminataufbau, wodurch die zunächst vernachlässigbaren Schubspannungen in Grenzschichtnähe maßgeblich an dem Versagen des hybriden Laminataufbaus beteiligt sind. Da das initiale Versagen von der Stahlschicht ausgeht, stellt sie für diesen Lastfall die Schwachstelle im Laminat dar und wird als Auslegungskriterium für hybride Laminataufbauten unter Beanspruchung parallel zur Faserrichtung herangezogen. Es zeigt sich, dass für den Stahl die einfache Abschätzung der zyklischen Festigkeit mit Hilfe der *FKM-Richtlinie für Federn* für des Ölschlussvergüten unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors  $S_D = 1,05$  die beste Näherung zu den experimentell ermittelten Ergebnissen darstellt. Der zyklische Festigkeitskennwert  $R_{St}$  entspricht danach der Spannungsamplitude  $\sigma_D/S_D$  bei der Knickpunktlastspielzahl  $N_{D,\sigma} = 10^5$ . Für die statische Festigkeit wird die Dehngrenze  $R_{p0,2} = 1480 \text{ MPa}$  festgelegt. Für den GFK in Faserrichtung ergibt sich eine statische Festigkeit  $R_{s,\parallel} = 1860 \text{ MPa}$  und eine zyklische Festigkeit für  $N = 10^5$  Lastspiele von  $R_{\parallel} = 1063 \text{ MPa}$ .

Anders stellt sich dagegen die Einzelschichtfestigkeit in den hybriden Laminataufbauten bei einer Beanspruchung quer zur Faserrichtung dar: Die Festigkeit ist ausschließlich von dem auf Zug beanspruchten GFK abhängig. Es tritt kein mehrstufiger Versagensmechanismus auf. Das Versagen der äußeren GFK-Schicht durch Zwischenfaserbruch geht mit einem abrupten Steifigkeitsverlust einher. Die ermittelte statische Querzugfestigkeit weist unter Berücksichtigung

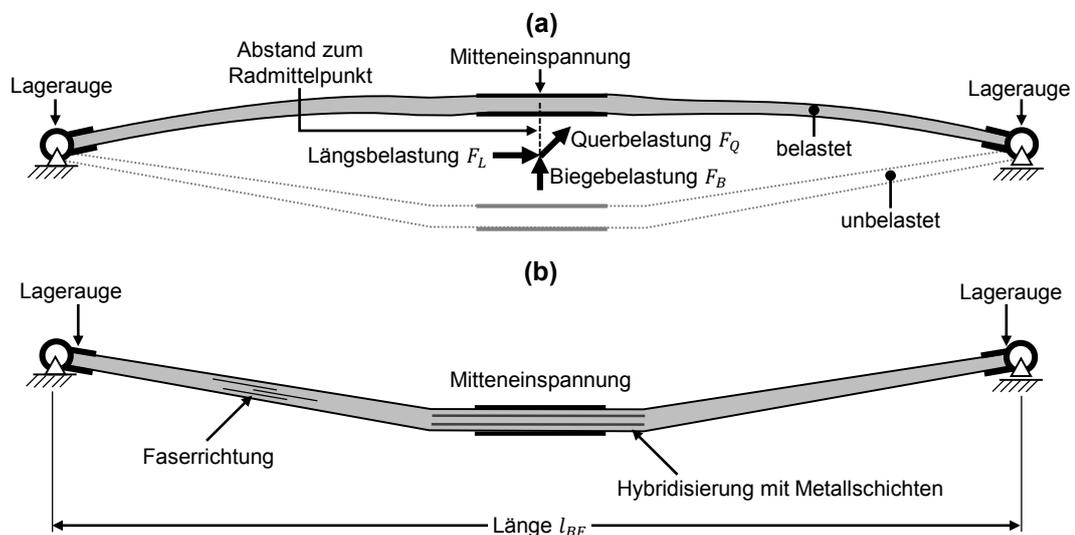
der Eigenspannungen einen vom Laminataufbau unabhängigen Wert auf und beträgt ca.  $R_{s,\perp} = 72,0 \text{ MPa}$ . Für die zyklische Querkzugfestigkeit wird der Einfluss der Eigenspannung auf das lokale Spannungsverhältnis über eine Annäherung mit der Mittelspannungsempfindlichkeit  $M'_\sigma = 1$  berücksichtigt und verifiziert. Die zyklische Querkzugfestigkeit kann in einem Intervall des lokalen Spannungsverhältnisses von  $0 < R^* < 0,5$  mit  $R_\perp = 47,4 \text{ MPa}$  für  $10^5$  Lastspiele angegeben werden.

Beide Analysen der Einzelschichtfestigkeit, parallel und quer zur Faserrichtung, zeigen den Bedarf für eine kombinierte Schädigungsrechnung von GFK und Stahl im Fall von hybriden, mehraxial beanspruchten Laminataufbauten.

# Kapitel 7

## Bauteildimensionierung mit Hybridverbunden

Der Einsatz und die Dimensionierung von Hybridverbunden wird am Beispiel einer FKV-Blattfeder unter Biegebeanspruchung diskutiert. Eine Blattfeder wird in Kraftfahrzeugen zur Kraftübertragung zwischen Rad bzw. Radträger und Karosserie eingesetzt, vgl. Abbildung 7.1 (a). Die radführende Blattfe-



**Abbildung 7.1** – Schematische Darstellung von Blattfedern (a) FKV-Blattfeder mit Hauptbelastungen und dazu gehörigen Lastangriffspunkten und (b) Blattfeder mit hybridisiertem Lasteinleitungsbereich

der nimmt die zyklischen Belastungen, eingetragen über die Weganregung der Räder, an der Mitteneinspannung auf und leitet diese über die Lageraugen an den Federenden in die Karosserie des Kraftfahrzeugs ein. In der Blattfeder wird

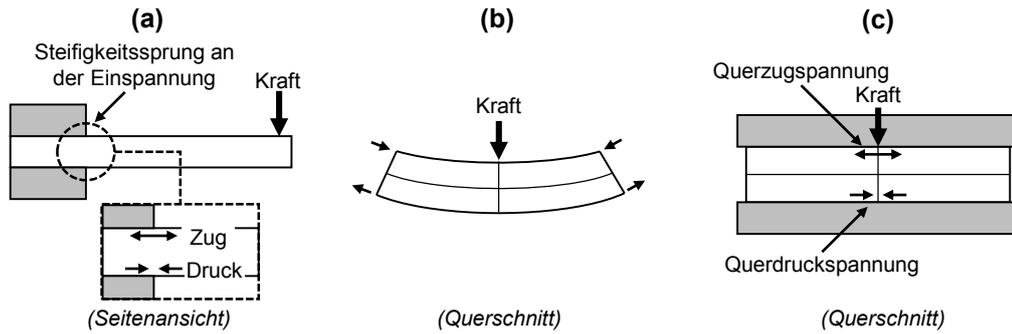
durch das Einfedern des Fahrzeugs eine Biegebelastung  $F_B$  hervorgerufen, welche eine mehraxiale Beanspruchung in der Blattfeder verursacht. Durch Brems- und Beschleunigungsmanöver werden Längsbelastungen  $F_L$  in Fahrzeuginnenrichtung in die Blattfeder eingetragen. Durch Kurvenfahrten hervorgerufene Querbelastungen  $F_Q$  können zu einer Torsions- und Biegebeanspruchung führen. Es besteht die Möglichkeit, die Querbelastung zu reduzieren oder sogar zu eliminieren, indem Querlenker als zusätzliche Abstützungen eingesetzt werden.

Ziel des Kapitels ist die werkstoffgerechte Auslegung des Lasteinleitungsbereichs (Mitteneinspannung) durch eine Hybridisierung. Für die Auslegung und Berechnung einer hybriden Blattfeder gilt es – hervorgehend aus der in den vorangegangenen Kapiteln durchgeführten Festigkeitsanalyse von Hybridlaminate – verschiedene Kriterien zu beachten: Einzelschichtfestigkeit des FKV, Einzelschichtfestigkeit des Metalls sowie Festigkeit der Grenzschicht zwischen FKV und Metall sowie die Berücksichtigung der Eigenspannungen.

## 7.1 Beanspruchungen in der Blattfeder

Die Festigkeitsbetrachtung der Blattfeder (vgl. Abbildung 7.1) wird beispielhaft für die Hauptbelastung, die Biegebelastung  $F_B$ , durchgeführt. Die durch die Biegebelastung im Bereich der Mitteneinspannung hervorgerufene mehraxiale Beanspruchung setzt sich aus einer faserparallelen Biegebeanspruchung und Beanspruchungen quer zur Faserrichtung zusammen. Letztere werden durch die antiklastische Krümmung an Steifigkeitssprüngen, wie der steifen Mitteneinspannung der Blattfeder, hervorgerufen. Die Entstehung ist in Abbildung 7.2 schematisch dargestellt. Bei der antiklastischen Krümmung wird die Verwölbung des Querschnitts der Feder bedingt durch die Querkontraktion von der Mitteneinspannung verhindert. Da die Dehnung nicht in eine Verformung umgesetzt werden kann, entstehen Spannungen, welche entgegengesetzt zur Richtung der verhinderten Verformung wirken.

Die Spannungsanalysen in den zu betrachtenden Blattfederkonfigurationen werden mittels 3D-FE-Berechnungen durchgeführt. Der GFK wird mit einem stoffhomogenen, orthotropen Materialverhalten, die eingesetzten Metalle mit

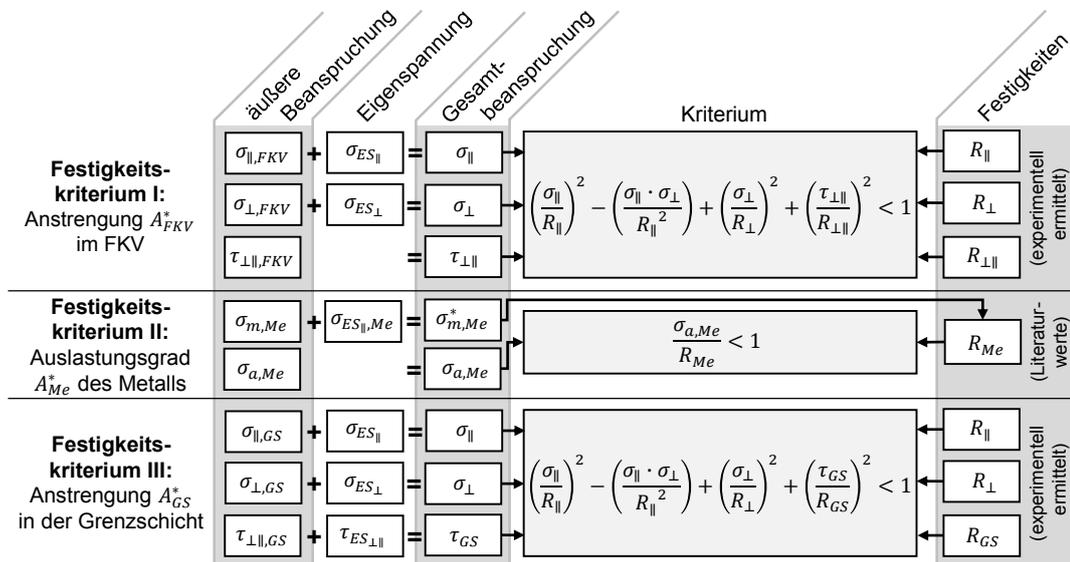


**Abbildung 7.2** – Querszugsverhalten an einem Steifigkeitssprung (a) Seitenansicht des Biegebalkens, (b) Querschnitt eines Balkens mit freier und (c) mit eingeschränkter Querschnittsverwölbung

einem homogenen, isotropen Materialverhalten beschrieben, vgl. Kapitel 3.5.2. Die Belastung  $F_B$  wird in den konkretisierten Simulationsmodellen analog zu Abbildung 7.1 über die Mitteneinspannung eingeleitet.

## 7.2 Festigkeitskriterien für die Dimensionierung

Es werden für die Dimensionierung der hybriden Blattfeder drei Festigkeitskriterien definiert: I. Anstrengung FKV, II. Auslastungsgrad Metall und III. Anstrengung Grenzschicht, vgl. Abbildung 7.3. Die Anstrengung im GFK und in



**Abbildung 7.3** – Festigkeitskriterien für die Auslegung mit Hybridverbunden

der Grenzschicht wird nach *Tsai-Hill* [105] unter Anwendung der experimentell ermittelten zyklischen Festigkeiten ausgewertet. Der Auslastungsgrad des

Metalls wird durch die Gegenüberstellung der zyklischen Beanspruchung in der Metallschicht (Spannungsamplitude) mit dem zyklischen Festigkeitskennwert bestimmt. Der zyklische Festigkeitskennwert wird unter der Berücksichtigung der Konstruktionsfaktoren und der Mittelspannungsfaktoren für den Stahl in Anlehnung an die *FKM-Richtlinie für Federn* [74] und für das Aluminium mit der *FKM-Richtlinie für Maschinenbauteile* [75] vereinfacht abgeschätzt. Die drei Festigkeitskriterien müssen alle gleichzeitig erfüllt werden.

### 7.2.1 Festigkeitskriterium I: Anstrengung FKV

Im FKV können sich an den zu betrachtenden Stellen Beanspruchungen unterschiedlicher Wirkrichtungen überlagern, so dass das Festigkeitskriterium nach *Tsai-Hill* [105] gekoppelt mit den experimentell ermittelten Festigkeitswerten angewandt wird. Der mehraxiale Spannungszustand in dem Lasteinleitungsbe- reich kann wie folgt berücksichtigt und ausgewertet werden:

$$\left(\frac{\sigma_{\parallel}}{R_{\parallel}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{\parallel} \cdot \sigma_{\perp}}{R_{\parallel}^2}\right) + \left(\frac{\sigma_{\perp}}{R_{\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{\perp\parallel}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2 < 1. \quad (7.1)$$

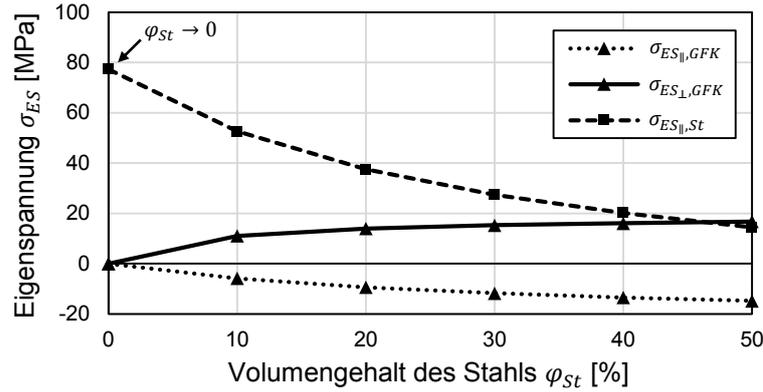
Als Festigkeiten werden die in den vorherigen Kapiteln experimentell bestimmten zyklischen Festigkeiten bei einer Referenzlastspielzahl  $N = 10^5$  verwendet, vgl. Tabelle 7.1. Die einzelnen Beanspruchungen werden im Festigkeitskriteri-

**Tabelle 7.1** – Zyklische Festigkeitskennwerte FKV

Festigkeit in Faserrichtung	$R_{\parallel}$	[MPa]	1063
Festigkeit quer zur Faserrichtung	$R_{\perp}$	[MPa]	47,4
Schubfestigkeit im FKV	$R_{\perp\parallel}$	[MPa]	46,6

um nach *Tsai-Hill* [105] zu einer Anstrengung zusammengefasst. Erreicht diese einen Wert  $\geq 1$  tritt Versagen im FKV auf.

Die Eigenspannungen können in Abhängigkeit vom Metallvolumengehalt  $\varphi_{Me}$  analytisch bestimmt werden. In Abbildung 7.4 sind die thermischen Eigenspannungen am Beispiel eines symmetrisch aufgebauten Hybridverbunds aus GFK und Stahl dargestellt. Bei Betrachtung der Schubbeanspruchungen besitzen die Schubeigenspannungen lediglich einen Einfluss im Bereich der Grenzschicht am Ende der Metallschicht und nehmen dadurch auf die Festigkeit des stoffhomo- genen GFKs keinen Einfluss. Die Eigenspannungen quer zur Faserrichtung



**Abbildung 7.4** – Analytisch berechnete Eigenspannungen in einem hybriden Laminataufbau aus GFK und Stahl

$\sigma_{ES\perp,FKV}$  können, wie bereits gezeigt, einen Anteil  $> 25\%$  der ertragbaren Beanspruchung ausmachen (vgl. Kapitel 6.2.3).

Durch die Eigenspannungen wird die Mittelspannung in der Auswertung der zyklischen Festigkeit erhöht. Dies wird über die Verwendung des *Haigh*-Schaubilds aus Abbildung 6.21 mit einer Mittelspannungsempfindlichkeit von  $M'_\sigma = 1$  berücksichtigt. Die Veränderung des nominalen Spannungsverhältnisses  $R$  in Faserrichtung durch die Berücksichtigung der Eigenspannungen kann vernachlässigt werden, da die Eigenspannungen in Faserrichtung im GFK aufgrund der kleinen Spannungswerte nahezu keinen Einfluss auf die Festigkeit  $R_{\parallel}$  nehmen (vgl. Kapitel 6.1.3). Die Eigenspannungen werden wie folgt berücksichtigt:

$$\sigma_{\parallel} = \sigma_{\parallel,FKV} + \sigma_{ES\parallel,FKV} \quad (7.2)$$

$$\sigma_{\perp} = \sigma_{\perp,FKV} + \sigma_{ES\perp,FKV} \quad (7.3)$$

Die bereits bekannten Beanspruchungen werden dabei um die Eigenspannungen längs und quer zur Faserrichtung erweitert.

## 7.2.2 Festigkeitskriterium II: Auslastungsgrad Metall

Für die metallischen Werkstoffe werden aufgrund der Isotropie die gleichen Festigkeitswerte längs und quer zur Faserrichtung angenommen. Der zyklische Festigkeitsnachweis wird durch die Gegenüberstellung der zyklischen Be-

anspruchung  $\sigma_{a,Me}$  (Spannungsamplitude) mit der zyklischen Festigkeit  $R_{Me}$ , zulässige Spannungsamplitude bei  $10^5$  Lastspielen, erbracht.

$$\frac{\sigma_{a,Me}}{R_{Me}} < 1 \quad (7.4)$$

Für den Stahl entspricht  $R_{Me}$  der zulässigen Spannungsamplitude  $\sigma_D$  bei der Knickpunktlastspielzahl  $N_{D,\sigma} = 10^5$  unter Berücksichtigung des Sicherheitsfaktors  $S_D = 1,05$  (vgl. Kapitel 6.3). Die Bauteil-Wechselfestigkeiten  $\sigma_{WK}$  für den Stahl und das Aluminium werden nach den entsprechenden FKM-Richtlinien [74, 75] ermittelt. Der Rauheitsfaktor  $K_R$  wird nach DIN 743-2 [76] berechnet. Es wird für die Metallschichten im Hybridverbund eine maximale gemittelte Oberflächenrauheit von  $Rz = 10 \mu m$  berücksichtigt, um eine möglichst hohe zyklische Festigkeit zu gewährleisten. Der Rauheitsfaktor  $K_R$  beträgt danach 0,79 und ergibt einen Konstruktionsfaktor  $K_{WK} = 1,26$ . Die Bauteil-Wechselfestigkeit  $\sigma_{WK,St}$  des vergüteten Stahls (51CrV4) wird vereinfacht für das Ölschlussvergüten ermittelt (vgl. Kapitel 6.1.3) und beträgt unter der Berücksichtigung des Konstruktionsfaktors für  $N_{D,\sigma} = 10^5$  Lastspiele  $674 \text{ MPa}$ . Für das Aluminium (AW7075) wird nach der *FKM-Richtlinie für Maschinenbauteile* [75] eine Bauteil-Wechselfestigkeit  $\sigma_{WK,Al} = 197 \text{ MPa}$  für  $N = 10^5$  Lastspiele abgeschätzt.

Die Eigenspannung im Metall in Beanspruchungsrichtung wird durch Gleichung 7.5 in der Mittelspannung berücksichtigt. Im Gegensatz zur Festigkeitsbetrachtung im FKV, werden in den metallischen Komponenten nur die Eigenspannungen in Richtung der größten Beanspruchung betrachtet.

$$\sigma_{m,Me}^* = \sigma_{m,Me} + \sigma_{ES\parallel,Me} \quad (7.5)$$

Die Veränderung der Mittelspannung sowie des lokalen Spannungsverhältnisses  $R^*$  durch die thermischen Eigenspannungen wird im Mittelspannungsfaktor  $K_{AK}$  für die Berechnung der zulässigen Spannungsamplitude berücksichtigt.

### 7.2.3 Festigkeitskriterium III: Anstrengung Grenzschicht

Ein zusätzliches Festigkeitskriterium wird für die Beanspruchung im Bereich der Grenzschicht eingeführt. Dieses wird insbesondere an den im FKV enden-

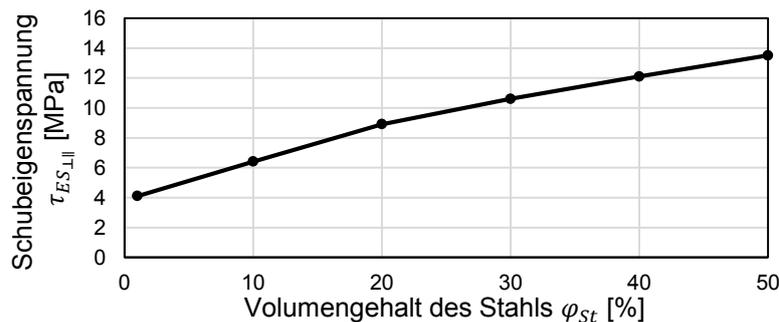
den Metallschichten angewendet, wo eine Überhöhung der Schubspannung im Grenzschichtbereich zu beobachten ist. Da in den experimentellen Versuchen ein überwiegend kohäsives Versagen im FKV in der Nähe der Grenzschicht beobachtet werden konnte, wird das Festigkeitskriterium analog zu dem Festigkeitskriterium für den FKV nach *Tsai-Hill* bestimmt, vgl. Gleichung 7.1. Die Schubbeanspruchung in Grenzschichtnähe besitzt den experimentell ermittelten zyklischen Festigkeitswert  $R_{GS} = 44,4 \text{ MPa}$  (vgl. Kapitel 5.3). Die Beanspruchungen parallel und quer zur Faserrichtung werden ebenfalls an der Stelle der maximalen Schubbeanspruchung in der Grenzschicht ausgewertet und in der Anstrengung nach *Tsai-Hill* [105] berücksichtigt.

$$\left(\frac{\sigma_{\parallel}}{R_{\parallel}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{\parallel} \cdot \sigma_{\perp}}{R_{\parallel}^2}\right) + \left(\frac{\sigma_{\perp}}{R_{\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{GS}}{R_{GS}}\right)^2 < 1 \quad (7.6)$$

Die Schubspannung in der Grenzschicht wird als  $\tau_{GS}$  bezeichnet und beinhaltet auch die Eigenspannungen, welche durch den *Edge-Effect* am Ende der Metallschicht entstehen.

$$\tau_{GS} = \tau_{\perp\parallel,GS} + \tau_{ES\perp\parallel} \quad (7.7)$$

In Abbildung 7.5 sind die maximalen Schubeigenspannungen am Ende der Metallschicht beispielhaft für hybride Laminataufbauten aus GFK und Stahl in Abhängigkeit des Stahlvolumengehalts dargestellt. Die Veränderung des nomi-



**Abbildung 7.5** – Mittels FEA berechnete Schubeigenspannungen an den freien Stahlschichtenden in hybriden Laminataufbauten aus GFK und Stahl

naln Spannungsverhältnisses aufgrund der Eigenspannungen wird durch die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M'_\sigma = 1$  berücksichtigt, da die Oberspannungen für die Spannungsverhältnisse  $R = 0,1$  und  $R = 0,15$  ein vergleichbares

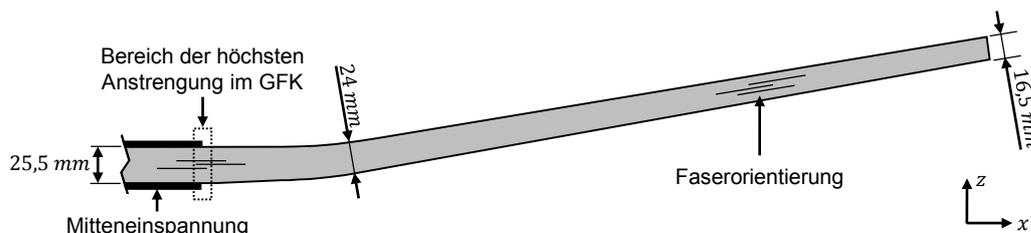
Niveau aufweisen (vgl. Kaptitel 5.2.4). Die Eigenspannungen im FKV werden analog zu Gleichung 7.2 und 7.3 berücksichtigt.

## 7.3 Hybridisierung der Mitteneinspannung

Die Dimensionierung wird zunächst für eine stoffhomogene Blattfeder aus GFK durchgeführt. Der Bereich der höchsten Anstrengung im GFK liegt in unmittelbarer Nähe zur Mitteneinspannung. Durch den Einsatz einer Hybridisierung soll eine werkstoffgerechte Gestaltung der Blattfeder im Bereich der Mitteneinspannung durchgeführt werden. Das isotrope Metall soll einen Anteil der Querspannungen aufnehmen, um so den GFK an dieser Stelle zu entlasten. Die Gestaltung der Hybridisierung wird mit Hilfe eines parametrischen Modells analysiert.

### 7.3.1 Referenzblattfeder aus GFK

Die Referenz-Blattfeder aus stoffhomogenem GFK besitzt eine Länge  $l_{BF} = 1400 \text{ mm}$  und eine konstante Breite  $b_{BF} = 100 \text{ mm}$ . Die Dicke der Blattfeder folgt einem beanspruchungsgerechten Profil in Längsrichtung, vgl. Abbildung 7.6. Dementsprechend befindet sich im Bereich der Mitteneinspannung eine Aufdickung. Die Einfederung  $u_{BF,KO} = 105 \text{ mm}$  in Konstruktionslage der



**Abbildung 7.6** – Schematische Darstellung der Referenzblattfeder aus GFK mit beanspruchungsgerechtem Dickenverlauf

Blattfeder ergibt sich aus der zulässigen Fahrzeuggesamtmasse ( $3,5 \text{ t}$ ) bei einer Gewichtsverteilung von ca. 65 % auf die Hinterachse. Der maximale Federweg  $\Delta u_{BF}$  aus der Konstruktionslage beträgt  $45 \text{ mm}$ . Die resultierende Gesamteinfederung  $u_{BF,max}$  ist  $150 \text{ mm}$  und ruft bei einer Federrate  $c_{BF} = 97 \text{ N/mm}$  bei Volleinfederung eine maximale Kraft  $F_{BF,max} = 14,5 \text{ kN}$  hervor. Federn werden schwelkend beansprucht. Aus diesem Grund wird für die vorliegende

Analyse ein nominales Spannungsverhältnis  $R = 0,1$  angenommen. Die Ober-  
spannungen der einzelnen Beanspruchungskomponenten in der stoffhomoge-  
nen Blattfeder aus GFK sind in Tabelle 7.2 dargestellt. Für die Auslegung

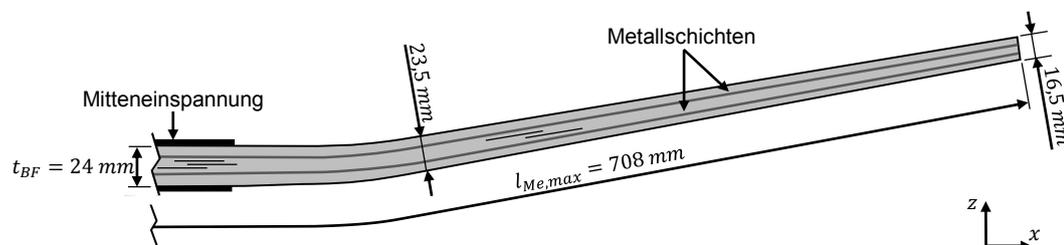
**Tabelle 7.2** – Beanspruchungen und Anstrengung in der Referenzblattfeder aus GFK

$\sigma_{\parallel,GFK}$	[MPa]	488,0
$\sigma_{\perp,GFK}$	[MPa]	39,6
$\tau_{\perp\parallel,GFK}$	[MPa]	12,5
$A_{GFK}^*$	[-]	0,96

werden 100.000 Lastspiele bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 %  
bei Volleinfederung berücksichtigt. Die daraus resultierende Anstrengung im  
GFK beträgt  $A_{GFK}^* = 0,96$ . Im Bereich der Mitteneinspannung machen die  
Querzugspannungen mit über 70 % den größten Anteil an der Anstrengung  
aus. Die Anstrengung im GFK ist  $A_{GFK}^* < 1$ , dies bedeutet, dass die Feder bei  
einem Einsatz bei Raumtemperatur und ohne Umwelteinflüsse ausreichend di-  
mensioniert ist. Wird die Blattfeder jedoch Umwelteinflüssen, wie Temperatur  
und Feuchtigkeit, ausgesetzt, ist von einer reduzierten Lebensdauer auszuge-  
hen, so dass die Beanspruchungen im GFK weiter abgesenkt werden müssen.  
Durch eine werkstoffgerechte Auslegung unter Anwendung einer metallischen  
Hybridisierung, soll im Bereich der Mitteneinspannung der Blattfeder die An-  
strengung durch den mehraxialen Beanspruchungszustand reduziert werden.

### 7.3.2 Parameter-Einfluss-Analyse der Hybridisierung

Für die Hybridisierung der Blattfeder wird der Querschnittsverlauf der GFK-  
Blattfeder (vgl. Abbildung 7.6) angepasst. Die hybride Blattfeder ist in Ab-  
bildung 7.7 dargestellt. Die Dicke der Federarme sowie die Aufdickung im

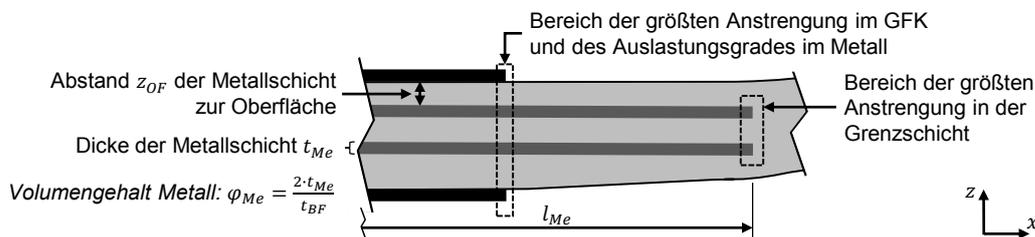


**Abbildung 7.7** – Schematische Darstellung der hybridisierten Blattfeder mit zwei Metall-  
schichten über die halbseitige Federarmlänge  $l_{Me} = 708 \text{ mm}$

Bereich der Mitteneinspannung wird etwas verringert, um der Steifigkeitserhöhung bzw. Erhöhung der Federrate durch das Einbringen von den Metallschichten entgegenzuwirken.

Es werden zwei durch die Blattfeder verlaufende Metallschichten eingebracht, deren halbseitige Länge  $l_{Me}$  beträgt. Die Hybridisierung weist innerhalb der Mitteneinspannung und den unmittelbar angrenzenden Bereichen einen nicht symmetrischen Laminataufbau auf, um die im GFK vorliegenden Schubspannungen besser aufnehmen zu können. Die ungleichmäßige Verformung aufgrund der thermischen Eigenspannungen ist aufgrund der hohen Steifigkeit in diesem Bereich zu vernachlässigen. Die dünneren Federarme besitzen dagegen einen symmetrischen Laminataufbau. In dem parametrisierten Laminataufbau (vgl. Abbildung 7.8) werden die folgenden Auslegungsparameter berücksichtigt:

- Einzelschichtdicke  $t_{Me}$  (Volumengehalt des Metalls  $\varphi_{Me}$ ),
- Position der Metallschicht zur Oberfläche der Blattfeder  $z_{OF}$  und
- Länge der Metallschicht  $l_{Me}$  in der Blattfeder.



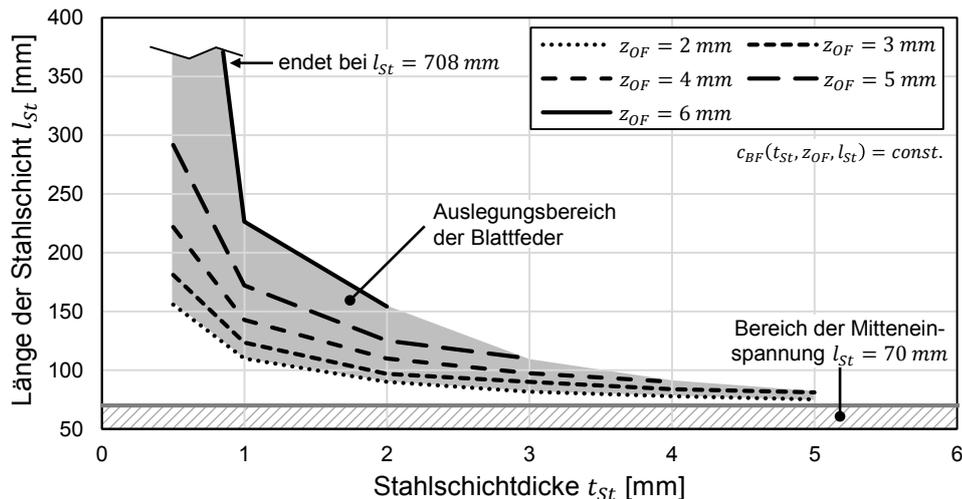
**Abbildung 7.8** – Detaildarstellung der Hybridisierung im Bereich der Mitteneinspannung

Die maximale Anstrengung im GFK und die maximale Anstrengung im Metall wird direkt im Übergang der Mitteneinspannung erreicht. Die maximale Anstrengung in der Grenzschicht tritt am Ende der Metallschicht auf. Durch die Auslegungsparameter wird die Anstrengung im GFK sowie in der Grenzschicht und der Auslastungsgrad des Metalls beeinflusst. Weiter entstehen durch die Hybridisierung thermische Eigenspannungen, deren Größe abhängig von dem Volumengehalt des Metalls ist, vgl. Abbildung 7.4 und 7.5.

Bei allen Analysen im Parameterraum wird die Federrate  $c_{BF}(t_{Me}, z_{OF}, l_{Me}) = 97 \text{ N/mm}$  konstant gehalten. Die Parametrisierung wird mittels linearer Interpolation zwischen den einzelnen Berechnungstützpunkten durchgeführt.

## Auslegungsbereich der Blattfeder

Die Parameterstudie wird zunächst mit einer Hybridisierung aus Stahl durchgeführt. Die Schichtdicke  $t_{St}$  liegt zwischen  $0,5\text{ mm}$  und  $5,0\text{ mm}$ . In Abbildung 7.9 ist der mögliche Auslegungsbereich der hybriden Blattfeder, ohne die Festigkeitskriterien zu berücksichtigen, in Abhängigkeit von den Parametern  $t_{St}$ ,  $z_{OF}$  und  $l_{St}$  bei konstanter Federrate  $c_{BF} = 97\text{ N/mm}$  dargestellt. Die Stahl-



**Abbildung 7.9** – Auslegungsbereich der Blattfeder bei einer konstanten Federrate von  $c_{BF} = 97\text{ N/mm}$  in Abhängigkeit der Auslegungsparameter

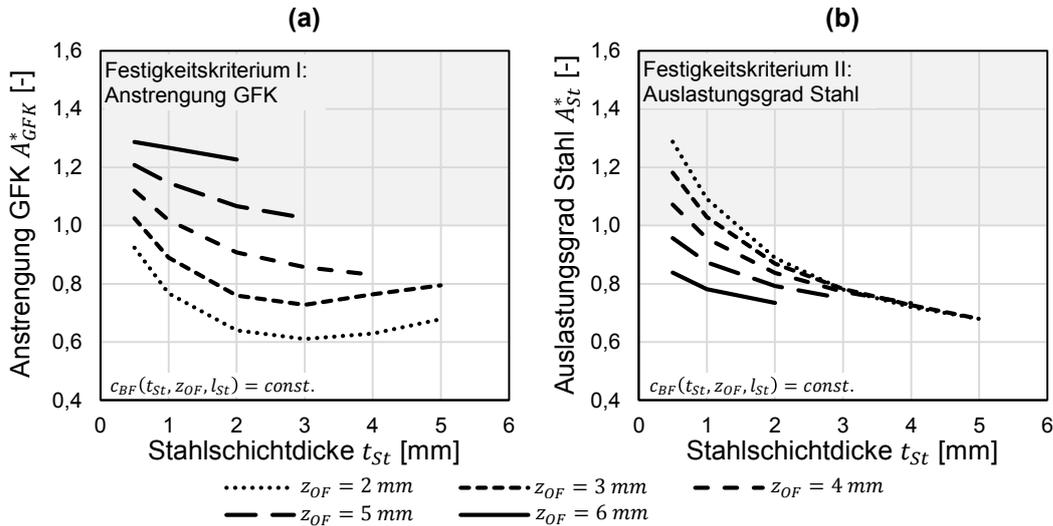
schichtlänge dient dabei als Tuning-Parameter für die Federrate: Je dicker und je näher die Stahlschicht an der freien Oberfläche positioniert ist, desto früher muss diese in der Feder enden, um die Federrate zu erfüllen.

## Anstrengung im GFK und Auslastung des Metalls

Die Größe der Beanspruchungen im GFK in Faserrichtung und quer dazu werden sowohl von dem Volumengehalt  $\varphi_{St}$  des Stahls, als auch von dem Abstand  $z_{OF}$  der Stahlschicht zur freien Oberfläche der GFK-Blattfeder im Hybridlaminat beeinflusst. Der Abstand  $z_{OF}$  der Stahlschicht zur freien Oberfläche ist gleichzusetzen mit der Dicke der obersten GFK-Schicht, vgl. Abbildung 7.8.

Bei der Positionierung der Stahlschichten entstehen konkurrierende Ziele zwischen der Reduktion der Beanspruchungen im GFK und im Stahl. Während für eine Reduktion der Beanspruchungen in den äußeren GFK-Schichten die Stahlschicht möglichst nah an der freien Oberfläche der Blattfeder liegen sollte,

entstehen so die größten Beanspruchungen im Stahl selbst. Die Beanspruchungen im GFK werden durch das Festigkeitskriterium I zu einer Anstrengung  $A_{GFK}^*$  zusammengefasst. Die Beanspruchung im Stahl wird durch das Festigkeitskriterium II in einen Auslastungsgrad  $A_{St}^*$  überführt. In Abbildung 7.10 ist die Anstrengung des GFKs und der Auslastungsgrad des Stahls in Abhän-



**Abbildung 7.10** – Anstrengung im GFK und Auslastungsgrad des Stahls in Abhängigkeit von der Schichtdicke für unterschiedliche Abstände der Stahlschicht zur Oberfläche (a) Anstrengung im GFK und (b) Auslastungsgrad des Stahls

gigkeit von dem Abstand zur freien Oberfläche  $z_{OF}$  und der Stahlschichtdicke  $t_{St}$  dargestellt. Die Anstrengung im GFK steigt mit zunehmendem Abstand von der freien Oberfläche der Blattfeder  $z_{OF}$  an, während der Auslastungsgrad  $A_{St}^*$  des Stahls abnimmt. Ab einer Schichtdicke  $t_{St} = 2,0$  mm können die Festigkeitskriterien I und II bei einem Abstand  $z_{OF}$  zur Oberfläche zwischen 2 und 4 mm gleichzeitig erfüllt werden. Für einen Abstand  $z_{OF}$  von 2 und 3 mm ist zu beobachten, dass die Anstrengung im GFK mit größerer Stahlschichtdicke wieder zunimmt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Stahlschichtlänge  $l_{St}$  aufgrund der erhöhten Steifigkeit des Laminataufbaus kleiner 90 mm ist und dadurch nur eine geringere Abstützung der Querspannungen ermöglicht. Das absolute Minimum der Anstrengung im GFK wird bei einer Stahlschichtdicke von  $t_{St} = 3$  mm erreicht.

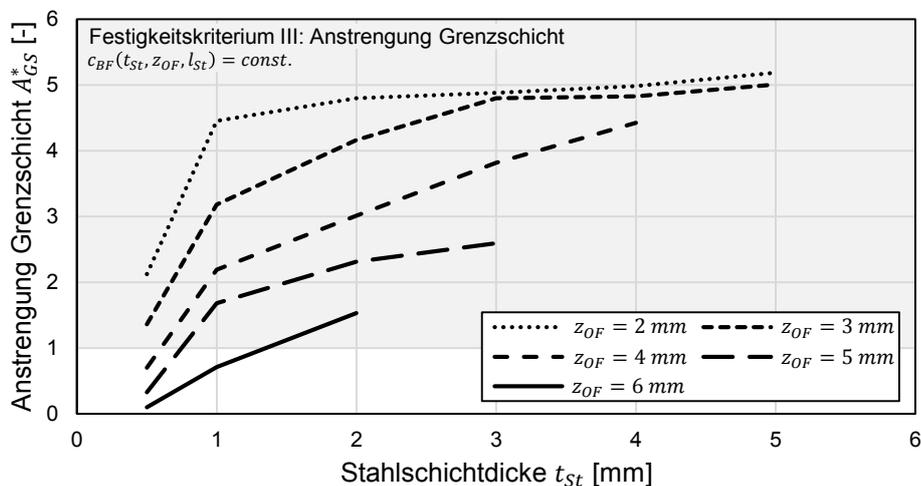
Wird in der Hybridisierung der Stahl durch Aluminium substituiert, lässt sich aufgrund der niedrigen Festigkeit des Aluminiums im Vergleich zum Stahl keine Lösung für eine Hybridisierung ermitteln, bei welcher der Auslastungsgrad  $A_{Al}^*$

des Aluminiums  $< 1$  ist. Aus diesem Grund wird das Aluminium als Werkstoff für die vorliegende Hybridisierung nicht weiter verfolgt.

### Anstrengung in der Grenzschicht

In der Betrachtung des Festigkeitskriteriums I und II besitzt die Länge der Stahlschicht in der Blattfeder nur einen geringen Einfluss. Bei der Analyse der Schubspannungen im Grenzschichtbereich hat dagegen die Länge der Stahlschicht einen signifikanten Einfluss: Die Schubeigenspannungen (vgl. Abbildung 7.5) konzentrieren sich im GFK an den Enden der auslaufenden Stahlschicht und überlagern sich dort mit den Schubspannungen resultierend aus der äußeren Belastung. Die Schubspannungen im Grenzschichtbereich machen den mit Abstand größten Anteil der Anstrengung in der Grenzschicht aus. Die Anstrengung muss das Festigkeitskriterium III erfüllen, damit keine vorzeitige Delamination in der Grenzschicht und den angrenzenden Bereichen einsetzt.

Die Anstrengung in der Grenzschicht ist dabei direkt abhängig von den Auslegungsparametern, vgl. Abbildung 7.11. Zur Reduzierung der Anstrengung  $A_{GS}^*$  in der Grenzschicht muss die Stahlschichtdicke  $t_{St}$  möglichst gering und

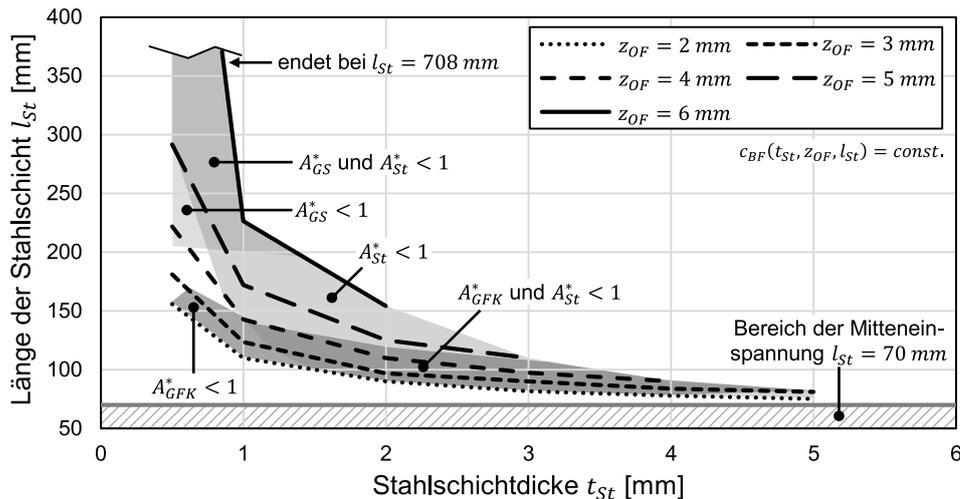


**Abbildung 7.11** – Anstrengung in der Grenzschicht bei konstanter Federrate  $c_{BF}$  in Abhängigkeit von der Dicke der Stahlschicht und dem Abstand dieser zur Oberfläche

der Abstand zur Oberfläche  $z_{OF}$  möglichst groß gewählt werden. Für die Stahlschichtdicke  $t_{St} = 0,5$  mm wird ab einem Abstand  $z_{OF} = 4$  mm zur Oberfläche sowie für  $t_{St} = 1,0$  mm ab  $z_{OF} = 6$  mm das Festigkeitskriterium III erfüllt.

## Ergebnis der Parameter-Einfluss-Analyse

Damit die Blattfeder im trockenen Zustand und bei Raumtemperatur den Beanspruchungen standhält, müssen alle drei Festigkeitskriterien gleichzeitig erfüllt werden. In Abbildung 7.12 ist der Auslegungsbereich der Blattfeder bei einer vordefinierten Federrate von  $c_{BF} = 97 \text{ N/mm}$  und die in diesem Raum mögliche Erfüllung der Festigkeitskriterien dargestellt. Die Analyse zeigt, dass



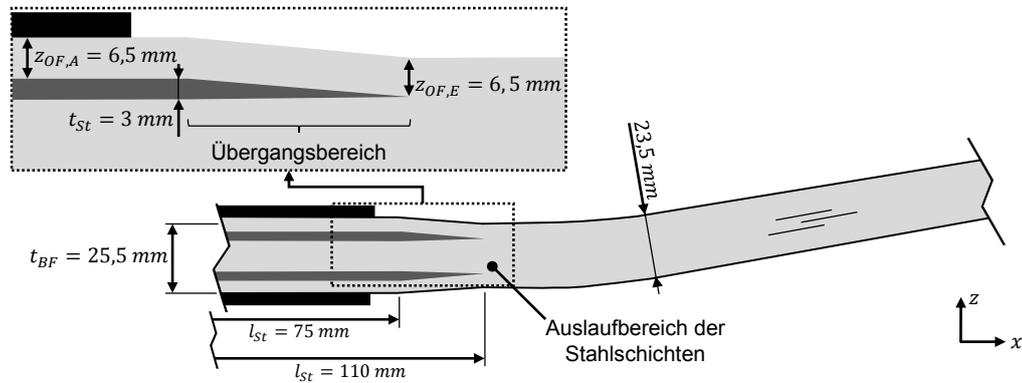
**Abbildung 7.12** – Darstellung des Auslegungsbereichs der Blattfeder mit der möglichen Erfüllung der drei Festigkeitskriterien

nicht alle drei Festigkeitskriterien gleichzeitig erfüllt werden können, da die zulässige Anstrengung  $A_{GFK}^* < 1$  im GFK und die zulässige Anstrengung  $A_{GS}^* < 1$  in der Grenzschiicht keine gemeinsame Schnittfläche besitzen. Um die Funktion der Blattfeder und alle Festigkeitskriterien zu erfüllen, muss die Schubbeanspruchung am Stahlschichtende bei kürzeren Längen abgesenkt werden.

### 7.3.3 Dimensionierung der Hybridisierung

Wie in Abbildung 7.11 dargestellt, führt eine dünnere Stahlschicht und ein größerer Abstand  $z_{OF}$  zur Oberfläche zu einer Reduzierung der Anstrengung in der Grenzschiicht. Zusätzlich sinkt auch die Schubeigenspannung bei einer kleineren Stahlschichtdicke bzw. Stahlvolumengehalt deutlich ab, vgl. Abbildung 7.5. Aus diesem Grund wird eine Stahlschicht mit abnehmender Schichtdicke im Übergangsbereich analysiert. In Abbildung 7.13 ist exemplarisch der Schicht-

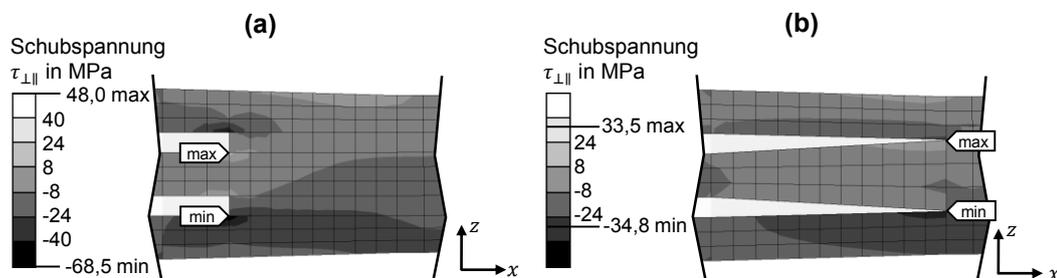
dickenverlauf des Stahls im Laminataufbau für eine Schichtdicke  $t_{St} = 3 \text{ mm}$  dargestellt. Der Übergangsbereich besitzt eine Länge von  $35 \text{ mm}$  und endet



**Abbildung 7.13** – Beispielhafte Hybridisierung der Blattfeder durch Stahlschichten mit einem graduellen Dickenverlauf an den Schichtenden

nach  $l_{St} = 110 \text{ mm}$  in der Feder. Dadurch besitzt dieser die gleiche Länge wie die Reduktion der Federdicke in der GFK-Referenz. Im Übergangsbereich wird die Dicke der Stahlschicht auf nahe Null abgesenkt, so dass die Stahlschicht ohne sprunghafte Steifigkeitsänderung im GFK ausläuft. Im Bereich der Mitteneinspannung wird die Dicke der Blattfeder gleich der Referenz gewählt, so dass der Abstand  $z_{OF}$  der Stahlschicht zur Oberfläche der Feder über die halbseitige Stahlschichtlänge  $l_{St} = 110 \text{ mm}$  konstant ist. Dadurch werden nur vollständige GFK-Lagen zwischen Stahlschicht und Federoberseite eingesetzt und eine werkstoffgerechte Auslegung ermöglicht.

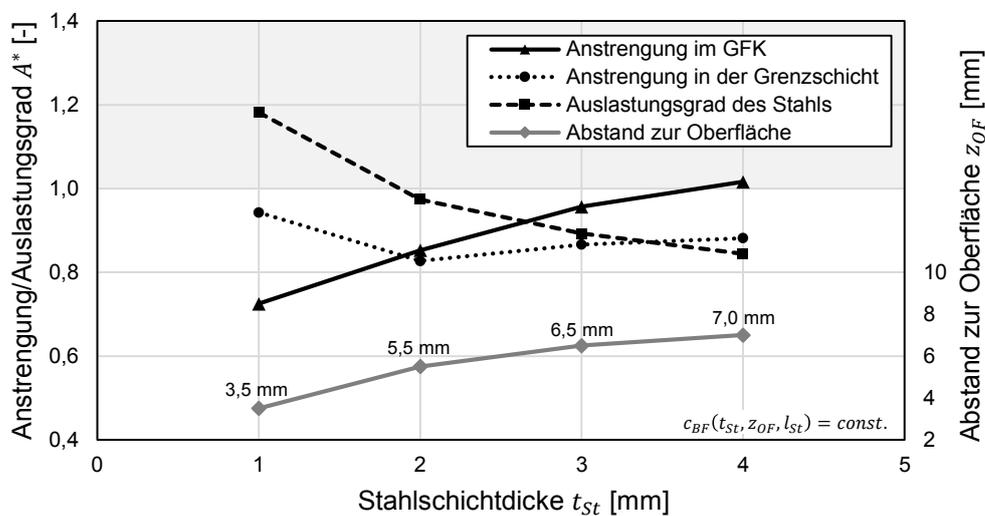
Durch die abnehmende Schichtdicke des Stahls im Übergangsbereich können die Schubbeanspruchungen signifikant reduziert werden, vgl. Abbildung 7.14. Die minimalen Schubspannungen im GFK können von  $\tau_{\perp\parallel} = -68,5 \text{ MPa}$  auf  $-34,8 \text{ MPa}$  angehoben werden, ebenso werden die maximalen Schubspan-



**Abbildung 7.14** – Mittels FEA bestimmte Schubspannungen am Stahlschichtende (a) mit konstanter Dicke und (b) mit graduellen Auslaufbereich

nungen von  $\tau_{\perp\parallel} = 48,0 \text{ MPa}$  auf  $33,5 \text{ MPa}$  reduziert. Beeinflusst werden die Schubspannungen im Übergangsbereich durch den Gradienten der Schichtdickenreduktion sowie durch den Abstand des Schichtendes zur Oberfläche der Blattfeder  $z_{OF,E}$ . Der Gradient ist umso größer, je dicker die Ausgangsdicke der Stahlschicht ist, da der Übergangsbereich in allen Laminataufbauten die gleich Länge aufweist. Der Abstand  $z_{OF}$  ist dagegen für alle Laminataufbauten unterschiedlich, da dieser für das Tuning der Federrate herangezogen wird.

In Abbildung 7.15 sind die Anstrengung  $A_{GFK}^*$  im GFK, die Anstrengung  $A_{GS}^*$  in der Grenzschicht und der Auslastungsgrad  $A_{St}^*$  des Stahls für die Stahlschichtdicke  $t_{St} = 1$  bis  $4 \text{ mm}$  mit graduelltem Verlauf dargestellt. Die Analyse



**Abbildung 7.15** – Bewertung unterschiedlicher Laminataufbauten mit graduelltem Verlauf der Stahlschichtdicke

zeigt, dass nur für Laminataufbauten mit einer Stahlschichtdicke  $t_{St} = 2$  und  $3 \text{ mm}$  alle drei Festigkeitskriterien bei Einhaltung der gegebenen Federrate gleichzeitig erfüllt werden können. Die Schichtdicken  $t_{St} = 1$  und  $4 \text{ mm}$  wurden mit betrachtet, um die Grenzbereiche der Auslegung sichtbar zu machen. Die geringsten Anstrengungen werden für die Schichtdicke  $t_{St} = 2 \text{ mm}$  erreicht und betragen  $A_{GFK}^* = 0,85$  im GFK (vgl. Tabelle 7.3) und  $A_{GS}^* = 0,83$  in der Grenzschicht. Der Auslastungsgrad  $A_{St}^*$  des Stahls liegt mit  $0,97$  nah an der maximalen Beanspruchbarkeit. Die für den GFK kritischen Umgebungsbedingungen sind für den Stahl an dieser Stelle vernachlässigbar, da Einsatztemperaturen bis  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  keinen signifikanten Einfluss auf die Festigkeit des Stahls nehmen [74]. Die Anstrengung  $A_{GFK}^*$  im GFK kann durch den Einsatz der

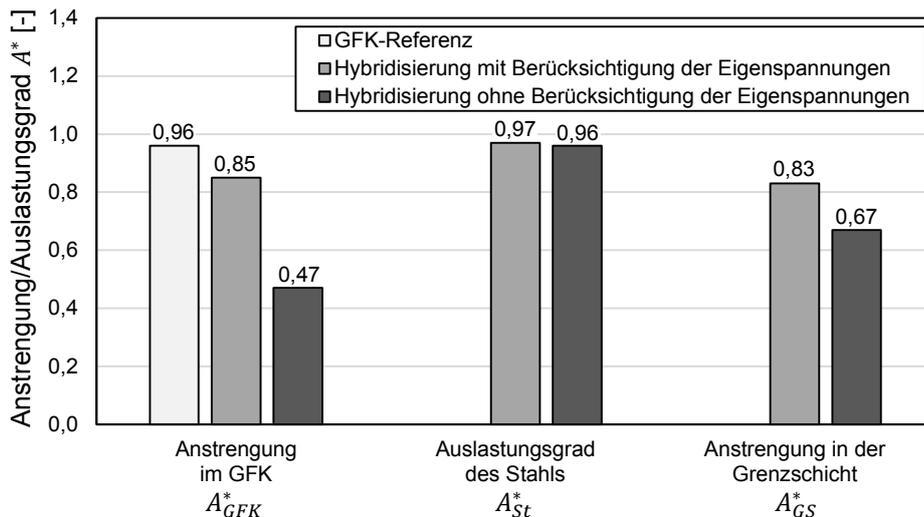
**Tabelle 7.3** – Beanspruchungsanalyse der hybriden Blattfeder mit  $t_{St} = 2 \text{ mm}$  und  $z_{OF} = 5,5 \text{ mm}$  im Bereich der Mitteneinspannung in der GFK-Schicht

$\sigma_{\parallel,GFK}$	[MPa]	367,0
$\sigma_{\perp,GFK}$	[MPa]	40,3
$\tau_{\perp\parallel,GFK}$	[MPa]	7,0
$A_{GFK}^*$	[-]	0,85

Hybridisierung von 0,96 in der stoffhomogenen GFK-Feder (vgl. Tabelle 7.2) auf 0,85 reduziert werden, dies entspricht mehr als 11 %. Es zeigt sich darüber hinaus, dass die Querkzugspannung aufgrund der Eigenspannungen quer zur Faserrichtung in der hybriden Blattfeder im direkten Vergleich zur GFK-Referenz auf einem ähnlichen Spannungsniveau liegen.

## 7.4 Potential des Hybridverbunds

Die durchgeführte Analyse am Beispiel einer Blattfeder berücksichtigt immer die Eigenspannungen. Die Anstrengungen bzw. der Auslastungsgrad werden aus der Gesamtbeanspruchung, welche sich aus den äußeren Beanspruchungen und den inneren Eigenspannungen ergeben, bestimmt. In Abbildung 7.16 ist der Einfluss der Eigenspannung auf die Anstrengungen im GFK und in der Grenzschicht sowie auf den Auslastungsgrad des Stahls dargestellt. Es zeigt sich insbesondere ein signifikanter Einfluss auf die Anstrengung im GFK.



**Abbildung 7.16** – Einfluss der Eigenspannungen auf die Anstrengungen und den Auslastungsgrad in der hybriden Blattfeder mit  $t_{St} = 2 \text{ mm}$  und  $z_{OF} = 5,5 \text{ mm}$

Die Eigenspannungen sind daher bei der Dimensionierung von Hybridisierungen mit metallischen Schichten unbedingt zu berücksichtigen. Der vorliegende Spannungszustand ist entscheidend im Hinblick darauf, ob eine Hybridisierung die Anstrengung im FKV reduzieren kann. Im Bereich der Mitteneinspannung der Blattfeder liegen mehraxiale, über die Federdicke nicht konstante Spannungszustände vor. Durch das Einbringen von metallischen Schichten können die Anstrengungen im GFK, welche durch die induzierten mehraxialen Spannungszustände aus der Überlagerung von antiklastischer Krümmung und Biegebelastung resultieren, reduziert werden. Dieser Vorteil wird jedoch zum Teil durch die zusätzlich hervorgerufenen Eigenspannungen aufgehoben. Dieses Ergebnis stellt die Basis für einen neuen Ansatz zur Gestaltung von mehraxial beanspruchten FKV dar.

# Kapitel 8

## Schlussbemerkungen

### 8.1 Zusammenfassung

Ziel der Arbeit ist die Darstellung des Einflusses von Eigenspannungen auf die statische und zyklische Festigkeit von Hybridverbunden aus GFK und Stahl. Es wird davon ausgegangen, dass die Eigenspannungen die Festigkeit von Hybridverbunden negativ beeinflussen bzw. herabsetzen, aus diesem Grund müssen sie bei der Festigkeitsbetrachtung berücksichtigt werden.

Der Hybridverbund wird bei erhöhter Temperatur im Pressprozess hergestellt. GFK und Metall werden stoffschlüssig miteinander verbunden. Durch den Herstellungsprozess entstehen Eigenspannungen, die sich auf die Festigkeitseigenschaften auswirken, wenn die Einsatztemperatur von der Aushärtungstemperatur im Pressprozess abweicht. Die Eigenspannungen liegen in den Einzelschichten als Normalspannungen und in dem Bereich der Grenzschicht des Laminats als Schubspannungen vor. Um die Eigenspannungen in der Berechnung der statischen und zyklischen Festigkeiten von Hybridverbunden zu berücksichtigen, werden sie selbst und verschiedene Materialkennwerte für die Einzelschichten, die Grenzschichten zwischen den Einzelschichten des Hybridverbunds und den Hybridverbund insgesamt bestimmt.

Innerhalb der Arbeit werden zunächst die Eigenspannungen in den Einzelschichten an ausgewählten Laminataufbauten charakterisiert. Dazu werden die Eigenspannungen zunächst modellbasiert in den GFK- und Stahlschichten sowie dem Grenzschichtbereich bestimmt. Daran anschließend finden röntgeno-

grafische Spannungsanalysen mittels XRD und Synchrotron in den Stahlschichten statt. Die modellbasiert ermittelten Eigenspannung in der Stahlschicht werden schließlich mit den experimentell bestimmten Eigenspannungen validiert. Während die Eigenspannungen in den Einzelschichten einen näherungsweise konstanten Verlauf über die Schichtdicke aufweisen, zeigt sich bei den Schub-eigenspannung eine Spannungsüberhöhung an den Laminatenden. Dies wird analog zur Literatur als *Edge-Effect* bezeichnet.

Anhand von Schäl- und Schubversuchen werden Kennwerte für die Auslegung des Bereichs der Grenzschicht zwischen FKV und Metallschicht in den Hybridverbunden ermittelt. Der Schälversuch zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit unter Mode I-Belastung wird an DCB-Prüfkörpern durchgeführt. Schub-eigenspannungen in der Rissspitze der Prüfkörper, bedingt durch die Proben-geometrie und den *Edge-Effect*, führen allerdings zu einer Mixed-Mode-Beanspruchung. Daher werden die Ergebnisse für die Betrachtung der Festigkeits-eigenschaften des Hybridverbunds nicht weiter berücksichtigt. Die Schubfestigkeit wird anhand von zwei Prüfverfahren, dem Kurzbiegeversuch und dem EST, ermittelt. Da die gemessenen Schubfestigkeiten bei dem Kurzbiegeversuch im Gegensatz zum EST nicht durch Eigenspannungen beeinflusst werden, kann die Schubfestigkeit mit den auftretenden Eigenspannungen korreliert werden. Die gemessenen zyklischen Festigkeiten für sich betrachtet sind im Kurzbiegeversuch zunächst höher als im EST. Unter Berücksichtigung der lokalen Spannungsüberhöhungen und der Schubeigenspannungen liegen die statischen sowie zyklischen Festigkeiten beider Prüfungen jedoch auf einem vergleichbaren Niveau.

Die Festigkeiten der Einzelschichten des Laminataufbaus werden parallel und quer zur Faserorientierung in 3-Punkt-Biegeprüfungen ermittelt. In der Stahlschicht entstehen Zugeigenspannungen, die weniger als 5 % und in der GFK-Schicht Druckeigenspannungen, die weniger als 1 % der zyklischen Gesamtfestigkeit ausmachen. Eine größere Bedeutung spielen die Eigenspannungen beim Schädigungsmechanismus: Hier versagt zunächst die Stahlschicht durch einen Riss quer zur Belastungsrichtung. Dieses Versagen führt aufgrund des Rissüberbrückungsmechanismus zunächst nicht zum endgültigen Versagen des Hybridverbunds, da die Beanspruchungen in die Fasern des FKV umgelagert

werden. Durch den Riss entsteht ein künstliches freies Ende der Stahlschicht im FKV. An dieser Stelle führt der *Edge-Effekt* zu lokal induzierten Schub- und Schubeigenspannungen und dadurch zu einer lokalen Delamination bzw. nach weiteren Lastspielen zum endgültigen Versagen. Die Festigkeiten quer zur Faserorientierung werden dagegen deutlich stärker von den Eigenspannungen in den Einzelschichten beeinflusst. In der äußeren GFK-Schicht machen die Eigenspannungen mehr als 25 % der zyklischen Gesamtfestigkeit aus. In der Stahlschicht sind sie aufgrund der hohen Festigkeit des Stahls zu vernachlässigen.

Abschließend wird die Auslegung eines Hybridverbunds mit den ermittelten Kennwerten am Anwendungsbeispiel einer hybriden Blattfeder durchgeführt. Für die Mitteneinspannung erweist sich der Einsatz von zwei symmetrisch angeordneten Stahlschichten mit einer graduellen Schichtdicke im Auslaufbereich als sinnvoll. Dadurch wird der Volumenanteil des Stahls im Bereich der höchsten Querkzugbeanspruchungen erhöht, sodass er einen Teil der Beanspruchungen aufnimmt. Durch einen hybriden Laminataufbau entstehen Übergangsbereiche, die werkstoffgerecht ausgeführt werden müssen: Die Stahlschichten sollten möglichst nah an der neutralen Faser der Blattfeder enden und die Dicke am Ende der Stahlschichten gegen null laufen, sodass die auftretenden Schubspannungen am freien Schichtende die zulässige Festigkeit nicht überschreiten. Es zeigt sich, dass durch die Hybridisierung der Blattfeder die Anstrengung im GFK reduziert werden kann, auch wenn die Eigenspannungen der Reduzierung der Querkzugspannungen durch die Hybridisierung entgegenwirken.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die auftretenden Eigenspannungen in dem analysierten Hybridverbund aus GFK und Stahl zunächst sehr gering erscheinen. Bei Beanspruchungen parallel zur Faserrichtung können sie nahezu vernachlässigt werden. Quer zur Faserrichtung und für Schubbeanspruchungen nahe der Grenzschicht zeigt sich allerdings, dass sie entscheidenden Einfluss auf die Festigkeitseigenschaften besitzen. Die Eigenspannungen beeinflussen nicht nur die absoluten statischen und zyklischen Festigkeitseigenschaften des Hybridverbunds, sondern auch das Verhältnis von Spannungsamplitude und Mittelspannung. Dadurch verändert sich, im Vergleich zum globalen Spannungsverhältnis im mechanischen Versuch, das lokale Spannungsverhältnis im

Hybridverbund. Die Hypothese der Arbeit, dass die Eigenspannungen die Festigkeitseigenschaften eines Hybridverbunds beeinflussen, ist basierend auf den dargestellten Ergebnissen zu bestätigen. Darüber hinaus zeigt die Arbeit eine Methodik zur Auslegung eines Hybridverbunds unter Berücksichtigung der Eigenspannungen auf.

## 8.2 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde der Einfluss der Mittelspannung für die lokalen Spannungsverhältnisse u. a. anhand von einem *Haigh*-Diagramm unter der Annahme einer Mittelspannungsempfindlichkeit von  $M'_\sigma = 1$  für die Querkzugfestigkeit ermittelt. Hier sollten weiterführende Betrachtungen durchgeführt werden, um eine vollständige Beschreibung des Einflusses der Mittelspannung durch Veränderungen im lokalen Spannungsverhältnis für Querkzug- und grenzschichtnahe Schubbeanspruchungen zu erhalten.

Im Bauteil beeinflusst die Festigkeit der metallischen Komponente signifikant das Potenzial, die Querkzugspannung bzw. die Anstrengung im GFK in der analysierten Blattfeder zu senken. Je näher die Metallschicht an der Oberfläche zu den Querkzugspannungen (nahe der Mitteneinspannung) positioniert wird, desto größer ist die Reduzierung der Querkzugspannung bzw. der Anstrengung im GFK. Gleichzeitig steigt aber die Beanspruchung in der Metallschicht signifikant an. Für das Aluminium kann bspw. keine Lösung für die Dimensionierung im Hybridverbund gefunden werden. Nur der hochfeste Stahl ermöglicht überhaupt eine erfolgreiche Hybridisierung. Aus diesem Grund sollte der Einsatz von Methoden zur Erhöhung der Festigkeit des Stahls angestrebt werden. Zur Verbesserung der zyklischen Lebensdauer könnte bspw. ein Kugelstrahlprozess ergänzend durchgeführt werden.

# Literaturverzeichnis

- [1] F. Henning und E. Moeller. *Handbuch Leichtbau: Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. Hanser, München, 2011.
- [2] D. Nestler. *Verbundwerkstoffe - Werkstoffverbunde: Status quo und Forschungsansätze*. Habilitation, Technische Universität Chemnitz, Chemnitz, 2012.
- [3] J. C. Both. *Tragfähigkeit von CFK-Metall-Laminaten unter mechanischer und thermischer Belastung*. Dissertation, Technische Universität München, München, 2014.
- [4] A. Fink. *Lokale Metallhybridisierung zur Effizienzsteigerung von Hochlastfügestellen in Faserverbundwerkstoffen*. Dissertation, DLR, Braunschweig, 2010.
- [5] R. C. Alderliesten. *Fatigue and Fracture of Fibre Metal Laminates*. Springer International Publishing, Cham, 2017.
- [6] T. Sinmazçelik, E. Avcu, M. Ö. Bora und O. Çoban. A review: Fibre metal laminates, background, bonding types and applied test methods. *Materials & Design*, 32(7): Seiten 3671–3685, 2011.
- [7] G. W. Ehrenstein, S. Amesöder, L. Fernandez, H. Niemann und R. Deventer. Werkstoff- und prozessoptimierte Herstellung flächiger Kunststoff-Kunststoff und Kunststoff-Metall-Verbundbauteile. *Tagungsband zum Berichts- und Industriekolloquium 2003 des SFB 396*, Seiten 149–178, 2003.
- [8] M. Dlugosch, J. Fritsch, D. Lukaszewicz und S. Hiermaier. Experimental investigation and evaluation of numerical modeling approaches for

- hybrid-frp-steel sections under impact loading for the application in automotive crash-structures. *Composite Structures*, 174: Seiten 338–347, 2017.
- [9] C. Zinn, M. Bobbert, C. Dammann, Z. Wang, T. Tröster, R. Mahnken, G. Meschut und M. Schaper, Mirko. Shear strength and failure behaviour of laser nano-structured and conventionally pre-treated interfaces in intrinsically manufactured cfrp-steel hybrids. *Composites Part B: Engineering*, 151: Seiten 173–185, 2018.
- [10] Dudenredaktion. intrinsisch. *Duden online*, <https://www.duden.de/rechtschreibung/intrinsisch#bedeutung>, o. J.
- [11] [www.spp-1712-hybrider-leichtbau.de](http://www.spp-1712-hybrider-leichtbau.de). Schwerpunktprogramm 1712: Intrinsische Hybridverbundde für Leichtbautragstrukturen - Grundlagen der Fertigung, Charakterisierung und Auslegung, 2020.
- [12] P. Hergan, Y. Li, L. Zaloznik, B. Kaynak, F. Arbeiter E. Fauster und R. Schledjewski. Using (VA)RTM with a Rigid Mould to Produce Fibre Metal Laminates with Proven Impact Strength. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 2(2): Seite 38, 2018.
- [13] R. C. Alderliesten. Fatigue of fibre metal laminates. In *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. Elsevier, 2016.
- [14] Q. Liu, J. Ma, L. Kang, G. Sun und Q. Li. An experimental study on fatigue characteristics of cfrp-steel hybrid laminates. *Materials & Design*, 88: Seiten 643–650, 2015.
- [15] R. C. Alderliesten. On the available relevant approaches for fatigue crack propagation prediction in glare. *International Journal of Fatigue*, 29(2): Seiten 289–304, 2007.
- [16] H. G. Kotik und J. E. Perez Ipiña. Short-beam shear fatigue behavior of fiber metal laminate (glare). *International Journal of Fatigue*, 95: Seiten 236–242, 2017.

- [17] G. Degallaix, D. Hassaini und E. Vittecoq. Cyclic shearing behaviour of a unidirectional glass/epoxy composite. *International Journal of Fatigue*, 24(2-4): Seiten 319–326, 2002.
- [18] K. A. Weidenmann, B. Haspel, und L. Baumgärtner. Vorrichtung und ein Verfahren zur Bestimmung der Scherfestigkeit und des Schermoduls von Verbundwerkstoffen, 2018. EP 3 073 244 B1.
- [19] M. Stoll und K. A. Weidenmann. Characterization of interface properties of fibre-metal-laminates (fml) with optimized surfaces. In *Proceedings: Euro Hybrid 2016 – Materials and Structures*, Seiten 38–43. Kaiserlautern, 2016.
- [20] J. Hausmann, P. Naghipour and K. Schulze. Analytical and Numerical Residual Stress Models for Fiber Metal Laminates – Comparison and Application. *Procedia Materials Science*, 2: Seiten 68–73, 2013.
- [21] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, Berlin, Heidelberg, New York, 2., bearb. und erw. Aufl.2007.
- [22] B. Eigenmann und E. Macherauch. Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen. Teil I. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 26(3): Seiten 148–160, 1995.
- [23] E. Macherauch. Ursachen und Bewertung von Eigenspannungen. *Chemie-Ing.-Techn* 45, 1(2): Seiten 760–764, 1973.
- [24] M. M. Shokrieh und A. R. Ghanei Mohammadi. Destructive techniques in the measurement of residual stresses in composite materials: an overview. In *Residual Stresses in Composite Materials*, Seiten 15–57. Elsevier, 2014.
- [25] M. M. Shokrieh und A. R. Ghanei Mohammadi. Non-destructive testing (NDT) techniques in the measurement of residual stresses in composite materials: an overview. In *Residual Stresses in Composite Materials*, Seiten 58–75. Elsevier, 2014.

- [26] Y. Xu, H. Li, Y. Yang, Y. Hu und J. Tao. Determination of residual stresses in ti/cfrp laminates after preparation using multiple methods. *Composite Structures*, 210: Seiten 715–723, 2019.
- [27] R. Prussak, D. Stefaniak, C. Hühne und M. Sinapius. Residual stresses in intrinsic ud-cfrp-steel-laminates - experimental determination, identification of sources, effects and modification approaches. *Materials Science Forum*, 825-826: Seiten 369–376, 2015.
- [28] G. D. Angel und G. Haritos. An immediate formula for the radius of curvature of a bimetallic strip. *International Journal of Engineering Research & Technology*, 2: Seiten 1312–1319, 2013.
- [29] ASTM E 837-08. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, 2008.
- [30] G. Kirsch. Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, 29(42), 1898.
- [31] J. Mathar. Ermittlung von Eigenspannungen durch Messung von Bohrlochverformungen. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 7(6): Seiten 277–281, 1933.
- [32] E. Held. *Eigenspannungsanalyse an Schichtverbunden mittels inkrementeller Bohrlochmethode*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe, 2013.
- [33] Vishay Micro-Measurements. Measurement of residual stresses by the hole-drilling strain gage method, 2010.
- [34] A. Nau, B. Scholtes, M. Rohleder und J. Nobre. Application of the hole drilling method for residual stress analyses in components made of polycarbonate. *Journal of Plastics Technology*, 3(7): Seiten 67–85, 2011.
- [35] G. S. Schajer und L. Yang. Residual-stress measurement in orthotropic materials using the hole-drilling method. *Experimental Mechanics*, 34: Seiten 324–333, 1994.

- [36] J. P. Nobre, A. C. Batista, A. Nau, W. Van Paepegem und B. Scholtes. Using the incremental hole-drilling technique for measuring residual stresses in fibre-reinforced polymer composites. *ECCM15*, 2012.
- [37] P. Pagliaro und B. Zuccarello. Residual stress analysis of orthotropic materials by the through-hole drilling method. *Experimental Mechanics*, 47(2): Seiten 217–236, 2007.
- [38] A. R. Ghasemi und M. M. Mohammadi. Residual stress measurement of fiber metal laminates using incremental hole-drilling technique in consideration of the integral method. *International Journal of Mechanical Sciences*, 114: Seiten 246–256, 2016.
- [39] T. Wu, S. R. Tinkloh, T. Tröster, W. Zinn und T. Niendorf. Residual stress measurement in gfrp/steel hybrid components. In *Proceedings: Hybrid 2020 Materials and Structures*, Seiten 14–20. Web-Conference, 2020.
- [40] V. Hauk, A. Troost und D. Ley. Röntgenographische Dehnungsmessung und Spannungsermittlung an kohlenstoffaserverstärktem PEEK. *Kunststoffe*, 78: Seiten 1113–1116, 1988.
- [41] V. Hauk. Entwicklung und Anwendung der röntgenographischen Spannungsanalyse an polymeren Werkstoffen und deren Verbunden. *Zeitschrift für Metallkunde*, 83: Seiten 276–282, 1992.
- [42] C. S. Barrett und P. Predecki. Stress measurement in polymeric materials by x-ray diffraction. *Polymer Engineering & Science*, 16(9): Seiten 602–608, 1976.
- [43] C. S. Barrett und P. Predecki. Stress measurement in graphite/epoxy uniaxial composites by x-rays. *Polymer Composites*, 1(1): Seiten 2–6, 1980.
- [44] P. Predecki und C. S. Barrett. Stress measurement in graphite/epoxy composites by x-ray diffraction from fillers. *Journal of Composite Materials*, 13(1): Seiten 61–71, 1979.

- [45] C. Balasingh und V. Singh. Measurement of residual stresses in cfrp laminates by x-ray diffraction method. *Bulletin of Materials Science*, 20(3): Seiten 325–332, 1997.
- [46] B. Benedikt, M. Kumosa, P. K. Predecki, L. Kumosa, M. G. Castelli und J. K. Sutter. An analysis of residual thermal stresses in a unidirectional graphite/pmr-15 composite based on x-ray diffraction measurements. *Composites Science and Technology*, 61(14): Seiten 1977–1994, 2001.
- [47] B. Benedikt, P. K. Predecki, L. Kumosa, P. Rupnowski und M. Kumosa. Measurement of residual stresses in fiber reinforced composites based on x-ray diffraction. *Advances in X-ray Analysis*, 45: Seiten 218–224, 2002.
- [48] B. Benedikt, M. Kumosa und P.K. Predecki. An evaluation of residual stresses in graphite/pmr-15 composites by x-ray diffraction. *Acta Materialia*, 53(17): Seiten 4531–4543, 2005.
- [49] B. Prinz und E. Schnack. Determination of stress gradients in fibrous composites by x-ray diffraction method. *Journal of Composite Materials*, 31(9): Seiten 852–873, 1997.
- [50] Ch. Stock. *Analyse mehrachsiger Eigenspannungsverteilungen im intermediären Werkstoffbereich zwischen Oberfläche und Volumen mittels energiedispersiver Röntgenbeugung*. Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin, 2003.
- [51] M. Marciszko, A. Baczmański, M. Klaus, Ch. Genzel, A. Oponowicz, S. Wroński, M. Wróbel, C. Braham, H. Sidhom und R. Wawszczak. A multireflection and multiwavelength residual stress determination method using energy dispersive diffraction. *Journal of applied crystallography*, 51(Pt 3): Seiten 732–745, 2018.
- [52] D. H. Bacon, L. Edwards, J. E. Moffatt und M. E. Fitzpatrick. Synchrotron x-ray diffraction measurements of internal stresses during loading of steel-based metal matrix composites reinforced with tib2 particles. *Acta Materialia*, 59(9): Seiten 3373–3383, 2011.
- [53] X. Song, S. Chardonnet, G. Savini, S. Y. Zhang, W. J. J. Vorster und A. M. Korsunsky. Experimental/modelling study of residual stress in

- al/sicp bent bars by synchrotron xrd and slitting eigenstrain methods. In *Stress Evaluation Using Neutrons and Synchrotron Radiation*, volume 571 of *Materials Science Forum*, Seiten 277–282. Trans Tech Publications Ltd, 4 2008.
- [54] X. Wang und D. D. L. Chung. Piezoresistive behavior of carbon fiber in epoxy. *Carbon*, 35(10-11): Seiten 1649–1651, 1997.
- [55] A. Horoschenkoff, T. Müller und A. Kroell. On the Characterization of the Piezoresistivity of Embedded Carbon Fibres. In *Proceedings: IC-CM17*. Edinburgh, 2009.
- [56] A. Horoschenkoff und C. Christner. Carbon Fibre Sensor: Theory and Application. In *Composites and Their Applications*. InTech, 2012.
- [57] P. Kostka, R. Höhne und N. Modler. Sensoren zur integralen oder ortsaufgelösten Messung von Dehnungen basierend auf vorgeschädigten Kohlefasern, 2017. EP 3 211 396 A1.
- [58] A. Todoroki, M. Ueda und Y. Hirano. Strain and Damage Monitoring of CFRP Laminates by Means of Electrical Resistance Measurement. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 1(8): Seiten 947–974, 2007.
- [59] T. Müller, A. Horoschenkoff, H. Rapp, M. G. R. Sause und S. Horn. Einfluss von Zwischenfaserbrüchen in 0/90-Laminaten auf die elektrische Widerstandsänderung von eingebetteten Carbonfasern. In *Proceedings: Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress*, Seiten 14–20. Hamburg, 2010.
- [60] S. S. Kim, H. Murayama, K. Kageyama, K. Uzawa und M. Kanai. Study on the curing process for carbon/epoxy composites to reduce thermal residual stress. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 43(8): Seiten 1197–1202, 2012.
- [61] M. Mülle, F. Collombet, P. Olivier und Y.-H. Grunevald. Assessment of cure residual strains through the thickness of carbon–epoxy laminates using fbgs, part i: Elementary specimen. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(1): Seiten 94–104, 2009.

- [62] K. O. Hill und G. Meltz. Fiber bragg grating technology fundamentals and overview. *J. Lightwave Technol.*, 15: Seiten 1263–1276, 1997.
- [63] R. Prussak, D. Stefaniak, C. Hühne und M. Sinapius. Evaluation of residual stress development in frp-metal hybrids using fiber bragg grating sensors. *Production Engineering*, 12(2): Seiten 259–267, 2018.
- [64] A. Monden. *Adhäsion zwischen epoxidharzbasiertem CFK und oberflächenmodifiziertem Stahl*. Dissertation, Universität Augsburg, Augsburg, 2016.
- [65] W. T. Chen und C. W. Nelson. Thermal Stress in Bonded Joints. *IBM J. RES. DEVELOP.*, 23(6): Seiten 179–188, 1979.
- [66] C. Mittelstedt und W. Becker. Free-edge effects in composite laminates. *AIAA Journal*, 60(5):217, 2007.
- [67] W.-L. Yin. Simple Solutions of the Free-Edge-Stresses in Composite Laminates under Thermal and Mechanical Loads. *Journal of Composite Materials*, 28(6): Seiten 573–585, 1994.
- [68] O. Volkersen. Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. *Luftfahrtforschung*, 15: Seiten 41–47, 1938.
- [69] D. Feldten. *Beitrag zur Steigerung der Werkstoffausnutzung von UD-GFK bei Biegeschwellbeanspruchung*. Shaker, Aachen, 2014.
- [70] Braj Binani Group. Datenblatt SE 1500 Direct Roving, 2017.
- [71] H.-J. Bargel und G. Schulze. *Werkstoffkunde*. Berlin, Heidelberg, 2018.
- [72] DIN 50125. Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben, 2016.
- [73] BIKAR-METALLE GmbH. Datenblatt EN AW-7075, 2018.
- [74] Forschungskuratorium Maschinenbau. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Federn und Federelemente*. FKM-Richtlinie. VDMA Verlag, Frankfurt am Main, 1. Ausgabe, 2020.

- [75] Forschungskuratorium Maschinenbau. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. FKM-Richtlinie. VDMA-Verlag, Frankfurt am Main, 6., überarb. Ausg., 2012.
- [76] DIN 743-2. Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen – Teil 2: Formzahlen und Kerbwirkungszahlen, 2012.
- [77] S. C. Garcea, Y. Wang und P. J. Withers. X-ray computed tomography of polymer composites. *Composites Science and Technology*, 156: Seiten 305–319, 2018.
- [78] B. Zoofan, J.-Y. Kim, S. I. Rokhlin und G. S. Frankel. Phase-contrast x-ray imaging for nondestructive evaluation of materials. *Journal of Applied Physics*, 100(1), 2006.
- [79] ASTM D 5528-01. Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, 2010.
- [80] J. A. Nairn. On the calculation of energy release rates for cracked laminates with residual stresses. *International Journal of Fracture*, 139(2): Seiten 267–293, 2006.
- [81] J. Striewe, R. Grothe, J. Kowatz, T. Tröster, G. Grundmeier und G. Meschut. Design and Testing of Co-Cured Bonded CFRP-Steel Hybrids with Nanostructured Interfaces for Interlaminar Fracture Toughness. *ECCM18 - 18th European Conference on Composite. Proceedings*, 2018.
- [82] F. Yüksel, R. Hinterhölzl und K. Drechsler. Direct adhesion of CFR-thermoplast on steel - testing and simulation of the lap shear fracture. *17th European Conference on Composite Materials. Proceedings*, 2016.
- [83] Z. Ouyang, G. Ji und G. Li. On approximately realizing and characterizing pure mode-i interface fracture between bonded dissimilar materials. *Journal of Applied Mechanics*, 78(3): Seiten 031020–1–031020–10, 2011.

- [84] DIN EN 2377. Luft- und Raumfahrt; Glasfaserverstärkte Kunststoffe; Prüfverfahren zur Bestimmung der scheinbaren interlaminaeren Scherfestigkeit, 1989.
- [85] DIN 53398. Prüfung von glasfaserverstärkten Kunststoffen; Biegeschwellsversuch, 1975.
- [86] A. Bleier. *Prüfverfahren zur Ermittlung exakter Werkstoffkennwerte einer unidirektionalen Schicht unter besonderer Berücksichtigung physikalischer Nichtlinearitäten*. Schriftenreihe Konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Shaker, Aachen, 2012.
- [87] J. M. Whitney und C. E. Browning. On short-beam shear tests for composite materials. *Carbon*, 25: Seiten 294–300, 1985.
- [88] W. C. Cui, M. R. Wisnom und M. Jones. Failure mechanisms in three and four point short beam bending tests of unidirectional glass/epoxy. *Journal of Strain Analysis*, 27(4): Seiten 235–243, 1992.
- [89] W. F. Rahhal und W. V. Kotlensky. Modified short-beam shear test. *Carbon*, 30(3): Seiten 385–389, 1992.
- [90] P. Hagedorn. *Festigkeitslehre*. Technische Mechanik, Band 2, 4. überarb. Auflage. Deutsch, Frankfurt am Main, 2006.
- [91] K. A. Weidenmann, L. Baumgärtner und B. Haspel. The edge shear test - an alternative testing method for the determination of the interlaminar shear strength in composite materials. *Materials Science Forum*, 825-826: Seiten 806–813, 2015.
- [92] K. Drechsler. *Beitrag zur Gestaltung und Berechnung von Faserverbundkunststoffen mit dreidimensionaler Textilverstärkung*. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart, 1992.
- [93] DIN EN ISO 14125. Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften, 2011.
- [94] ASTM D 790. Standard Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced and Reinforced Plastics and Electrical Insulating Materials, 2003.

- [95] M. K. Hassan, M. Y. Abdellah, S. K. Azabi und W. W. Marzouk. Investigation of the Mechanical Behavior of Novel Fiber Metal Laminates. *International Journal of Mechanical & Mechatronics Engineering IJM-ME*, 15(3): Seiten 112–118, 2015.
- [96] J. G. Carrillo und W. J. Cantwell. Mechanical properties of a novel fiber–metal laminate based on a polypropylene composite. *Mechanics of materials*, 41(7): Seiten 828–838, 2009.
- [97] S. Takle. *Experimental and numerical studies of impact behaviour of GRP reinforced composite sandwich materials*. Dissertation, University of Oslo, Oslo, 2003.
- [98] S. Torsakul. *Modellierung und Simulation eines Verbunds von Sandwichplatten zur Entwicklung einer mechanischen Verbindungstechnik*. Dissertation, RTWH Aachen, Aachen, 2007.
- [99] B. Eigenmann und E. Macherauch. Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen. Teil II. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 26(4): Seiten 199–216, 1995.
- [100] D. K. Lonsdale. International tables for x-ray crystallography. *Kynoch Press*, 1968.
- [101] P. Eyerer, P. Elsner und T. Hirth. *Polymer Engineering: Technologien und Praxis*. VDI-Buch. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [102] DIN 50100. Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile, 2016.
- [103] E. Haibach. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Springer, Berlin, 2006.
- [104] M. Heinzler R. Kilgus F. Näher S. Oesterle H. Paetzold und A. Stephan U. Fischer, R. Gomeringer. *Tabellenbuch Metall: Ohne Formelsammlung*. Europa-Fachbuchreihe für Metallberufe. Verl. Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten, 44., neu bearb. Aufl.2008.

- [105] H.-C. Wu and C. D. Eamon. Composite mechanics. In *Strengthening of Concrete Structures using Fiber Reinforced Polymers (FRP)*, Seiten 19–34. Elsevier, 2017.