

QUALITÄTSMBEWERTUNG VON
FASER-KUNSTSTOFF-VERBUNDEN
MITTELS OPTISCHER TEXTURANALYSE
AUF 3D-PREFORMOBERFLÄCHEN

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

Vorgelegt von
FRIEDER HEIECK
aus Wiesbaden

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Axel S. Herrmann
Tag der mündlichen Prüfung: 11.09.2019

Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart
2019

KURZFASSUNG

Textile Fertigungsverfahren wie das Flechten oder Drapieren werden zunehmend zur Herstellung von Preforms für Strukturbau- teile aus Faser-Kunststoff-Verbunden eingesetzt. Der fertigungs- technische Vorteil gegenüber Prepreg-Verfahren liegt insbesonde- re in der Variabilität der trockenen Fasern und Faserhalbzeuge und somit in der Möglichkeit zur komplexen Formgebung. Die- se Flexibilität geht allerdings mit einer hohen Varianz der Faser- architektur einher, welche wiederum die mechanischen Eigen- schaften des Verbundwerkstoffes maßgeblich bestimmt. Eine Be- rücksichtigung dieser Varianz kann bisher nur bedingt als Qua- litätsmerkmal in der Entwicklung von Faserverbund-Bauteilen berücksichtigt werden, da die Zusammenhänge zwischen Ferti- gungseffekten und den mechanischen Eigenschaften nicht um- fassend bekannt sind. Zudem fehlt bisher die Möglichkeit, alle relevanten textilen Merkmale auf dreidimensionalen Oberflächen zu vermessen.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist daher die Entwicklung eines messtechnischen Verfahrens, um die prozessbedingten Varia- tionen der Faserarchitektur im Entwicklungsprozess von FKV- Bauteilen berücksichtigen zu können. Hierfür erfolgt die Analy- se von Zusammenhängen zwischen Faserarchitektur-Variationen und den mechanischen Werkstoffeigenschaften, sowie der Auf- bau eines optischen Messsystems zur 3D-Preformanalyse.

Dafür werden am Beispiel der Flechttechnologie mittels Radial- flechtmaschine und der einteiligen Stempelumformung von Gele- gen real auftretende Faserarchitekturen analysiert und Korrelati- onsuntersuchungen mit den mechanischen Eigenschaften durch- geführt. Die Versuchsreihen beinhalten Geflechte mit niedrigem Bedeckungsgrad, einer hohen Faserarchitektur-Streuung und va- riabler Ondulation, sowie Gelege mit künstlich eingebrachten Gaps.

Durch Analyse der Faserarchitektur einzelner Geflechtlagen

kann gezeigt werden, dass unter Zuhilfenahme prüfkörperindividueller Faserorientierungs-Informationen eine signifikante Verbesserung der Prognosegüte der Laminateneigenschaften erreicht werden kann. Die Untersuchungen von offenen Geflechten und Gelegen mit Gaps weisen einen starken Zusammenhang von Festigkeiten mit (lokalen) Lücken in der Faserarchitektur nach, da diese Welligkeiten der angrenzenden Faserlagen bewirken. Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass primär Zugfestigkeiten von den fertigungsspezifischen Faserarchitekturvariationen beeinflusst werden.

Die Erkenntnisse fließen in die Entwicklung eines optischen Messsystems zur 3D-Preformanalyse ein, welches mittels grauwertbasierter Bildverarbeitung die vollflächige Texturanalyse komplexer, dreidimensionaler Oberflächen ermöglicht. Das robotisch geführte Messsystem nutzt dabei einen monochromatischen Kamerasensor sowie eine neu entwickelte, diffuse Beleuchtung zur reflexionsarmen Aufnahme von Kohlenstofffaser-Halbzeugen. Zuletzt werden Anwendungsbeispiele für das optische Messsystem beschrieben. Dazu gehören verschiedene Routen zur Implementierung der Faserarchitekturinformation in den Auslegungsprozess, die Analyse drapierter Preforms zur Validierung von Prozesssimulationen und die vollflächige Faserorientierungsmessung einer geflochtenen C-Spant-Geometrie zur Prozessoptimierung.

ABSTRACT

Textile manufacturing processes such as braiding or draping are increasingly used for the production of dry fiber preforms for structural components made of composite materials. The manufacturing advantage compared to prepreg processes lies in the variability of the dry fibers and semi-finished fiber products and thus in the possibility of complex shaping. However, this flexibility is accompanied by a high degree of variance in the fiber architecture, which in turn significantly determines the mechanical properties of the composite material. So far, consideration of these fiber architecture variations could only be considered to a limited extent as a quality feature in the development of composite components, since the relationships between production effects and mechanical properties are not fully known. In addition, the possibility of quantitatively analyzing all relevant textile characteristics on three-dimensional surfaces is still missing. The aim of the present work is therefore the analysis of relationships between fiber architecture variations and the mechanical material properties, as well as the development of an optical measuring system for 3D preform analysis.

Textile manufacturing processes such as braiding or draping are increasingly used for the production of dry fiber preforms for structural components made of high performance composite materials. The manufacturing advantage of these processes lies in the variability of the dry fibers and semi-finished fiber products and thus in the possibility of complex shaping. However, this flexibility is accompanied by a high degree of variance in the fiber architecture, which in turn significantly determines the mechanical properties of the composite material. So far, consideration of these fiber architecture variations could only be considered to a limited extent as a quality feature in the development of composite components, since the relationships between production effects and mechanical properties are not

fully known. In addition, the possibility of quantitatively analyzing all relevant textile characteristics on three-dimensional surfaces is still missing. The aim of the present work is therefore the analysis of relationships between fiber architecture variations and the mechanical material properties, as well as the development of an optical measuring system for 3D preform analysis.

Therefore, the aim of the present work is the development of a method to take into account process-related variations of the fiber architecture in the development process of composite components. For this purpose, real fiber architectures are analyzed using the example of braiding technology with a radial braiding machine and one-piece punch forming of non-crimp fabrics. Subsequently, correlation studies at coupon level between texture characteristics and mechanical properties are performed. The test series include braids with low coverage, high fiber architecture scattering and variable undulation, as well as non-crimp fabrics with artificially created gaps. By analyzing the fiber architecture of individual braid layers, it is shown that a significant improvement in the prediction of the laminate properties can be achieved with the aid of test specimen-specific fiber orientation information. The investigations of braids and fabrics with gaps show a strong correlation of strengths with (local) gaps, as these cause waviness of the adjacent fiber layers. Overall, the results show that tensile strengths are primarily influenced by the production-specific fiber architecture variations.

The findings flow into the development of an optical measuring system for 3D preform analysis, which enables full-surface texture analysis of complex, three-dimensional surfaces with grayscale-based image processing. The robotic guided measuring system uses a monochromatic camera sensor and a newly developed, diffuse illumination for low-reflection imaging of carbon fiber semi-finished products. Finally, application examples for the optical measuring system are described. These include the analysis of draped double-dome preforms for the validation of process simulations and the full-surface fiber orientation measurement of a braided C-beam geometry for process optimization by adjusting the braid ring contour.

DANKSAGUNG

Zunächst gilt mein Dank meiner Familie, die mich stets bei meinem Vorhaben unterstützte und immer ein offenes Ohr für mich hatte, die aufgrund dieser Arbeit viele Stunden auf mich verzichten musste, die dennoch stets für mich da war und mir die Freiräume ermöglichte, die man zu Fertigstellung einer solchen Arbeit benötigt.

Herrn Prof. Peter Middendorf möchte ich herzlich für die Betreuung dieser Doktorarbeit danken. Jede Phase wurde von ihm stets intensiv und professionell begleitet. Besonders bedanken möchte ich mich für die Freiheit, die er mir während des Forschungsvorhabens gewährte und das maßvolle Anleiten und Antreiben zum Abschluss der Dissertation. Auch Herrn Prof. Axel Herrmann möchte ich für die Zeit danken, diese Arbeit fachlich zu begutachten.

Ein großer Dank gebührt meinen Mitdoktoranden und Kollegen, die mit Ihrer Offenheit und Unterstützung einen großen Beitrag zum Gelingen geleistet haben. Das besondere, freundschaftliche Miteinander am Institut war stets Halt und Motivation, ohne die diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Auch bedanken möchte ich mich für die fachliche Unterstützung meiner ehemaligen Institutskollegen Karin Birkefeld, Frank Härtel und Tjark von Reden sowie Andrea Miene vom Faserinstitut Bremen, die mit Ihren Vorarbeiten den Grundstein für diese Arbeit gelegt haben. Darüber hinaus haben zahlreiche Studenten als Hilfswissenschaftler und Abschlussarbeiter mit großem Engagement zum Gelingen der Promotion beigetragen, denen ich hiermit ebenfalls herzlich meinen Dank ausdrücken möchte.

INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG	1
1.1	Der Entwicklungsprozess von FKV-Bauteilen . . .	1
1.2	Der Qualitätsbegriff in Bezug auf FKV	3
1.3	Ziele und Aufbau der Dissertation	7
2	PREFORMINGVERFAHREN FÜR TEXTILBASIERTE FKV	9
2.1	Flechttechnologie	10
2.1.1	Werkstoff Geflecht und Maschinenteknik	10
2.1.2	Fertigungsbedingte Effekte beim Flechten	14
2.1.3	Korrelationen der Faserarchitektur mit mechanischen Eigenschaften von Ge- flechten	26
2.1.4	Zwischenfazit	31
2.2	Drapieren flächiger Halbzeuge	32
2.2.1	Flächige Halbzeuge	33
2.2.2	Drapierverfahren	36
2.2.3	Fertigungsbedingte Effekte beim Drapieren	38
2.2.4	Korrelationen der Faserarchitektur mit den mechanischen Eigenschaften flächiger Halbzeuge	47
2.2.5	Zwischenfazit	56
3	OPTISCHE MESSVERFAHREN FÜR TEXTILBASIERTE FKV	59
3.1	Sensoren zur Erfassung der 2D-Textur	59
3.1.1	CCD-Sensoren	60
3.1.2	CMOS-Sensoren	61
3.1.3	Zeilenkameras	61
3.1.4	Verzeichnungsfehler	62
3.2	Optische Analyse von textilen Werkstoffen	63
3.2.1	2D-Texturanalyse	63
3.2.2	Automatische Sichtprüfung zur Prozess- überwachung und -kontrolle	69
3.2.3	Kommerzielle Messsysteme für die Textur- und Preformanalyse	70

3.3	Beleuchtungsstrategien für textile Werkstoffe . . .	74
3.4	Röntgen-Computertomografie zur Volumenana- lyse von FKV	77
3.5	Zwischenfazit	78
4	EINFLUSS VON PREFORMINGPROZESSEN AUF DIE FASERARCHITEKTUR	81
4.1	Kategorisierung der Faserarchitekturmerkmale . .	82
4.2	Roboterassistiertes Radialflechten	84
4.2.1	Zusammenhang zwischen Flechtwinkel und Fadenbreite	84
4.2.2	Zusammenhang zwischen Kerndurch- messer und Bedeckungsgrad	88
4.2.3	Einfluss der Kerngeometrie	94
4.2.4	Einfluss der Flechtring-Geometrie	96
4.2.5	Einfluss von Prozessparametern auf die visuelle Geflechtqualität	99
4.3	Drapieren flächiger Halbzeuge	107
4.3.1	Auswirkungen des Drapierverfahrens auf Gapgrößen	109
4.3.2	Einfluss des Niederhalterdrucks	114
4.4	Zwischenfazit	121
5	KORRELATION DER FASERARCHITEKTUR MIT DEN FKV-EIGENSCHAFTEN	125
5.1	Herstellung der Prüflamine	125
5.2	Korrelationen bei Geflechten	126
5.2.1	Einfluss der Faserarchitektur-Streuung . .	127
5.2.2	Einfluss des Bedeckungsgrades	142
5.2.3	Einfluss von Ondulationen	155
5.3	Korrelationen bei Gelegen	164
5.3.1	Einfluss von Gaps	164
5.4	Zusammenfassung	176
6	ENTWICKLUNG EINES OPTISCHEN SYSTEMS ZUR 3D- PREFORMANALYSE	179
6.1	Systemdefinition	179
6.1.1	Grundprinzip der Texturerfassung	180
6.1.2	Aufbau des Systems	186
6.1.3	Beleuchtungsmethodik	187
6.2	Bildverarbeitung zur Texturanalyse von Textilien .	192

6.2.1	Faserorientierung	192
6.2.2	Fadenbreite	193
6.2.3	Bedeckungsgrad und Gaps	195
6.3	Zwischenfazit	196
7	ANWENDUNGSPOTENZIALE DER OPTISCHEN PRE- FORMANALYSE	199
7.1	Anwendung von Qualitätskriterien zur Bautei- lauslegung	199
7.2	3D-Analyse drapierter Preformen	206
7.3	Optimierung des Flechtprozesses am Beispiel ei- nes C-Spants	208
8	ZUSAMMENFASSUNG	215
A	THEORETISCHE GRUNDLAGEN	219
A.1	Berechnung geflechtspezifischer Größen	219
A.2	Berechnung des lokalen Flechtwinkels	220
A.3	Ermittlung der Weibull-Parameter	223
A.4	Bestimmung der Dehnung über den Traversenweg	224
A.5	Bestimmung der Elastizitätsgrößen mittels CLT . .	225
A.6	Berechnung des perspektivischen Winkelfehlers .	229
A.7	Abbildung mit einer Linse	231
B	ERGÄNZENDE INFORMATIONEN	235
B.1	Versuchsplan Kapitel 4.2.5	236
B.2	Inhärente Gaps in Gelegen	236
B.3	Einfluss der Gegenstandsweite	239
LITERATURVERZEICHNIS		243

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

A	Aktuator
AFP	Automated Fiber Placement
AITM	Airbus Test Method
AMC	General Acceptable Means of Compliance
BMS	Bügelmessschraube
CAD	Computer Aided Design
CCD	Charge-Coupled Device
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Klassische Laminattheorie
CMOS	Complementary Metal-Oxide-Semiconductor
CT	Computertomografie
DIC	Digital Image Correlation
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DMS	Dehnungsmessstreifen
dpi	Auflösung in dots per inch
EASA	European Aviation Safety Agency
EN	Europäische Norm
ESRF	European Synchrotron Radiation Facility
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FVG	Faservolumengehalt
G	Gewichtskraft
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HTS	High Tensile Strength
IFB	Institut für Flugzeugbau
LED	Light-Emitting Diode
MAG	Multiaxialgelege
NCF	Non-Crimp Fabric
KR	Kuka Robot
KS	Koordinatensystem
RF	Radialflechtmaschine
RGB	Farbraum der Grundfarben Rot, Grün und Blau
RTM	Resin Transfer Moulding
SPS	Streifenlichtprojektionssystem
STL	Standard Tessellation Language

UD	Unidirektional
UZS	Uhrzeigersinn
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
ZFP	Zerstörungsfreie Prüfverfahren

FORMELZEICHENVERZEICHNIS

Koordinatensysteme

$1,2,3$	Lokales Koordinatensystem
x,y,z	Globales Koordinatensystem

Lateinische Buchstaben

a	Verschiebungsparameter
a_{ell}	Große Ellipsenhalbachse
A	Fläche
A_a	Fläche Stehfaden
A_l, A_r	Teilflächen
A_s	Fläche Flechtfäden
b	Breite allgemein
b_a	Fadenbreite Stehfaden
b_{ell}	Kleine Ellipsenhalbachse
b_f	Fadenbreite
B	Bildfeldbreite
cf	Bedeckungsgrad (cover factor)
c_{korr}	Korrekturparameter
C_a	Stehfadenanteil
CV	Variationskoeffizient
D	Flechtkerndurchmesser
D_{FR}	Flechtringdurchmesser
D_U	Durchmesser der Unschärfescheibe
e	Eulersche Zahl
e_s	Länge Einheitszelle
e_K	Exzentrizität
e_U	Abstand Bildebene-Linse
E	E-Modul
f	Brennweite
f_s	Breite Einheitszelle
F_s	Rautenbreite
g	Gegenstandsweite
G	Schubmodul
G_p	Gapanteil (Verhältnis Gap- zu Bildfläche)

G_p	Gapform (Verhältnis Gaplänge zu -breite)
G_w	Gapbreite
h_a	Teillänge Stehfaden
h_s	Rautenlänge
H	Höhe
K	Kennwert
L	Länge
L_f	Faserlänge über eine Sinus-Periode
m	Weibull-Parameter
m^*	Flächengewicht
n	Anzahl
n_a	Stehfadenanzahl
n_b	Flechtfadenanzahl
n_f	Fadenanzahl
n_{hg}	Anzahl der Flügelräder (horn gears)
o	Ondulationswert
O	Blendenzahl
p	Verzeichnungsparameter
p_A	Anpressdruck Gewichtskraft
p_G	Anpressdruck Niederhalter
P	Wahrscheinlichkeit
q	Parameter
Q	Qualitätsindex
r	Radius
R^2	Bestimmtheitsmaß
s	Standardabweichung
t	Zeitintervall Klöppel
t_{lam}	Laminatdicke
T	Umrundungszeit Klöppel
Tt	Titer
u	Parameter
U	Kernumfang
U^*	Relativer Kernumfang
v	Vorschubgeschwindigkeit des Flechtkerns
V_f	Faservolumengehalt
q	Parameter
x	Raumkoordinate
y	Raumkoordinate
z	Raumkoordinate
\hat{z}	Amplitude der Fadenondulation

Griechische Buchstaben

α	Winkel
γ	Flechtwinkel
δ_{theor}	Theoretischer Scherwinkel
Δ	Gradient
ΔG	Kantenmagnitude
ΔI	Spannungsabweichung von Gerade
ΔM	Spannungsabweichung vom Mittelwert
Δr_K	Schärfentiefe
ϵ	Dehnung
ζ	Winkel zwischen Faser und Längsachse
η	Effizienzfaktor für wellige Fadenverläufe
Θ	Winkel Kernschrägstellung
μ	Messreihenmittelwert
ν	Querkontraktionszahl
ξ	Skalenparameter
ρ	Dichte
σ	Spannung allgemein
σ_0	Weibull-Festigkeit
τ	Schubspannung
ϕ	Umfangswinkel des Flechtkernquerschnitts
χ	Schubverzerrung
ψ	Kantenorientierung
ω	Winkelgeschwindigkeit
Ω	Drehfrequenz der Flügelräder

Funktionen

$\phi_d(\mu, \sigma^2)$	Dichtefunktion
$F(\sigma_i)$	Weibull-Funktion
$z(x)$	Fadenverlauf

Vektoren und Matrizen

\underline{A}	Scheibensteifigkeitsmatrix
$\underline{\vec{g}}$	Ortsvektor
\underline{N}	Belastungsmatrix
\underline{T}	Transformationsmatrix
\underline{Q}	Steifigkeitsmatrix

Indizes

a	Stehfaden
A	Fall A Bedeckungsgrad
b	Flechtfaden
B	Fall B Bedeckungsgrad
C	Fall C Bedeckungsgrad
DMS	Dehnungsmessstreifen
ell	Ellipse
f	Faden
fern	max. Abstand der Schärfeebene
frei	freie Prüflänge
F	bezogen auf die Fasern
ges	Summe der Qualitätsmerkmale
H	bezogen auf das Harz
ij	Laufvariablen
k	Einzelschicht
korr	korrigierter Wert
K	Krümmung
L	Einzellagen
LED	bezogen auf LEDs
m	Mittelpunkt
max	maximaler Wert
nah	min. Abstand der Schärfeebene
o	optische Achse
pfad	Bezogen auf Fadenpfad
projiziert	Bezogen auf Fadenprojektion
P	Prüfkörper
s	bezogen auf Streufolie
theor	Theoretischer Wert
Tr	Traverse
v	verzeichnet (Bildkoordinaten)
x	x-Richtung
y	y-Richtung
γ	Flechtwinkel
	Parallel zur Faser
\perp	Senkrecht zur Faser

EINLEITUNG

1.1 DER ENTWICKLUNGSPROZESS VON FKV-BAUTEILEN

Der Entwicklungsprozess eines Bauteils in Faserverbundbauweise erfolgt heute trotz zunehmender Digitalisierung der Prozessschritte nach wie vor in großen Teilen experimentell. Nach der erfahrungsbasierten Wahl des Fertigungsverfahrens erfolgen in der Regel erste Design-Vorschläge und eine Berechnung der Bauteileigenschaften auf Basis von prozessabhängigen Kennwerten.

Zur Dimensionierung des Bauteils kommen entweder analytische oder numerische Methoden zum Einsatz, wie die Finite-Elemente-Methode (FEM), wobei der Faserverbundwerkstoff auf verschiedenen Skalen repräsentiert werden kann: auf der Mikroebene (Darstellung einzelner Filamente), der Mesoebene (Darstellung einzelner Fäden) oder der Makroebene (homogenisierte Darstellung der Werkstoffeigenschaften auf Laminatenebene) [11, 106, 121, 163]. Um die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes zu bestimmen, können diese nun entweder auf Mikro- oder Mesoebene numerisch berechnet oder experimentell über normierte Prüfkörper ermittelt und an ein makroskopisches Modell übertragen werden. Mit diesem wird anschließend die Tragfähigkeit des gesamten Bauteils bestimmt. Unabhängig vom Vorgehen ist für einen effizienten Werkstoffeinsatz eine genaue Kenntnis der später im Bauteil vorliegenden Faserarchitekturen (die räumliche Anordnung und geometrische Ausprägung der Fasern) notwendig, da diese die Werkstoffeigenschaften maßgeblich bestimmen. Da Preformingtechnologien wie das Flechten oder Drapieren eine hohe Varianz der lokal

auftretenden Faserarchitekturen hervorrufen, können bei dieser Vorgehensweise die Kennwerte allerdings nur stichprobenartig bestimmt werden. Dadurch fehlt eine Repräsentation aller im Bauteilvolumen vorliegenden Werkstoffcharakteristika, was zu einer geringen Präzision der Bauteildimensionierung führt.

Zur Verbesserung der Auslegung liegt es somit nahe, messtechnische Verfahren zur Oberflächen- und Volumenanalyse einzusetzen, um Faserarchitekturen zu erfassen und die daraus gewonnenen Informationen in den Entwicklungsprozess zu integrieren. Dafür ist eine Verschmelzung des prozess-, material- und messtechnischen Wissens notwendig, zu der die vorliegende Arbeit einen Beitrag leisten soll.

Parallel zu dieser Arbeit werden zudem für alle Prozessschritte Simulationsmethoden weiterentwickelt. Die Vision einer vollständig digitalen Bauteilentwicklung beinhaltet die Berechnung der fertigungsspezifischen Faserarchitekturen, die mittels Infusions- oder Injektionstechnik erzeugte Faserimprägnierung, sowie die aus diesen Prozesssimulationen abgeleiteten Werkstoff- und Bauteileigenschaften [7, 34, 72, 73].

Zusätzlich können mithilfe von Optimierungsverfahren variable Prozess- und Bauteilparameter iterativ verbessert werden, um so dem Ziel einer leichtbautechnisch maximal effizienten Struktur nahe zu kommen [11]. Final erzeugen Simulationsmodelle dann automatisch ein optimiertes, digitales Abbild aller Prozessschritte und deren Parameter, um aus dem digitalen Raum direkt das fertige, serienreife Bauteil inklusive der dafür notwendigen Werkzeuge abzuleiten (s. Abbildung 1).

Zur Realisierung dieses „digitalen Prototypen“ bedarf es noch einer Vielzahl an experimentell abgesicherten Weiterentwicklungen, um die physikalischen Effekte bei der Verarbeitung von Faser- und Matrixwerkstoffen exakt abbilden zu können und die Modelle zu validieren. Diese Arbeit hat aus diesem Grund ebenso zum Ziel, das Potenzial zur Nutzung von optisch erfassten Qualitätsmerkmalen in digitalen Entwicklungswerkzeugen für Faserverbundbauteile aufzuzeigen.

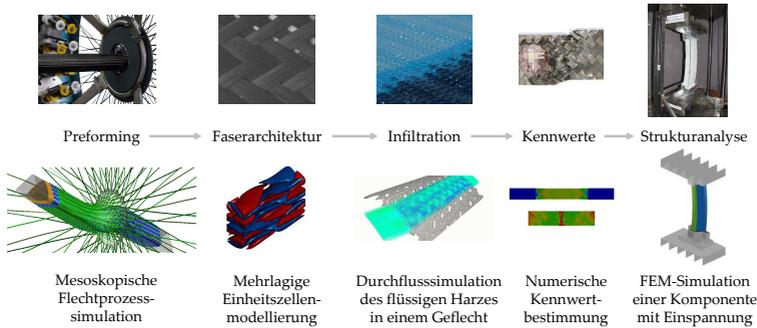


Abbildung 1: Beispiele für virtuelle Werkzeuge zur Unterstützung des Entwicklungsprozesses von FKV-Strukturen [8, 13, 33, 149]

1.2 DER QUALITÄTSBEGRIFF IN BEZUG AUF FKV

Damit der Begriff „Qualität“ in der vorliegenden Arbeit angewendet werden kann, bedarf es zunächst einer klaren Definition in Bezug auf Faser-Kunststoff-Verbunde. Hierfür werden im Folgenden verschiedene in der Literatur gebräuchliche Begriffsbeschreibungen erläutert.

Gemäß der Norm DIN EN ISO 9000:2005 [32] ist Qualität der „Grad, in dem ein Satz inhärenter Merkmale Anforderungen erfüllt“. Demnach kann die Qualität nur in Zusammenhang mit Anforderungen bestimmt werden, die an ein Produkt gestellt werden. In Bezug auf die Qualität von Verbundwerkstoffen müssen also objektive Merkmale definiert werden, die eine messbare Übereinstimmung der vorhandenen Merkmalsgrößen mit den Zielgrößen ermöglichen, wie beispielsweise ein gewünschter Faserwinkel oder eine Lückengröße. Das führt automatisch zu einer engen Verzahnung des Qualitätsmanagements mit der Messtechnik.

Insbesondere die industrielle Bildverarbeitung ist dabei nach Linß [91] eine Schlüsseltechnologie, deren Anwendung zu 80% in der Qualitätssicherung liegt. Da nur stabile und beherrschte Prozesse zu gleichbleibenden Ergebnissen führen können, ist Prozessqualität die Voraussetzung für Produktqualität. Die „Zehn-

erregel der Fehlerkosten“ beschreibt in diesem Zusammenhang, dass die Entdeckung eines Fehlers zu jeder späteren Prozessstufe etwa das 10-fache an Kosten für dessen Beseitigung erfordert. Daraus ergibt sich als Grundsatz: Fehlervermeidung (Prävention) hat Vorrang vor Fehlerbehebung.

In Bezug auf das „Produkt Faser-Kunststoff-Verbund“ ist dies besonders relevant, da die mechanischen Eigenschaften erst während des Fertigungsprozesses entstehen und die Herstellung durch viele aufeinander folgende Schritte erfolgt (Faserherstellung, Verarbeitung zum Halbzeug, Lagenaufbau, Injektion, Entformung, Nachbearbeitung).

Crosby [26] fordert daraus die Vorbeugung als Grundprinzip der Qualitätsplanung und eine „Null-Fehler-Strategie“, bei der das ideelle Ziel des Qualitätsmanagements eine nahezu fehlerfreie Produktion ist.

Einer Studie von Roland Berger nach entstehen ca. 50% der Kosten eines repräsentativen CFK-RTM-Bauteils durch das Material selbst und davon wiederum 40-45% durch die Fasern, die andere Hälfte durch Prozessschritte [88]. Dies erfordert den effizienten Einsatz der Ausgangswerkstoffe und die Notwendigkeit qualitätssichernder Maßnahmen auf Preformeebene, was im Idealfall die Kontrolle jeder Einzellage eines Mehrschichtverbundes bedeutet.

Ein weiterer Aspekt wird von Taguchi [145] verfolgt, dessen Qualitätsverständnis über den Ausdruck „Gleichmäßigkeit um einen Zielwert“ auf die Robustheit des Ergebnisses abzielt und somit die Streuung als wichtiges Qualitätsmerkmal ergänzt.

Faser-Kunststoff-Verbunde weisen eine Reihe von messbaren Merkmalen auf, die für die Bestimmung der Qualität relevant sind. Diese Merkmale können wiederum in verschiedene Bereiche kategorisiert werden, die im Ishikawa-Diagramm der Abbildung 2 dargestellt sind.

Die optische Analyse der textilen Merkmale auf Preformeebene im Hinblick auf die Qualität des Faser-Kunststoff-Verbunds stellt den Schwerpunkt dieser Arbeit dar.

Die Vermessung matrixseitiger Merkmale ist zwar ebenfalls von großer Bedeutung, wie der Faservolumen- und Porengehalt, hier wird jedoch unabhängig vom verwendeten Fertigungsverfahren

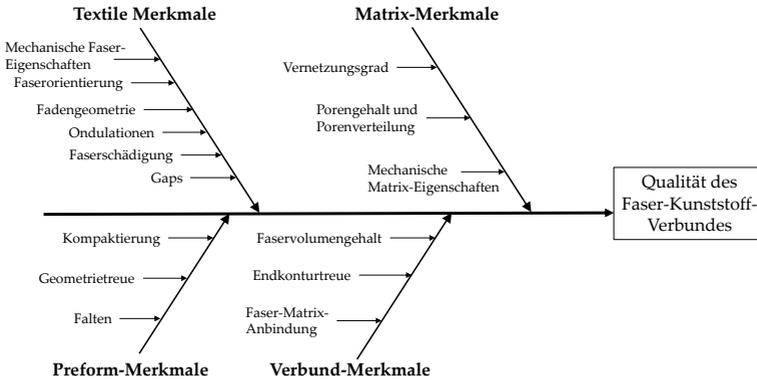


Abbildung 2: Ishikawa-Diagramm zur Qualitätsdefinition von preform-basierten FKV

ein optimaler Wert angestrebt, mithilfe dessen die Verstärkungsfasern bestmöglich aufgebrauchte Lasten tragen können. Eine Messung dieser Merkmale ist erst nach der Harzeinbringung mit chemischen oder aufwändigeren bildgebenden Verfahren (z.B. Röntgen-CT) möglich. Eine frühzeitige Erfassung der qualitätsbestimmenden Merkmale während der Preformherstellung ist daher auch aus wirtschaftlicher Sicht besonders geeignet.

Welche Toleranzen für die jeweiligen Kriterien akzeptiert werden, beruht bislang stark auf Erfahrungswerten der Faserverbund-Ingenieure, da die Wirkzusammenhänge mit den mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes sehr komplex sind. Zudem existiert bislang keine einheitliche, branchenübergreifende Vorgehensweise zur Qualitätsdefinition und Nachweisführung von Faserverbundwerkstoffen.

Inbesondere im Bereich Luftfahrt gelten auf Grund der Sicherheitsrelevanz strikte Regeln bezüglich der Einhaltung von Qualitätskriterien. So heisst es in der offiziellen Richtlinie der EASA zur Nachweisführung bei Faserverbund-Strukturen AMC 20-29 [37]:

„Tolerances permitted by the material and process specifications should be substantiated by analysis supported by test evidence, or tests at the coupon, element or sub-component level. [...] It will also ensure the

relevance of quality control procedures defined to control materials and processes as related to the product structural details.“

Jedes prozessseitig definierte Qualitätskriterium soll demnach über mechanische Prüfverfahren zertifiziert werden. Die Kennwerte des Werkstoffes bilden also das entscheidende Kriterium ab, in denen alle zuvor definierten Vorgaben hinsichtlich der Qualität gebündelt sind. Somit ist „Qualität“ hier Synonym für die Erreichung definierter mechanischer Eigenschaften des Faserverbunds.

Daraus ergibt sich für die vorliegende Arbeit die wissenschaftliche Fragestellung, inwiefern von den sichtbaren Merkmalen der Preform auf die Kennwerte des Verbundwerkstoffs geschlossen werden kann.

Für die Qualitätsbestimmung von Faser-Kunststoff-Verbunden ergeben sich aus diesen Gesichtspunkten zusammenfassend folgende Richtlinien:

- Die Qualität des Produkts „Faser-Kunststoff-Verbund“ wird durch prozessseitige Einflussgrößen bestimmt, die sich in der Faserarchitektur und der Matrixverteilung niederschlagen
- Eine Qualitätsbestimmung auf Preformebene ist besonders sinnvoll, da so Folgekosten in der weiteren Prozessierung stark reduziert werden können. Außerdem findet sich dort die größte Menge an Merkmalen wieder, die direkten Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften haben.
- Es müssen objektiv messbare Merkmale definiert werden, wie ein Faserwinkel oder eine Lückengröße
- Zu deren Erfassung eignen sich insbesondere optische Messverfahren, da über die industrielle Bilderverarbeitung großflächig viele Informationen erfasst und ausgewertet werden können. Dies erfordert die Nutzung eines optischen Messsystems, das die Texturmerkmale von textilen Halbzeugen auf komplexen, dreidimensionalen Oberflächen ermöglicht.
- Zur Vorgabe von Toleranzen für die definierten Qualitätsmerkmale bedarf es einer mechanischen Bewertung, da diese die letztendlich relevante Qualitätsinformationen enthält.

Hierfür werden in dieser Arbeit Korrelationsuntersuchungen durchgeführt.

1.3 ZIELE UND AUFBAU DER DISSERTATION

Das Hauptziel dieser Arbeit ist die Erkenntnis über Zusammenhänge zwischen visuellen Faserarchitektur- bzw. Preformmerkmalen und den mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffes. Dies soll zu einem objektiven Qualitätsverständnis führen, so dass Toleranzkriterien in Bezug auf die visuellen Werkstoffeigenschaften abgeleitet werden können. Hierzu werden optische Messmethoden in Kombination mit digitaler Bildverarbeitung favorisiert. Als Zwischenziel ergibt sich daraus die Entwicklung eines Messsystems zur dreidimensionalen Preformanalyse, um die für eine Qualitätsbestimmung relevanten Merkmale komplexer Bauteile vollflächig erfassen zu können. Das Messsystem soll auch als Bindeglied zwischen den virtuellen Entwicklungswerkzeugen (bspw. Prozess- oder Struktursimulationen) und der realen Produktion dienen, um so numerische Modelle präzise validieren zu können.

In der Gruppe der Preforming-Verfahren besitzen das Drapieren flächiger Halbzeuge sowie die Umflechttechnik mittels Radialflechtmaschine ein großes Potenzial zur wirtschaftlichen Herstellung von Faserverbundstrukturen. Gleichzeitig sind die Interaktionen von Prozessparametern und Faserarchitektur-Variationen sehr komplex, was die Auslegung von Bauteilen mit diesen Verfahren aufwändig gestaltet. Da zudem die verwendeten bzw. so produzierten Halbzeuge komplementär sind und einen breiten Bereich an Werkstoffeigenschaften abdecken, liegt der Fokus dieser Arbeit auf der Nutzung dieser beiden Prozesse. Materialeitig kommen in der vorliegenden Arbeit ausschließlich Kohlenstofffasern bzw. kohlenstofffaserbasierte Textilien sowie duroplastische Matrix-Materialien zum Einsatz, da diese das höchste Potenzial für strukturelle Leichtbauapplikationen bieten.

Die Struktur der Arbeit ergibt sich aus diesen Zielen heraus wie folgt:

Kapitel 2 beschreibt zunächst den Stand der Forschung und Tech-

nik in Bezug auf die genannten Preformingverfahren, die dabei erzeugten Faserarchitekturen sowie die Zusammenhänge zwischen Faserarchitekturvariationen und den mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffes.

Anschließend bietet der in Kapitel 3 aufgeführte Stand der Forschung und Technik in Bezug auf optische Messverfahren einen Überblick über die Möglichkeiten zur Texturanalyse textiler Werkstoffe.

Um einen Überblick über reale Faserarchitekturvariationen der verwendeten Herstellungsverfahren zu erhalten, erfolgt in Kapitel 4 die Untersuchung des Einflusses von Fertigungsparametern auf die textilen Preform-Merkmale. Darauf basierend können Merkmalsbereiche von Faserarchitekturgrößen identifiziert werden, die für eine Bewertung der Faserverbundqualität relevant sind.

Ziel von Kapitel 5 ist es, einen präzisen Zusammenhang zwischen diesen optisch sichtbaren Merkmalen und den Materialeigenschaften herzustellen.

Die Erkenntnisse fließen in Kapitel 6 in ein System zur optischen Preformanalyse ein, welches die Anwendung von mechanisch basierten Qualitätskriterien auf komplexe Preform-Geometrien ermöglicht. Das Anwendungspotenzial des optischen Messsystems wird in Kapitel 7 aufgezeigt. Eine Zusammenfassung der Arbeit bietet abschließend Kapitel 8.

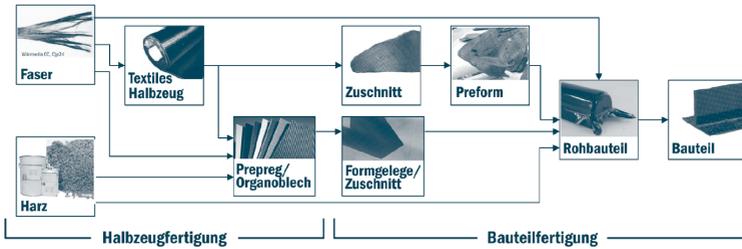


Abbildung 3: Wertschöpfungskette von Faser-Kunststoff-Verbunden aus [88]

2

PREFORMINGVERFAHREN FÜR TEXTILBASIERTE FKV

Beim Preforming werden, wie in Abbildung 3 dargestellt, trockene Faserhalbzeuge oder Rovings in eine Form gebracht, die möglichst exakt der späteren Bauteilgeometrie entspricht. Die Trennung der Prozessschritte Formgebung und Harzeinbringung bietet vielfältige Möglichkeiten der Materialkombination.

Das folgende Kapitel beschreibt die Preformingverfahren Flechten und Drapieren im Hinblick auf die verarbeiteten Materialien, die Maschinen- und Prozesstechnik, sowie den Stand der Forschung in Bezug auf Faserarchitektur-Variationen und die mechanischen Eigenschaften der damit produzierten Verbundwerkstoffe.

2.1 FLECHTTTECHNOLOGIE

Die Flechttechnik ist ein industrielles Verfahren zur Verarbeitung mehrerer Garne zu länglichen Textilien wie z.B. Seilen, Litzen, Drähten oder Dichtungsschläuchen. Für Hochleistungsbauteile aus Faser-Kunststoff-Verbunden wird insbesondere die Umflechttechnik eingesetzt, da mit ihr komplex geformte, schlauchförmige Hohlkörper erzeugt werden können. Das Anwendungsspektrum reicht dabei von Strukturelementen für die Luftfahrt [129] oder Automobilindustrie, über Fahrradrahmen und andere Sportartikel [85], bis hin zu Handlingsystemen für den Maschinenbau [62].

2.1.1 *Werkstoff Geflecht und Maschinentchnik*

Geflechte sind nach DIN 60000 [29] definiert als „Flächen- oder Körpergebilde mit regelmäßiger Fadendichte und geschlossenem Warenbild, deren Flecht- (Klöppel-)Fäden sich in schräger Richtung zu den Warenkanten verkreuzen.“ Sie ähneln damit den Geweben, bei denen zwei Fadensysteme senkrecht zueinander verkreuzt sind. Mit der Flechttechnik können jedoch auch andere Winkel als 90° zwischen den Fadensystemen erreicht werden. Um ein Geflecht zu erzeugen, werden mindestens drei Fäden benötigt.

Es existieren unterschiedliche Geflechtarten, die in der Literatur meist in 2D- und 3D-Geflechte unterteilt sind. Nach Cherif [19] werden Fäden bei 2D-Geflechten nur in einer Ebene oder besser Lage verkreuzt, während bei 3D-Geflechten auch Fäden zwischen verschiedenen Lagen in Dickenrichtung verlaufen. Zu den 2D-Geflechten gehören entweder Flachgeflechte (flat braids), sog. Litzen (laces) oder Rundgeflechte (tubular braids). Eine besondere Form der 2D-Flechtverfahren ist das Umflechten, bei dem ein Rundgeflecht über einen Kern geflochten wird und der dabei entstehende Geflechtschlauch sich an dessen Form anpasst. So lassen sich auch komplexe Bauteilgeometrien realisieren. Beim Umflechten wird per Definition zwar ein 2D-Geflecht erzeugt, dieses erzeugt aber makroskopisch eine dreidimensionale Form. Häufig wird diese Art des Geflechts daher auch als

2,5D-Geflecht bezeichnet. Das Umflechten komplexer Körper ist für strukturelle Hohlbauteile mit faserverstärkten Kunststoffen besonders interessant und wird in der vorliegenden Arbeit behandelt.

Basierend auf der Besetzung der Flechtmaschine können Geflechte mit zwei oder drei Fadensystemen erzeugt werden. Ein Fadensystem besteht aus der Menge an Fäden mit gleicher Orientierung im späteren Geflecht. Biaxial-Geflechte besitzen zwei Fadensysteme, welche sich schräg zur Produktionsrichtung verkreuzen, die Fäden werden als Flechtfäden bezeichnet. Radialflechtmaschinen bieten darüber hinaus die Möglichkeit ein drittes Fadensystem aus sogenannten Stehfäden zuzuführen. Diese befinden sich stationär an der Außenseite des Flechterumpfs und werden in Produktionsrichtung eingeflochten. Ein Flechtfaden verläuft dabei erst über und dann unter einem Stehfaden, welcher somit von den Flechtfäden umschlossen wird. Diese Art des Geflechts wird auf Grund der drei Fadenorientierungen als Triaxial-Geflecht bezeichnet.

Weitere Varianten sind das UD-Geflecht und das 0° -Geflecht. Beim UD-Geflecht besteht nur eine Flechtfadenrichtung aus lasttragenden Fasern, die andere meist aus feinen thermoplastischen Fäden, die diese fixieren. Ziel ist es, die Ondulation der Fäden zu minimieren und so die mechanischen Eigenschaften zu verbessern [38]. Gleiches gilt für das 0° -Geflecht, bei dem allerdings die Stehfäden als Verstärkungsfasern gewählt sind und die Flechtfäden - meist sehr dünne Verstärkungsfasern oder ebenfalls Thermoplastfäden - zur Fixierung genutzt werden. 0° -Geflechte eignen sich für Bauteile, bei denen ein hohes anisotropes Werkstoffverhalten mit maximalen Eigenschaften in Längsrichtung erwünscht ist, wie bspw. Biegeträger oder Zug- und Druckelemente. Die verschiedenen Geflechtarten sind in Abbildung 4 dargestellt.

Die Bindungsart von Geflechtem wird durch die verschiedenen Fadensysteme und den Verlauf der Klöppel in der Maschine festgelegt. Da Geflechte ähnliche Muster wie Gewebe besitzen, werden die jeweiligen Bindungsbezeichnungen analog beschrieben. Kyosev [84] schlägt für Geflechtbindungen folgende

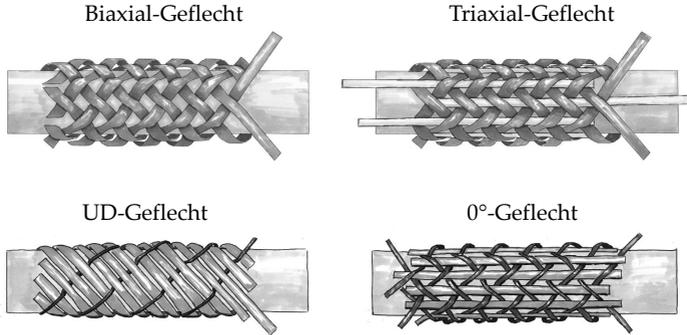


Abbildung 4: Geflechtarten, die mit einer Radialflechtmaschine erzeugt werden können, Darstellungen aus von Reden [128]

numerische Notationsregel vor:

$X:X-Y$

Über X Fadengruppen : Unter X Fadengruppen - Anzahl der Fäden je Fadengruppe

Die ersten beiden Zahlen geben dabei den Verlauf der Fadensysteme an, die sich kreuzen. 1:1 bedeutet z.B., dass ein Faden abwechselnd über und unter einem kreuzenden Faden verläuft. Die Anzahl der Fäden, die von einem gegenläufigen Faden übersprungen werden, wird auch Flottierung genannt. Y gibt an, wieviele Fäden in einer Fadengruppe gebündelt sind. Da für diese Arbeit ausschließlich Einzelfäden eingesetzt werden ($Y=1$), wird meist die reduzierte Darstellung $X:X$ verwendet.

Die für diese Arbeit relevante Bindungsart ist äquivalent zu einer 2:2-1-Körperbindung aus der Gewebetechnik, da diese bei einer vollen Besetzung einer Radialflechtmaschine mit vier Flügelradöffnungen erzeugt wird. Da es sich hierbei um einen häufig auftretenden Geflechttyp handelt, wird dieser im englischen Sprachgebrauch „Regular Braid“ genannt.

Welche Bindungsarten darüber hinaus erzeugt werden können, ist von der verwendeten Flechtmaschine und deren Flügelrad-

konfiguration abhängig. Von Reden [128] unterteilt hierfür die Maschinentypen nach Rumpfpinzipien und Anordnung der Flügelräder, die zur Positionierung der Spulenhälter (Klöppel) verwendet werden. Für die vorliegende Arbeit kommen ausschließlich Radialflechtmaschinen zum Einsatz, bei denen die Drehachse der Flügelräder entlang eines kreisförmigen Flechttrumpfs zur Mitte hin orientiert sind. Abbildung 5 zeigt eine Radialflechtmaschine der Firma August Herzog Maschinenfabrik GmbH & Co. KG. Weitere Flechtmaschinenkonfigurationen und Geflechtarten, wie z.B. 3D-Geflechte, werden unter anderem von Kyosev [85], Gries [54] und Schneider [136] beschrieben.

Ein zentrales Element der Flechtmaschine ist der Klöppel. Er ist neben seiner Funktion als Spulenträger auch für die notwendige Kraft verantwortlich, um den Faden von der Spule abzuziehen. Insbesondere beim Umflechten ist diese Kraft ein wichtiger Parameter, da sich das Geflecht nur an den Kern anlegt, wenn alle Fäden unter einer gewissen Spannung stehen. Ist die Abzugskraft zu hoch, nimmt die Faserschädigung zu. Bei zu geringer Kraft entstehen Falten oder Fadenondulationen im Geflecht. Die Einstellbarkeit einer möglichst konstanten Fadenabzugskraft, die an die Anforderungen des verwendeten Flechtsetups angepasst ist, ist also eine wichtige Funktion. Konventionelle Klöppelsysteme verwenden das sogenannte Feder-Tänzer-Prinzip, bei dem die Fadenkraft über eine kippbare Umlenkrolle geführt wird, die mit einer mechanischen Feder verbunden ist. Letztere ist austauschbar, so dass über die Federkonstante die Abzugskraft eingestellt werden kann. Über einen Arretiermechanismus am Spulenkörper kann dieser immer nur dann gedreht werden, um den Faden freizugeben, wenn eine bestimmte Kraftschwelle erreicht ist. Das stellt sicher, dass der Faden stets eine Mindestspannung erfährt. Fällt die Kraft am Faden unter den Schwellwert, wird die Spule wieder blockiert. Rosenbaum [132] beschreibt, dass durch diese Art des Klöppelprinzips ein sägezahnartiger Verlauf der Fadenspannung entsteht.



Abbildung 5: Radialflechtmaschine Herzog RF-1-176-100

2.1.2 *Fertigungsbedingte Effekte beim Flechten*

Beim Flechten werden Garne direkt in eine dreidimensionale Struktur verarbeitet. Dadurch entsteht eine starke Abhängigkeit des Preformerergebnisses von den Prozessparametern und der verwendeten Geometrie. Das folgende Kapitel gibt einen Überblick über bereits untersuchte Fertigungseffekte auf die produzierte Faserarchitektur.

2.1.2.1 *Faserwinkel*

Der Faserwinkel gilt als entscheidendes Merkmal der Faserarchitektur, insbesondere da er häufig als Zielgröße in Bezug auf die Bauteildimensionierung definiert wird. Begrifflich ist der Faserwinkel bzw. die Faserorientierung beim Flechten gleichzusetzen mit dem Flechtwinkel, der den Winkel der diagonal zur Kernachse orientierten Flechtfasern zur Kernlängsachse beschreibt. Für die Umflechttechnik mit Radialflechtmaschine gilt, dass der mögliche Flechtwinkel etwa zwischen 20° und 80° variiert werden kann [128].

Für einen zylindrischen Kern mit gerader Kernachse, der konzentrisch durch die Flechtmaschine geführt wird, kann eine ein-

fache zweidimensionale Berechnung des Faserwinkels γ erfolgen. Nach Rosenbaum [132] und Ko [76] gilt:

$$\gamma = \arctan \left(\frac{2 \pi \Omega D}{v n_{hg}} \right), \quad (1)$$

wobei Ω die Drehfrequenz der Flügelräder, D der Durchmesser des zylindrischen Kerns, v die Kernabzugsgeschwindigkeit und n_{hg} die Anzahl der Flügelräder der Flechtmaschine sind. Dies hat zur Folge, dass bei wachsendem Kernumfang der Flechtwinkel größer wird. Soll dieser konstant bleiben, muss daher die Abzugsgeschwindigkeit bei Querschnittsvergrößerungen entsprechend Gleichung (1) zunehmen.

Der reale Flechtwinkel kann jedoch von diesem theoretischen Wert aus unterschiedlichen Gründen abweichen, beispielsweise wenn:

- der Kern nicht zylindrisch ist,
- die Kernachse nicht konzentrisch oder schräg zur Flechtmaschine geführt wird, oder
- die Fasern aufgrund von unterschiedlichen Fadenspannungen oder Fehlern im Geflecht verzogen werden.

Bei einem nicht zylindrischen Kern entstehen hauptsächlich zwei Effekte in Bezug auf den Faserwinkel: Die Ausprägung eines S-förmigen Fadenverlaufs, der sogenannte S-Schlag, sowie die Abweichung des Faserwinkels vom Mittelwert auf Grund unterschiedlicher Seitenlängen.

Nach von Reden [128] entsteht ein S-Schlag aufgrund von Fadeninteraktionen an den Ecken eines nicht-runden Kerns, also dort wo sich ein Faden auf die nächstfolgende Seitenfläche ablegt. Dort wird er von den gegenläufigen Fäden, die sich bereits auf die vorherige Seitenfläche abgelegt haben, kurzzeitig gehalten und kann dadurch seine theoretische Orientierung nicht sofort einnehmen. Der Faserverlauf auf Grund dieses Effekts ist exemplarisch in Abbildung 6 dargestellt.

Die Abweichung des Faserwinkels aufgrund unterschiedlicher Seitenlängen ergibt sich aus einer kinematischen Betrachtung.

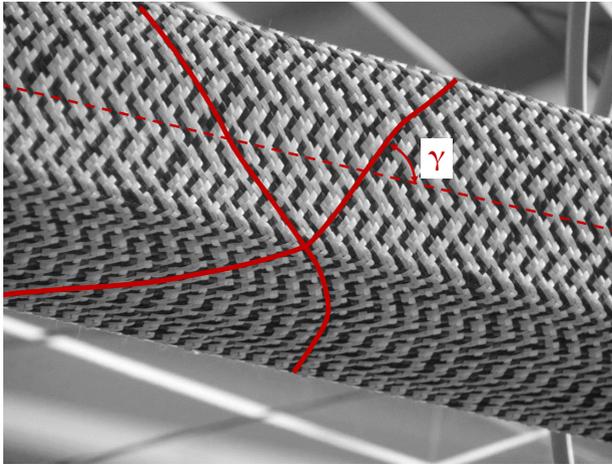


Abbildung 6: S-Schlag der Flechtfäden auf einem rechteckigen Kern mit Variation des Flechtwinkels γ

Wandert ein Faden entlang der Klöppelbahn, so überstreicht er in gleichen Zeiträumen stets gleiche Umfangswinkel und somit auf zylindrischen Kernen gleiche Strecken auf der Kernoberfläche. Bei nicht-zylindrischen Kernen jedoch, deren Kontur sich aus mehreren Teilstrecken zusammensetzt, legt sich der Faden auf jeder Teilstrecke der Kernoberfläche in der Zeit ab, die der Faden vom ersten bis zum letzten Kontaktpunkt der Teilstrecke benötigt. Betrachtet man nun einen rechteckigen Kern mit unterschiedlichen Seitenlängen, ergibt sich in Analogie an Gleichung (1), dass der Faserwinkel entlang der längeren Seite größer als auf der kürzeren Seite ist. Dies stellt eine vereinfachte Betrachtung dar, für die in Kapitel 4.2.3 ein analytisches Modell zur Vorhersage des Flechtwinkels beschrieben wird.

Komplexere Modelle zur Vorhersage der Faserorientierung wurden bspw. von Guyader et al. [56] entwickelt. Hier wird die Faserablage auf dem Kern als geschlossener Vektorzug beschrieben mit der Bedingung, dass die Vektorfunktion des Fadens differenzierbar ist.

Die Anwendung von Differentialgeometrie erlaubt dabei die

Modellierung von Phänomenen wie Faserrutschen auf dem Kern oder die Bewegung des Flechtkegels entlang der Kernachse. Mithilfe dieser Modellierung kann bereits eine gute Vorhersage realer Faserwinkel gefunden werden. In [56] zeigen Vergleiche mit den Ergebnissen von Michaeli et al. [104], dass eine präzise Vorhersage der Winkelverteilung exzentrisch geflochtener, zylindrischer Kerne mit diesem analytischen Modell möglich ist.

Kessels und Akkerman [75] berechnen zur Vorhersage des Faserwinkels eine 3-dimensionale numerische Lösung basierend auf einem analytischen Modell (s. Abbildung 7). Auch damit sind realistische Vorhersagen möglich, allerdings können bei diesem wie bei anderen analytischen Modellen keine Fadeninteraktionen erfasst werden, da stets nur ein einzelner Faden betrachtet wird und reibungsbasierte Effekte nicht berücksichtigt werden können. Das Modell hat zudem Schwierigkeiten bei der Vorhersage der Faserorientierung offener Geflechte, da hier durch die vorhandenen Lücken zusätzliches Faserrutschen innerhalb des Geflechts auftreten kann. Die Abweichungen des berechneten vom realen Flechtwinkels am Beispiel einer komplexen Kerngeometrie liegen in dieser Veröffentlichung teilweise bei ca. 10° .

Aktuelle Berechnungsmethoden wie von Akkermann und van Ravenhorst [162] berücksichtigen zur präziseren Vorhersage des Faserwinkels daher auch Fadeninteraktionen. Ein Parameter hierfür ist die Faden-Faden-Reibung, die mit einem Reibkoeffizienten berücksichtigt wird. Sie begründen die Abweichungen der Winkelvorhersage von experimentellen Daten bisheriger Modelle durch die ungenaue Vorhersage der Konvergenzzonenhöhe H , die in Abbildung 7 dargestellt ist. Diese entspricht für die betrachtete Tunnelflechtmaschine dem Abstand der Spulen vom Anlegepunkt der Flechtäden auf dem Kern. Für eine Radialflechtmaschine entspricht dies aufgrund der vertikal orientierten Flechtebene dem Abstand des Flechtrings zum Kontaktpunkt des Fadens auf dem Kern. Ein direkter Vergleich des Modells mit experimentell ermittelten Flechtwinkeln fehlt allerdings.

Neben den geometriebedingten Einflüssen auf den Faserwinkel existieren auch prozessbedingte Streuungen des

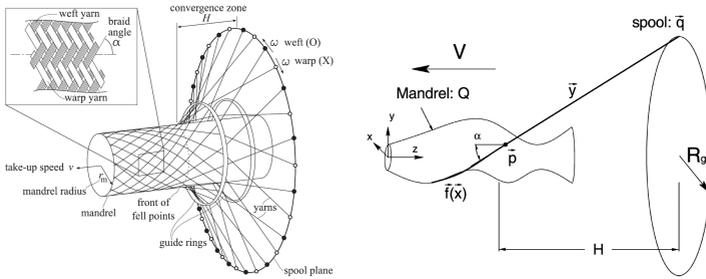


Abbildung 7: Schematische Darstellung einer Rundflechtmaschine (links) und Modell eines Flechtvorgangs mit Fadenablage auf einem komplexen Kern aus [162] und [75]

Fadenverläufs. Diese entstehen unter anderem durch schwankende Fadenzugkräfte und Faden-Faden-Interaktionen in der Flechtebene. Von Reden [128] gibt für biaxiale Geflechte Toleranzbereiche von $\pm 3^\circ$ bei 30° -Geflechtes und $\pm 5^\circ$ bei Geflechtes mit 45° und 60° Flechtwinkel an. Für triaxiale Geflechte mit 45° -Winkel liegen die prozessbedingtes Streuunges sogar unter $\pm 1^\circ$, da die zusätzlich eingebrachtes Stehfäden ein internes Rutschen der Flechtfäden reduzieren.

Wird der Kern exzentrisch oder schräg zur Flechtmaschine geführt, entsteht ein verzerrtes Geflecht, bei dem sich je nach Ort des Fadens über den Umfang betrachtet unterschiedliche Flechtwinkel ergeben. Der lokale Flechtwinkel hängt dabei nach Rosenbaum [132] vom lokalen Abstand der Kernoberfläche zur Klöppelbahn ab. Eine schematische Darstellung der Geflechtverzerrung zeigt Abbildung 8.

Bei exzentrischem Flechten ändert sich der Flechtwinkel dabei wie in Abbildung 9 gezeigt periodisch über den Kernumfang. Die beiden Maxima der Flechtwinkelabweichung, also die maximale Verzerrung des Geflechtes, befinden sich demnach auf den beiden Kernseiten, die symmetrisch zur Flechtmaschine ausgerichtet sind (Umfangswinkel $\varphi = 0^\circ, 180^\circ$). An den beiden exzentrisch verschobenen Kernseiten treffen sich hingegen

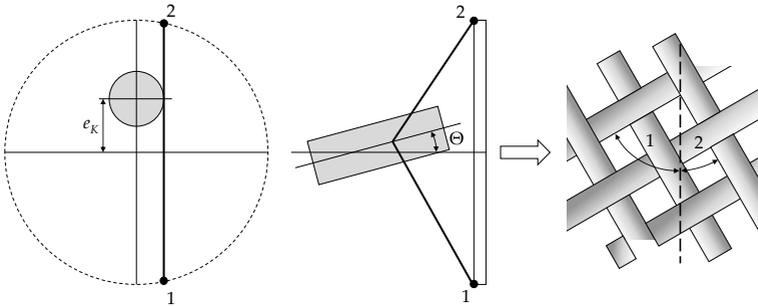


Abbildung 8: Verzerrung des Geflechts durch exzentrisches (links) und schräges Flechten in Anlehnung an Darstellung aus [132]

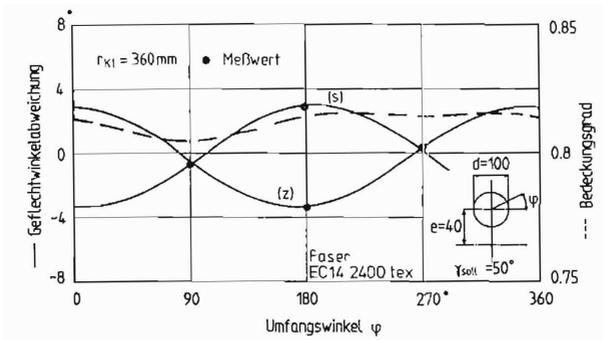


Abbildung 9: Winkelverteilung eines verzerrten Geflechts durch exzentrisches Flechten aus [132]

die Flechtwinkel wieder und es liegt ein nahezu unverzerrtes Geflecht vor. Dies ergibt sich aus den geometrischen Überlegungen in Abbildung 8, da die Abstände des Kontaktpunkts eines Fadens zur Klöppelbahn und somit der Winkel zwischen Faden und Kernachse bei 90° und 270° Umfangswinkel nahezu identisch sind.

2.1.2.2 Ondulationen

Der Begriff „Ondulation“, abgeleitet von lat. *unda* „Welle“, beschreibt einen wellenförmigen Fadenverlauf. Zu unterscheiden ist dabei zwischen in-plane und out-of-plane Ondulationen. In-plane ondulierte Fasern weisen eine Abweichung von ihrer geradlinigen Orientierung in der Laminatenebene auf, während out-of-plane Ondulationen einen welligen Fadenverlauf senkrecht zur Laminat- oder Bauteiloberfläche beschreiben. Die Fäden eines Geflechts besitzen aufgrund des Geflechtamusters inhärente out-of-plane Ondulationen. Durch die Regelmäßigkeit der Fadenverkreuzung entsteht näherungsweise ein sinusförmiger Fadenverlauf, wobei die Amplitude und Wellenlänge der Sinusfunktion aus der Laminatdicke und der Bindung geschätzt werden kann. Nach Birkefeld [10] entspricht die Amplitude \hat{z} der Flechtfadendondulation der halben Laminatdicke t_{lam} , die sich wiederum aus den Flächengewichten und dem Faservolumengehalt berechnen lässt (s. Abbildung 10). Die Wellenlänge L ergibt sich aus der Roving-Verteilung auf dem Flecht kern und der Bindungsart. Als Maß für die Stärke der Ondulation wird häufig die Welligkeit als Verhältnis von Amplitude zu Wellenlänge \hat{z}/L verwendet. Der Verlauf eines ondulierten Flechtfadens kann demnach durch folgende Gleichung angenähert werden:

$$z(x) = \hat{z} \cdot \sin\left(\frac{2\pi x}{L}\right) \quad (2)$$

mit $\hat{z} \approx \frac{1}{2}t_{lam}$ und $L \approx 4b_b$ bei einem 2:2-Geflecht, wobei b_b die Breite eines Flechtfadens ist.

In [10] und [128] wurde zudem die Ondulation von Stehfäden in einem triaxialen Geflecht untersucht, indem einzelne Fäden aus einem Geflecht mit bekannter Länge herausgezogen und die Länge des gestreckten Fadens mit der Länge des Geflechtabschnitts verglichen wurde. Die gemessene Überlänge der gestreckten Stehfäden liegt demnach meist unter $< 1\%$ und ist kleiner als die der Flecht fäden. Durch geeignete Wahl der Prozessparameter lässt sich bedingt Einfluss auf die Ondulationen nehmen. Tendenziell nimmt diese mit höherer Fadenspannung

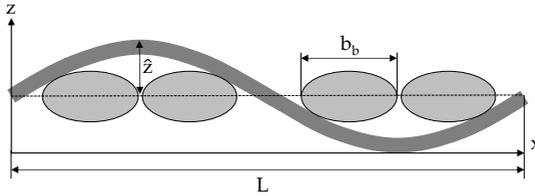


Abbildung 10: Modell eines ondulierten Flechtfadens in einem 2:2-Geflecht

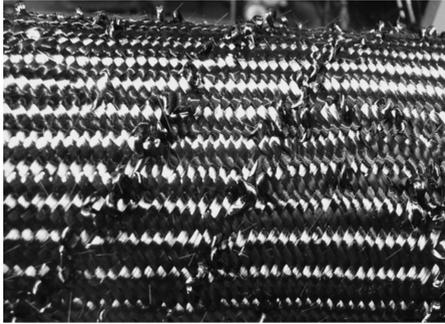


Abbildung 11: Stehfäden mit Schlaufen bei geringer Stehfadenspannung aus [128]

ab. Ist die Fadenspannung der Stehfäden im Vergleich zur Flechtfadenspannung zu niedrig, können die in Abbildung 11 dargestellten Schlaufen entstehen.

Die Ondulation der Flechtfäden ist wie bei den Geweben aufgrund der textilen Struktur vorhanden und somit inhärent. Davon zu unterscheiden sind weitere Welligkeiten im Fadenverlauf oder in der makroskopischen Struktur textiler Halbzeuge, wie sie in Kapitel 2.2.3 beschrieben sind.

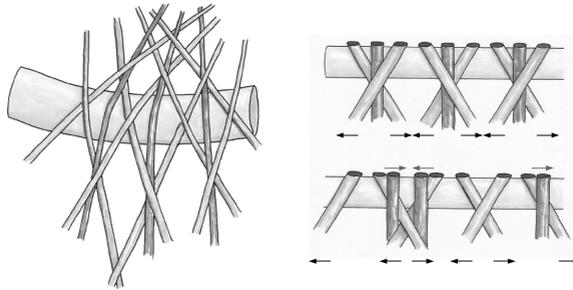


Abbildung 3.18: Verschiebung der Stehfäden am Flechtring. Links: Geflecht am Flechtring. Rechts oben: gleichmäßig verteilte Stehfäden entlang des Flechtrings. Rechts unten: verschobene Stehfäden aufgrund der Mitnahme durch die Flechtäden

Abbildung 12: Paarweise Verschiebung der Stehfäden aus von Reden [128]

2.1.2.3 Effekte am Flechtring

Am Flechtring entstehen aufgrund der Faserumlenkung hohe Reibungskräfte, die potenziell die Fasern schädigen können und durch ruckartiges Fortbewegen der Fäden ein ungleichmäßiges Geflecht verursachen. Mithilfe eines pneumatischen oder elektrischen Rüttlers wird daher der Flechtring in Vibration versetzt, um so ein möglichst schadigungsarmes, gleichmäßiges Geflecht zu erzeugen. Dennoch stellt der Bereich zwischen Flechtring und Kontaktpunkt des Geflechts auf dem Kern einen kritischen Bereich dar, der in Kapitel 4.2.5 näher untersucht wird.

Ein weiterer Effekt am Flechtring wurde in [128] untersucht: Innerhalb eines triaxialen Geflechts, insbesondere wenn dieses Lücken aufweist, verschieben sich die Stehfäden paarweise zueinander, da sie von den Flechtäden zu den Kreuzungspunkten mitgenommen werden (s. Abbildung 12). Dadurch sind die Stehfäden nicht mehr homogen im Geflecht verteilt, was mitunter Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften hat. Ebenso ist dieser Effekt wichtig für die in Kapitel 4 dargestellte Berechnung des Bedeckungsgrades triaxialer Geflechte.

2.1.2.4 *Prozessfenster der Umflechttechnik*

Wie bei anderen textilen Herstellungsprozessen existieren auch beim Umflechten Prozessgrenzen. Die Ränder des Prozessfensters hängen von den Anforderungen ab, die an das Geflecht gestellt werden. Da eine Flechtmaschine nur eine bestimmte, maximale Anzahl an Spulen aufnehmen kann, entstehen mit wachsendem Kernumfang zwangsläufig ab einer bestimmten Größe Lücken im Geflecht. Diese Art von Geflecht wird auch offenes Geflecht genannt und besitzt einen Bedeckungsgrad - der Anteil der mit Fasern bedeckten Kernoberfläche - kleiner als eins. Diese besondere Art von Geflechten stellt einen Untersuchungsschwerpunkt dieser Arbeit dar und wird in Kapitel 5.2.2 behandelt.

Mit abnehmendem Kernumfang erreicht das Geflecht an einem Punkt des Prozessfensters einen Zustand, bei dem die Fasern so dicht gepackt sind, dass das Geflecht blockiert und Falten entstehen.

Sowohl Birkefeld [10] als auch von Reden [128] beschreiben Prozessfenster, denen der Kernumfang und die Ablagebreite der Fasern zugrunde liegt. Da die Anzahl der Fasern, die während eines Flechtvorgangs zum Einsatz kommt, konstant ist, existiert für eine theoretische Fadenbreite nur eine Kerngröße, bei der die Anforderungen sowohl hinsichtlich eines gewünschten Faserwinkels als auch eines geschlossenen Geflechts erfüllt werden. Aufgrund des textilen Charakters der typischerweise eingesetzten Flechtfasern ist deren Ablagebreite jedoch in Grenzen variabel, so liegt die Breite des Rovings Toho Tenax F13 HTS40 12K 800 tex nach [128] zwischen 1,8 – 3,5 mm. Mit welcher Breite sich ein Faden auf dem Kern ablegt, hängt neben dem Garntyp unter anderem vom Flechtwinkel (ein kleiner Flechtwinkel entspricht einer großen max. Ablagebreite und umgekehrt), dem Kernumfang und der Fadenspannung ab. Entscheidend für die Größe des Prozessfensters ist also das Potenzial der Fasern hinsichtlich einer flexiblen Ablagebreite, welches in Kapitel 4.2.1 exemplarisch untersucht wird. Mitwalksy [110] hat in diesem Zusammenhang gezeigt, dass durch ein aktives Aufspreizen der Fasern im Prozess die max. Ablagebreite der Fasern erhöht und somit die Prozessgrenzen erweiterbar sind.

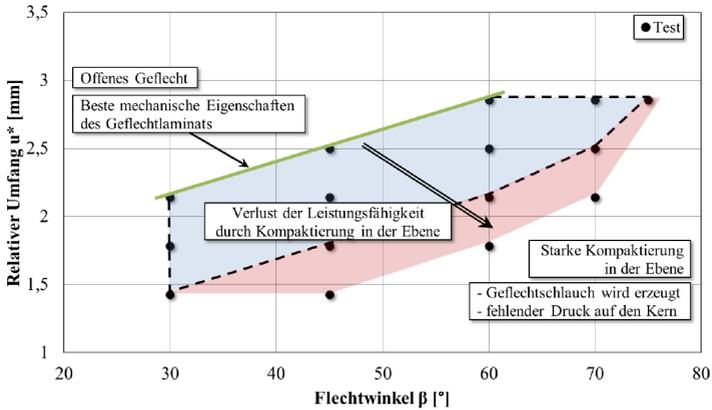


Abbildung 5.5: Fertigungsrandbedingungen für biaxiale Geflechte bei einer Flechtmaschine mit 176 Flechtfäden vom Typ Tenax HTS40 12k F13 Z0

Abbildung 13: Prozessfenster für biaxiale Geflechte aus Birkefeld [10]

Um das Prozessfenster unabhängig von der Maschinengröße zu beschreiben, führt Birkefeld [10] einen relativen Kernumfang U^* als Verhältnis von Umfang U zur Flechtfadenzahl n_f ein:

$$U^* = \frac{U}{n_f}. \quad (3)$$

Entsprechend des in Abbildung 13 dargestellten Prozessfensters existiert bei gegebener Maschinenkonfiguration und Fadentyp für jeden Flechtwinkel ein optimaler relativer Umfang (dargestellt durch grüne Linie), der durch minimale Ondulation und maximale mechanische Eigenschaften gekennzeichnet ist. Ebenso ist es daher für Bauteildesign und -auslegung wichtig, die potenzielle Reduktion der mechanischen Eigenschaften mit wachsender Entfernung vom optimalen Geflechtzustand zu kennen.

2.1.2.5 Faserschädigung

Ein weiteres wichtiges Qualitätsmerkmal textiler Produkte ist die Stärke der Faserschädigung, die prozessbedingt zwangsläufig

auftritt. Bei der Flechttechnologie entsteht diese durch Reibung zwischen den aneinander vorbeigleitenden Fasern und der Reibung zwischen Fasern und Maschinenelementen wie Klöppel und Flechtring.

Ebel et al. definieren in [85] fünf Schädigungskategorien für C-Fasern, beginnend mit dem Ausgangszustand des Rovings nach dessen Produktion vom Faserhersteller. Die Schädigungsniveaus reichen von einzelnen geschädigten (gebrochenen) Filamenten, die bereits beim Umspulprozess auftreten, über den Verlust der Rovingintegrität bis hin zum Fadenriss als höchste Schädigungsstufe.

Bestimmte Maschinenparameter haben dabei, wie von Kuntz [82] untersucht, einen Einfluss auf die Schädigung im Flechtprozess: die Fadenspannung, der Fadentyp (Titer, Schlichte), die Oberflächenbeschaffenheit der Führungselemente sowie die Geschwindigkeit des Flechtvorgangs.

Die Reibung zwischen zwei Fäden ist nach Cornelissen [22] neben dem Fadentyp abhängig vom Kreuzungswinkel und wird größer, je paralleler die Fasern ausgerichtet sind. Dies begründet Cornelissen damit, dass die Kontaktflächen benachbarter Filamente bei paralleler Ausrichtung eintauchen und dadurch den scheinbaren Reibkoeffizienten erhöhen.

Zur Messung der Faserschädigung existiert bislang kein normiertes Verfahren, meist wird auf das Schädigungsniveau indirekt über das visuelle Erscheinungsbild oder die mechanischen Eigenschaften des Fadens geschlossen. So wird entweder die Garnintegrität durch Biegeversuche bestimmt [23], abstehende, gebrochene Filamente laseroptisch [99] oder mittels Grauwertanalyse [154] vermessen, der Garnabrieb gravimetrisch bestimmt [82], das Feuchtigkeitsaufnahmevermögen untersucht [28] oder über Zusammenhänge mit der elektrischen Leitfähigkeit [78] auf die Stärke der Faserschädigung geschlossen.

Ebenso wirkt sich Faserschädigung auf die Faserarchitektur des Geflechts aus. Da Schädigung meist mit einer erhöhten Fadenabzugskraft einhergeht, werden einzelne Fasern stärker auf den Kern gespannt und es entstehen Abweichungen vom durchschnittlichen Faserwinkel. Zudem erhöhen abstehende oder abgelöste Filamente die Reibung zwischen den Fäden und

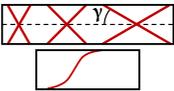
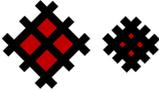
Merkmals	Skizze	Einflussgröße	Literatur
Faserwinkelvariation, S-Schlag		Abzugsgeschwindigkeit, Kerndurchmesser, Kerngeometrie	Rosenbaum [132], Birkefeld [10], von Reden [128]
Fadenverschiebung		Reibung am Flechtring, Faden-Faden-Reibung, Fadenspannung	von Reden [128]
Bedeckungsgrad		Flechtwinkel, Kerndurchmesser, Fadenbreite	Rosenbaum [132], Kyosev [85]
Ondulation, Schlaufen		Bindungsart, Fadenspannung, Faden-Faden-Reibung	Birkefeld [10], von Reden [128]
Faserschädigung		Fadenspannung, Faden-Faden-Reibung Faden-Maschine-Reibung	Cornelissen [22], Kuntz [82], Ebel et al. [85]

Tabelle 1: Übersicht fertigungsbedingter Einflüsse auf die Faserarchitektur beim Umflechten.

Maschinenelementen, wodurch die Bewegung der Rovings in der Flechtebene gestört wird. Typische Erscheinungsformen sind zickzackförmige Filamentbündel in der Flechtebene, die die Bahn vorbeilaufender Fäden stören. Für diese Arbeit ist die Faserschädigung insofern relevant, als dass dadurch indirekt Inhomogenitäten des Geflechts entstehen, die in Kapitel 4.2.4 analysiert werden.

2.1.3 Korrelationen der Faserarchitektur mit mechanischen Eigenschaften von Geflechtes

Im Folgenden wird der Stand der Forschung in Bezug auf Einflüsse von Fertigungseffekten auf die mechanischen Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbundes beschrieben. Entsprechend dem

Aufbau des vorherigen Kapitels werden Untersuchungsergebnisse hinsichtlich des Flechtwinkels, der Ondulation und Lücken aufgeführt.

2.1.3.1 Einfluss des Flechtwinkels

Naik et al. [112] untersuchten verschiedene triaxiale Geflechte experimentell in Bezug auf deren Steifigkeiten. Die Geflechte besaßen eine 2:2-1 Bindung und Flechtwinkel von 45° und 70° , wobei der Stehfadenanteil durch Variation der tex-Zahlen konstant bei 46% gehalten wurde. Der longitudinale E-Modul verringerte sich dabei um nur 4% mit größerem Flechtwinkel. Der transversale E-Modul jedoch erhöhte sich um 144%, der Schubmodul verringerte sich um 30% und die Poissonzahl um 65%. Die Ergebnisse zeigen die Dominanz der Stehfäden in Bezug auf die longitudinalen Kennwerte, sowie die Sensitivität der Transversal-Eigenschaften triaxialer Geflechte auf Variationen des Flechtwinkels. Letzteres lässt sich anschaulich durch die stärkere Orientierung der Flechtfasern in transversaler Richtung mit größerem Flechtwinkel nachvollziehen.

Biaxiale und triaxiale C-Faser-Geflechte mit Flechtwinkeln von 30° , 45° und 55° wurden von Birkefeld et al. [11] mechanisch geprüft und die Ergebnisse mit analytischen Modellen zur Steifigkeitsvorhersage verglichen. Auch hier konnte bei triaxialen Geflechten in axialer Richtung eine lineare Abhängigkeit der Steifigkeiten vom Flechtwinkel gefunden werden. Allerdings wurde der Stehfadenanteil nicht konstant gehalten, der wiederum nach Gleichung (31) linear vom Flechtwinkel abhängt und somit den dominanten Faktor darstellt. Die Steifigkeiten biaxialer Geflechte hingegen zeigen eine nicht-lineare Abhängigkeit vom Flechtwinkel. Während die Reduktion des E-Moduls zwischen 30° und 45° noch 70% beträgt, findet, wie in Abbildung 14 zu sehen, zwischen 45° und 55° keine signifikante Änderung mehr statt. Dieses nicht-lineare Verhalten biaxialer Geflechte wurde auch von Michaelis untersucht [105]. Er führt dies auf unterschiedliche Lastzustände innerhalb der Geflechtstruktur zurück, so dass bei stärker Orientierung der Fasern in Lastrichtung

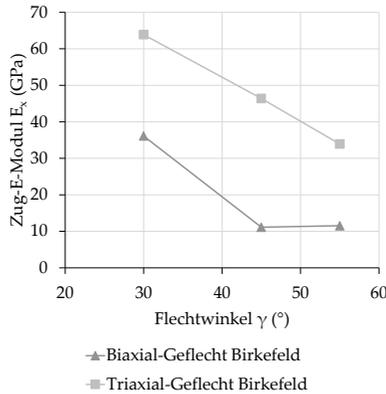


Abbildung 14: Abhängigkeit des E-Moduls biaxialer und triaxialer Geflechte vom Flechtwinkel (experimentelle Werte) [11]

(bei axialer Belastung also Flechtwinkel kleiner als 45°) eine Drucklast quer zur Faserrichtung entsteht, bei Flechtwinkeln größer als 45° eine Zuglast.

Der Stand der Forschung zum Einfluss des Flechtwinkels zeigt einen Fokus auf die Korrelation mit angestrebten, mittleren Flechtwinkeln in einem möglichst breiten Parameterbereich. Wie in Kapitel 2.1.2 beschrieben, unterliegt der Flechtwinkel allerdings bei einem angestrebten Zielwert mitunter starken lokalen Schwankungen und einer prozessbedingten Streuung. Ziel der Arbeit ist es daher, die Auswirkungen dieser prozessinduzierten Faserwinkelstreuungen auf die mechanischen Eigenschaften von Geflechtes zu analysieren.

2.1.3.2 Ondulationen

Wie in Kapitel 2.1.2 beschrieben, besitzen Geflechte inhärente Ondulationen durch die fertigungsbedingte Überkreuzung der Fäden. Falzon und Herszberg [44] untersuchten verschiedene triaxiale Geflechtvarianten und verglichen deren Kennwerte mit denen von Geweben mit 90% UD-Anteil und unidirektionalen Prepreg-Tapes. Die Ergebnisse zeigen, dass der axiale Zug-E-

Modul der Geflecht laminate um 10% geringer ist als der von Prüfkörpern aus Prepreg-Tapes. Der Druck-E-Modul war dabei um 10% geringer als der von Laminaten aus Prepreg-Tapes und Gewebe. Die Druckfestigkeit der Geflecht laminate war vergleichbar mit denen des Gewebes, jedoch um 40% geringer als die der Prepreg-Prüfkörper. Insbesondere dieser Effekt wurde auf die stärkeren Faserondulationen zurückgeführt. Die Ursache dafür liegt nach den Autoren an einem Wechsel der Versagensart. Bei Laminaten mit einem geringen Anteil an Ondulationen tritt unter Druckbeanspruchung Mikrobeulen auf (engl. „micro-buckling“), während Lamine mit stärkeren Ondulationen auf Schub in einem schmalen Band versagen (engl. „kink-band formation“). Zu ähnlichen Erkenntnissen gelangt Shivakumar [140], der bei triaxialen Geflechten eine starke Abhängigkeit der Druckfestigkeit von der Ondulation der Axialfasern feststellte.

Ein Vergleich der berechneten Laminatkennwerte mittels CLT von Birkefeld [11] zeigt darüber hinaus, dass die Vernachlässigung der Ondulation bei Geflechten zu einer Überschätzung der Zug-E-Moduln von bis zu 40% führen kann. Die Berücksichtigung der Ondulation in Berechnungsmodellen kann unter anderem über die Stiffness-Averaging-Methode von Kregers und Melbardis erfolgen (vgl. [80]). Die Ergebnisse zeigen jedoch, dass auch dann starke Abweichungen der berechneten Steifigkeit von realen Ergebnissen auftreten können, wobei als Ursache die vereinfachte Annahme eines sinusförmigen Fadenverlaufs vermutet wird. Dies bestätigen auch aktuelle Berechnungsansätze zur Versagensvorhersage von Geflechtstrukturen, wie von Cichosz et al. [21]. Hier werden die Materialeigenschaften biaxialer Geflechete anhand experimenteller Ergebnisse kalibriert, so dass indirekt Effekte der Faserwelligkeit berücksichtigt werden. Daraus kann geschlossen werden, dass die Bestimmung und Modellierung der realen Ondulation ein wichtiger Bestandteil von Berechnungsmethoden ist, um das Ziel einer exakten Steifigkeits- und Festigkeitsvorhersage zu erreichen.

Neben den negativen Auswirkungen auf die in-plane Eigenschaften ondulierter Lamine zeigten verschiedene Untersuchungen jedoch auch positive Einflüsse, insbesondere in Bezug auf die Schadenstoleranz von Geflecht laminate. Impactversuche von

Wagner et al. [57] zeigten eine deutlich geringere Delaminationsfläche von Gewebelaminaten im Vergleich zu Multiaxialgelegen, was durch die Verzahnung der ondulierten Fasern erklärt wurde. Die Schäden der NCF-Proben waren dabei mit denen aus unidirektionalem Prepreg vergleichbar. Tests an CAI-Proben von Erber et al. [42] ergaben zudem eine Restdruckfestigkeit von Geflechtprüfkörpern nach einem 25J-Impact von 80% gegenüber der von Prüfkörpern aus UD-Gelegen mit nur 65%.

Eine vereinfachte phänomenologische Erklärung für die geringere Delaminationsfläche ergibt sich aus der Betrachtung, dass auf gleicher projizierter Laminatfläche Geflechte aufgrund der ondulierten Fasern eine größere effektive Oberfläche besitzen. Dadurch wird die Energie von einem größeren Faser-Matrix-Interface absorbiert.

2.1.3.3 *Lückenhafte Geflechte*

Es existiert vergleichsweise wenig Literatur in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften lückenhafter Geflechte und Gewebe. Naik und Ganesh präsentieren in [111] ein analytisches Modell zur Berechnung von Elastizitätsgrößen für Gewebe, die die Garngeometrie und den Abstand der Kett- und Schussfäden berücksichtigen. Demnach haben Lücken im Gewebe einen zweifachen Effekt: Einerseits wird mit größer werdendem Abstand der Fäden der globale Faservolumengehalt geringer, da sich Harznester in den Lücken bilden. Andererseits verringert jedoch ein ausreichend großer Abstand der Fadensysteme die Ondulationen. Diese beiden Effekte wirken konträr, so dass ein optimaler Zustand existiert, bei dem die Elastizitätsgrößen einen Maximalwert erreichen. Es fehlen jedoch experimentelle Werte zur Bestätigung der Hypothese.

Mitwalsky [110] untersucht offene, biaxiale Geflechte mit 45°-Flechtwinkel auf deren mechanische Eigenschaften in Faserlängsrichtung. Die besten Zugfestigkeiten werden bei einer Radialflechtmaschine mit 128 Klöppeln bei 70 mm Kerndurchmesser ermittelt, die davon ausgehend auf bis auf 72% bei einem Kerndurchmesser von 130 mm sinken. Mitwalsky führt dies

auf erhöhte Ondulationen durch stärkeres Nesting und den niedrigen Faservolumengehalt lückenhafter Geflechte (52% bei 90 mm gegenüber 56% bei 70 mm) zurück. Letzterer wird als materialimmanent beschrieben, da Lücken zu Harzansammlungen führen und diese den FVG senken. Daher werden die Kennwerte hier auch nicht auf einen gemeinsamen FVG normiert. Mit einer max. Abweichung des Kerndurchmessers von $\pm 14\%$ in Bezug auf den Optimalwert werden so noch 95% des Maximalwerts der Zugfestigkeit erreicht.

Ergebnisse von Druckversuchen zeigten einen weniger starken Einfluss lückenhafter Geflechte, hier wird mit einer Durchmesservarianz von $\pm 23\%$ noch 95% der Maximalfestigkeit erreicht. Der Einfluss auf interlaminaire Kennwerte wird als gering bewertet. Die Hypothese, dass größere Ondulationen zu einer stärkeren Verzahnung der Lagen und dadurch zu einem Anstieg der ILSS-Werte führt, kann von Mitwalsky nicht bestätigt werden.

2.1.4 *Zwischenfazit*

Viele prädiktive Modelle zur Berechnung der Faserarchitektur in Abhängigkeit von Prozessparametern und Kerngeometrie nutzen kinematische Zusammenhänge zur analytischen Flechtwinkelvorhersage. Neueste Modelle berücksichtigen dabei auch reibungsbasierte Effekte wie Faden-Faden-Interaktionen.

Eine Berücksichtigung der prozessinduzierten Streuungen im Auslegungsprozess ist dadurch allerdings nicht ohne weiteres möglich, da die Ergebnisse einer analytischen oder numerischen Flechtwinkelberechnung deterministisch sind. Variationen der Faserarchitektur müssten daher durch eine Bereichsdefinition der zugrunde liegenden Prozessparameter künstlich erzeugt oder experimentell ermittelt werden.

In Bezug auf die Effekte von Faserarchitekturen auf die mechanischen Eigenschaften existieren viele Untersuchungen zum Faserwinkel, für den die makroskopischen Zusammenhänge weitestgehend erforscht sind. Allerdings werden auch hier die beschriebenen Korrelationen stets für einen gemittelten Winkel angegeben, ohne die Streuung dieser Eingangsgröße zu

berücksichtigen. Die inhärente Ondulation der Flechtfasern wird zur Berechnung von Laminateneigenschaften in der Literatur meist als sinusförmiger Fadenverlauf angenommen. Experimentelle Daten zeigen jedoch, dass diese Vereinfachung ungenau ist und dass insbesondere für die Vorhersage von Festigkeiten der reale Fadenverlauf bekannt sein muss. Für lückenhafte Geflechte existieren wenige Untersuchungen und es findet keine direkte Korrelation der mechanischen Eigenschaften mit gemessenen Bedeckungsgraden statt, zudem sind keine Zusammenhänge mit triaxialen Geflechten bekannt.

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit in Bezug auf Geflechte ist somit, eine möglichst präzise Korrelation mechanischer Eigenschaften mit real vorliegenden Faserarchitekturgrößen zu ermitteln, die mit Hilfe optischer Messverfahren bestimmt werden können. Dafür werden zunächst Faserarchitekturvariationen in Abhängigkeit der Prozessparameter analysiert. Die Schwerpunkte der mechanischen Analyse liegen in Ergänzung zum Stand der Forschung auf den Auswirkungen der Faserwinkelstreuung, des Bedeckungsgrades biaxialer und triaxialer Geflechte, sowie den ondulationsbedingten Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffs.

2.2 DRAPIEREN FLÄCHIGER HALBZEUGE

Drapieren beschreibt eine Technik zur Umformung flächiger Halbzeuge in eine dreidimensionale Form. Bauteile aus drapierten Faserhalbzeugen werden wie Geflechte bspw. für Luftfahrt-Versteifungselemente eingesetzt [152], besitzen aber aufgrund ihrer Möglichkeit zur Realisierung komplexer, schalenförmiger Bauteile insbesondere im Automobilbereich ein hohes Potenzial, wie für das Dach des BMW M3 oder den Karosserien der BMW i-Serie [92].

Das folgende Kapitel führt zunächst verschiedene textile Halbzeuge auf, erläutert Verfahren zur Umformung und beschreibt den aktuellen Stand der Forschung in Bezug auf Fertigungseffekte und Korrelationen mit den mechanischen Eigenschaften des

Faser-Kunststoff-Verbunds.

2.2.1 *Flächige Halbzeuge*

Zur Fertigung dreidimensionaler Preformen kann auf eine Vielzahl an textilen Halbzeugen zurückgegriffen werden. Für kohlenstofffaserverstärkte Leichtbaukomponenten kommen meistens Gewebe oder uni- und multidirektionale Gelege zum Einsatz. Andere Stoffarten wie Gestricke und Gewirke (Maschenwaren) oder Vliese finden - auch wenn mit diesen Textilien ein hoher Umformgrad erreicht werden kann - auf Grund ihrer deutlich geringeren mechanischen Eigenschaften im Verbund nur selten Anwendung. Da Gewebe hinsichtlich ihrer Faserarchitektur ähnlich den Geflechten sind, dabei aber eine deutlich geringere Variantenvielfalt bieten, werden sie in dieser Arbeit nicht betrachtet (eine Übersicht über gängige Bindungsarten bei Geweben bieten Koch [77] oder Cherif [19]). Stattdessen kommen Gelege zum Einsatz, die durch ihre ondulationsarme Faserarchitektur und Wirkbindung ein zu Geflechten komplementäres Material darstellen.

2.2.1.1 *Gelege*

Unidirektionale (UD) und multiaxiale Gelege (MAG) wurden entwickelt, um ein im trockenen Zustand handhabbares Material mit möglichst gestreckt vorliegenden Fasern zu erhalten („Non-Crimp Fabric (NCF)“). In Bezug auf die mechanischen Eigenschaften reihen sie sich somit zwischen Geweben mit ondulationsbedingten, reduzierten Kennwerten und unidirektionalen Prepregs ein. Letztere besitzen aufgrund ihrer gerichteten, ungestörten Faserarchitektur die besten Eigenschaften in Längsrichtung.

Gelege sind sehr variantenreich und unterscheiden sich in ihrem Lagenaufbau, dem verwendeten Verfahren zur Fixierung der Fasern und den verwendeten Materialien.

Einen detaillierten Überblick über Herstellung, Eigenschaften

und Anwendungen von Multiaxialgelegen bietet Lomov [92]. Bei der Gelegeproduktion werden einzelne Fäden über ein Gatter abgezogen und einem Transportsystem zugeführt. Dort werden dann einzelne oder mehrere Lagen miteinander über einen Nähfaden (häufig aus Polyester) verwirkt, bevor das fertige Halbzeug auf eine Rolle aufgewickelt wird. Für Kohlenstofffaser-Anwendungen bestehen Gelege entweder aus einer Lage (unidirektional), aus zwei (biaxial), drei (triaxial) oder mehr Lagen, in denen die Fasern vorzugsweise in 0° , 90° und $\pm 45^\circ$ orientiert sind. Die Orientierung kann mit aktuellen Maschinensystemen jedoch beliebig zwischen $+20^\circ$ und -20° in Bezug zur Produktionsrichtung eingestellt werden. 0° -Lagen werden vorproduziert und separat zugeführt. Die Fasern unidirektionaler Gelege werden häufig auch mit einem Gitternetz (engl. „scrim“) oder einem Binder fixiert, um die Faserarchitektur möglichst ungestört zu lassen.

Für Kohlenstofffaser-Anwendungen werden Halbzeuge mit unterschiedlichen Flächengewichten (engl. fibre areal weight, FAW) angeboten. Typische Produkte auf dem Markt besitzen etwa $80 - 800 \text{ g/m}^2$ Flächengewicht [52]. Insbesondere der Einsatz von sogenannten „Heavy Tow“ Kohlenstofffasern mit hohen Texzahlen von über 3000 g/km und einer Filamentanzahl von 50.000 und mehr ist für eine hohe Produktivität bei der Weiterverarbeitung interessant.

Auch für die Wirkbindungen zur Fixierung der Verstärkungsfasern existieren verschiedene Grundbindungen, die das Umformverhalten des Halbzeugs beeinflussen. Eine Definition von Maschenwaren bietet die Norm DIN EN ISO 23606 [31]. Aufgrund der enormen Vielzahl an Kombinationsmöglichkeiten sei hier nur auf zwei Bindungskonstruktionen verwiesen, die häufig bei der Gelegeproduktion zum Einsatz kommen: die Franse- und Trikotbindung.

Die Fransebindung (engl. „warp stitch“) ist nach [19] die „einfachste aller Bindungsvarianten“. Dadurch, dass eine Lochnadel immer dieselbe Schiebernadel bedient, entsteht keine Querverbindung zwischen den Maschen und somit kein Flächengebilde. Jede Reihe der Bindung wird dabei mit nur einem Nähfaden

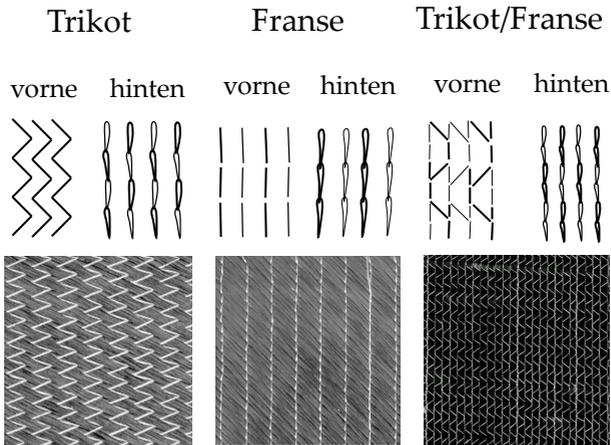


Abbildung 15: Wirkbindungen zur Fixierung von Multiaxial- und UD-Gelegen aus [5]

produziert. Damit die Verstärkungsfäden fixiert werden können, verlaufen sie meist schräg zur Fadenrichtung oder werden mit anderen Bindungsarten kombiniert, wie einer Trikotbindung (engl. „tricot stitch“).

Letztere verwendet zwei Fäden, die miteinander verwirkt sind. Dabei läuft der Faden auf einer Seite des Textils abwechselnd von links nach rechts über die Verstärkungsfasern hinweg, auf der Rückseite hingegen ähnelt das Muster einer Franse-Bindung und verläuft entlang einzelner Reihen. Eine schematische Darstellung und Beispiele zeigt Abbildung 15.

Zur Bewertung der Umformbarkeit von Gelegen führt Härtel [60] Tests mit verschiedenen UD- und MAG-Materialien durch und bewertet deren Struktureigenschaften. Trikot-vernähte Multiaxial- und UD-Gelege lassen sich demnach gut umformen, thermoplastisch fixierte UD-Materialien und ein MAG mit Franse-Bindung hingegen zeigten verstärkt Defekte wie Faltenwurf.

2.2.2 *Drapierverfahren*

In der Literatur werden verschiedene Drapiertechniken beschrieben, die für unterschiedliche Anwendungsfälle, Geometrien, Produktionsvolumina und Investitionsaufwände konzipiert sind [60, 92, 113, 138]. Schur [138] unterteilt dabei Drapierverfahren in Streichverfahren [90], Rollverfahren [40, 58], einteilige und segmentierte Stempelverfahren, sowie Membranverfahren [113]. Die für die Analysen in dieser Arbeit bevorzugten Drapierverfahren sind, aufgrund ihrer Reproduzierbarkeit und Möglichkeit zur gezielten Adaption der Randbedingungen, Stempelverfahren, deren Prinzip im Folgenden erläutert wird.

2.2.2.1 *Einteilige Stempelverfahren*

Die Preformgeometrie wird beim einteiligen Stempelverfahren über ein negatives Formwerkzeug und einen positiv geformten Stempel definiert, der das Halbzeug über eine meist lineare Bewegung in das Unterwerkzeug schiebt und dabei drapiert. Die Kavität zwischen Stempel und Formwerkzeug wird auf das verwendete Flächengewicht des Textils angepasst. In Kombination mit Niederhaltern, die das Halbzeug mit definierter Kraft auf den Rand des Unterwerkzeugs anpressen, ergibt sich eine hohe Reproduzierbarkeit. Form und Anpresskraft der Niederhalter sind dabei wichtige Parameter zur Prozessoptimierung.

Die verwendeten Stempel können entweder aus einem starren Material oder aus formadaptiven Werkstoffen wie Silikon bestehen. Bei letzteren ergibt sich der Vorteil, dass Schwankungen des Flächengewichts und Unebenheiten der Oberfläche, wie sie alle Textilien aufweisen, ausgeglichen werden und ein gleichmäßiger Anpressdruck aufgebracht werden kann. Nachteile bei einteiligen Stempelverfahren ist die Limitierung auf moderat komplexe Geometrien, die in einem Schritt drapiert werden können, und mitunter hohe Werkzeugkosten. Dennoch findet dieses Verfahren aufgrund seiner Einfachheit und Reproduzierbarkeit häufig Anwendung und kann sowohl für trockene Halbzeuge (s. Abbildung 16), Prepregs [41] oder Thermoplastmaterialien [59]



Abbildung 16: Einteiliges Stempelverfahren mit einer Double-Dome Geometrie.

verwendet werden.

2.2.2.2 Segmentierte Stempelverfahren

Eine steigende Bauteilkomplexität erfordert die Segmentierung der Stemelelemente, über die der Drapierprozess entweder gleichzeitig, aber mit variabler Kraft durchgeführt wird, oder sequentiell in einer auf die jeweilige Geometrie und Faserarchitektur angepassten Reihenfolge. Aufteilung, Anordnung und Sequenz der Stempel werden erfahrungsbasiert oder mithilfe einer geometrischen Voranalyse konzipiert [60, 114]. In [53] werden mehrlagige 2D-Zuschnitte über verschiedene Stempel umgeformt und mit abgestimmter Reihenfolge und Geschwindigkeit verfahren, um Risse oder Falten zu vermeiden. Zwischen den Stempeln und dem Halbzeug wird zusätzlich ein Zwischenband mit niedrigem Reibungskoeffizienten eingelegt, um negative Effekte auf die Faserarchitektur zu verringern.

Die Nutzung mehrerer Stempel mit unterschiedlichen Reibwerten, die ggf. auch eine federelastische, deformierbare oder partiell beschichtete Oberfläche besitzen, sind in [4] beschrieben. Im Außenbereich des Werkzeugs kommt hier eine rauere Oberfläche als im Zentrum zum Einsatz, so dass über den Reibkoeffizienten ein Vorspanneffekt auf das Textil erzeugt wird. Vorteile segmentierter Stempelverfahren liegen in der hohen umsetzbaren Geometriekomplexität, den zahlreichen Einfluss-

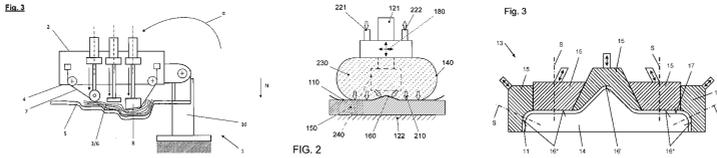


Abbildung 17: Patentierte Drapierverfahren nach Graf [53] (links), Harries [58] (Mitte) und Dieffenbacher [4] (rechts)

möglichkeiten auf das Drapierergebnis sowie dem potenziell hohen Automatisierungsgrad. Allerdings müssen Stempel und die Abfolge des Prozesses bauteilspezifisch ausgelegt werden, womit hohe Werkzeugkosten und ein hoher Einrichtungsaufwand mit programmierbarer Steuerung verbunden sind.

2.2.3 Fertigungsbedingte Effekte beim Drapieren

Im Gegensatz zu Herstellungsverfahren wie dem Flechten findet beim Drapieren die Umformung eines flächigen Halbzeugs über verschiedene Mechanismen im Textil statt. Hierbei kommt es zu Variationen der Faserarchitektur, die von der Bauteilgeometrie, dem Drapierverfahren und dem verwendeten Halbzeug abhängen. In diesem Kapitel werden die maßgeblichen Drapiermechanismen und ihre Auswirkungen auf die Faserarchitektur beschrieben.

In der Literatur werden meist fünf Umformmechanismen für textile Halbzeuge genannt: Halbzeugscherung (Trellis-Effekt), Faden- und Halbzeugbiegung bzw. -Stauchung, Fadestreckung, Fadenverschiebung und Fadendehnung [1, 24, 60, 138]. Die Deformation des Textils geht dabei selten mit nur einem einzigen Effekt einher, sondern setzt sich vielmehr aus Anteilen dieser zusammen. Als wichtigste Kenngröße wird meist die Scherung des Halbzeugs genannt, da hierüber der größte Anteil der Verformung entsteht.

Zur Kategorisierung der Umformmechanismen sollte zwischen makroskopischen (das gesamte Textil betreffend, z.B. Halbzeug-scherung), mesoskopischen (den Einzelfaden betreffend, z.B. Dehnung oder Stauchung eines Fadens bzw. Rovings) und mikroskopischen Effekten (die Struktur innerhalb eines Fadens betreffend, z.B. Scherung innerhalb eines Rovings) unterschieden werden. Da der größte Teil der Umformung über makro- und mesoskopische Mechanismen erfolgt, wird auf die Betrachtung mikroskopischer Effekte verzichtet.

Die Umformmechanismen spiegeln sich in einer Änderung der ursprünglichen Faserarchitektur des ebenen Halbzeugs wieder. Die DIN SPEC 8100 [1] listet hierzu folgende Effekte auf die Faserarchitektur von Gelegen als messbare Größen auf: Gaps, Faserwinkeländerung, Ondulation, Schlaufenbildung und Welligkeit. Bei Geweben wird dies mit dem Scherwinkel zwischen Kett- und Schussfäden ergänzt, der sich letztendlich aber auch durch eine Änderung des Faserwinkels ausdrücken lässt.

Hervorzuheben ist hierbei die Unterscheidung der Begriffe Ondulation, Schlaufen und Welligkeiten: Im Gegensatz zur in Kapitel 2.1.2 beschriebenen inhärenten Ondulation der Flechtfasern aufgrund der Überkreuzung der Fadensysteme werden hier Ondulationen als in-plane Effekt beschrieben, da dieser über das vorgestellte Messsystem in einem flächigen Bild des Textils ausgewertet wird. Out-of-plane Effekte werden hingegen mit 3D-Messverfahren analysiert. Der Begriff Schlaufe ist äquivalent zu den in Abbildung 11 dargestellten ondulierten Fadenverläufen eines Geflechts, also eine aus der Textilebene herausragende, stark gewellte Faser. Da die Begriffe Welligkeiten und Ondulation in der Literatur jedoch unterschiedlich eingesetzt werden, gilt in dieser Arbeit folgende Definition der Merkmale:

- mesoskopische Ondulation: Inhärenter, welliger Fadenverlauf in Geweben und Geflechten auf Grund der textilbedingten Fadenverkreuzung
- mesoskopische Welligkeit: Prozessbedingte, lokale Störung des geradlinigen Faserverlaufs, sowohl out-of-plane (z.B. Schlaufen) als auch in-plane

- makroskopische Welligkeit: Von der Textilebene abweichende, stetige Verformung des Halbzeuges über mehrere Garne (z.B. Falten)

2.2.3.1 Scherung

Nach Long [95] gehört die Halbzeugscherung zu den Hauptmechanismen beim Umformen. Die reine Scherverformung wird dabei auch als Trellis-Scherung (aus dem engl. 'trellis' für Gitter) bezeichnet: Hierbei rotieren die einzelnen Fäden um die Bindungspunkte des Textils, die als Lager dienen.

Die makroskopische Halbzeugscherung ist nach Lomov [94] nicht zu verwechseln mit der Scherung innerhalb eines Fadens (engl. fiber shear). Je nach Halbzeug findet die reine Trellis-Scherung über einen bestimmten Scherwinkelbereich statt, bevor zusätzliche Umformeffekte auftreten, wie Relativbewegungen zwischen den Fasern (Fasergleiten). Nach Härtel [60] besitzen Gewebe einen größeren Scherwinkelbereich als Gelege, da durch das Bindungsmuster der Fäden diese in den Kreuzungspunkten besser fixiert werden. Letztere dienen während der Scherung als Rotationslager und ermöglichen so eine zwischen den Bindungspunkten streckentreue Trellis-Scherung.

Das Schervermögen eines Halbzeugs wird dabei entweder über einen Bias Extension oder Picture Frame Test bestimmt [19]. Der Bias Extension Test entspricht einem Zugversuch an einer beidseitig eingespannten, rechteckigen Probe mit $\pm 45^\circ$ Faserorientierung zur Zugrichtung. Dabei steigt die Scherkraft bis zu einem bestimmten Scherwinkel zunächst linear an, bis eine erste Aufwölbung der Probe aufgrund der Materialstauung auftritt. Dieser in der Literatur als kritischer Scherwinkel, Grenzscherwinkel oder im engl. „locking angle“ bezeichnete Bereich wird meist visuell auf den aufgenommenen Bildern bestimmt. Der Begriff „locking angle“ beschreibt zudem den Effekt, dass sich die Fasern des Halbzeugs mit zunehmender Scherung so weit zusammenschieben, bis keine weitere Kompaktierung quer zur Faserrichtung mehr möglich ist. Wird der Bereich überschritten führt dies zu einer Aufwölbung des

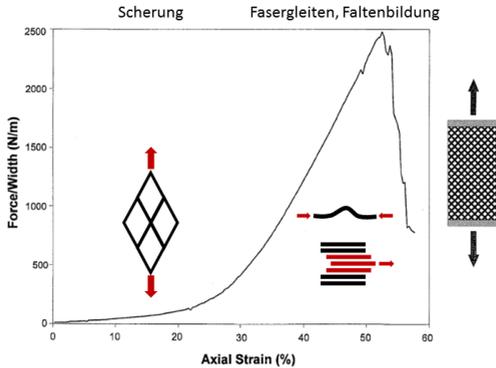


Abbildung 18: Typisches nicht-lineares Zugverhalten eines $\pm 45^\circ$ -Geleges aus [96]. Ab dem Grenzscherwinkel treten zusätzliche Umformmechanismen auf.

gesamten Textils und somit zu Falten. Dieser sekundäre Effekt bei der Scherung trockener Halbzeuge wird von Creech [24] beschrieben und ist in Abbildung 19 dargestellt. Zur genauen Messung der Faltenbildung eignen sich die in [115] und [18] beschriebenen optischen Messverfahren der Grauwertanalyse oder der 3D-Messung.

Darüber hinaus zeigen Untersuchungen eine starke Abhängigkeit des Grenzscherwinkels unter Trellis-Bedingungen von der Halbzeugart: Bei vernähten Multiaxialgelegen in [60] lag dieser zwischen 26° und 50° , wohingegen bei einem vernähten UD-Gelege eine reine Scherverformung nur bis 4° Scherwinkel gegeben war, bevor zusätzliche Faserrelativbewegungen auftraten. Bei Leinwandgeweben (1:1-Bindung) wurden hier Grenzscherwinkel für reine Trellis-Scherung von ca. 26° bestimmt, allerdings besitzen diese aufgrund der hohen Anzahl der Bindungspunkte eine geringere Umformbarkeit als Gewebe mit größerer Flottierung. Im Bias Extension Test äußert sich das Erreichen des Grenzscherwinkels durch ein exponentielles Ansteigen der Zugkraft. Einen typischen nicht-linearen Zugkraft-

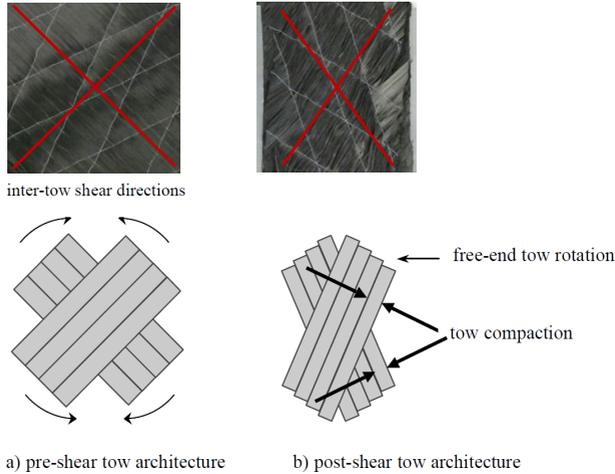


Abbildung 19: Scherung eines Multiaxialgeleges im Bias Extension Test und Fadenkompaktierungseffekt nach Creech [24].

Zugdehnung-Verlauf zeigt Abbildung 18.

Ausgehend von halbzeugtechnisch erreichbaren Schergraden kann zumindest teilweise auf die Umformbarkeit von 3D-Geometrien geschlossen werden, vorausgesetzt die notwendigen Scherwinkel sind bauteilspezifisch bekannt. Bei Umformversuchen mit einem hemisphärischen Werkzeug wurden in diesem Kontext von Gereke et al. [50] Scherwinkel von bis zu 50° gemessen und Allaoui et al. [2] berichten von 60° -Scherwinkel bei einem Gewebe, das mit einem tetraederförmigen Werkzeug umgeformt wurde. Dies zeigt, dass komplexe Formen die Scherfähigkeit eines Textils deutlich überanstrengen können.

Primär wirkt sich somit der Mechanismus der Halbzeugscherung auf das Faserarchitekturmerkmal Faserorientierung aus. Erst bei höheren Umformgraden treten zusätzliche Effekte in den Vordergrund, wie Faserrelativbewegungen, Faserkompaktierung und Falten.

2.2.3.2 *Fadendehnung*

Unter Zuglast werden technische Fasern, insbesondere Kohlenstofffasern, im linear-elastischen Bereich in guter Näherung entsprechend dem hookeschen Gesetz gedehnt [139]. Nach Cherif [19] liegen die Zugkräfte beim Drapieren unter 100 N. Bei dieser Kraft dehnt sich eine C-Faser mit einem E-Modul von 240 GPa und 12.000 Filamenten des Typs Tenax HTS40 F13 12K um nur 0,1%. Somit ist auch ein sehr geringer Beitrag der Fadendehnung zur Gesamtumformung des Textils zu erwarten. Der Effekt der Faserdehnung als Umformmechanismus von C-Faser-Halbzeugen wird daher als vernachlässigbar betrachtet.

2.2.3.3 *Fadenstreckung*

Der Mechanismus der Fadenstreckung ist insbesondere bei Halbzeugen relevant, bei denen die Fasern aufgrund der inhärenten Faserarchitektur nicht gestreckt, sondern onduliert vorliegen, wie bei Geweben oder Geflechtes. Wird eine Zuglast auf das Material aufgebracht, orientieren sich die Fasern entlang des Zugkraftvektors. Dieser Effekt geht zwangsläufig mit einer Kompaktierung der miteinander verkreuzten Fäden einher. Eine maximale Streckung ist dann erreicht, wenn sich ein Gleichgewicht der angreifenden Zugkraft und der dadurch normal auf die Fasern ausgeübten Druckkraft eingestellt hat. Die Streckung ondulierter Fäden in Geweben bewirkt dadurch bereits bei niedrigen Kräften ein nicht-lineares Zugverhalten [17, 67]. Die Fadenstreckung hat somit einen Einfluss auf das Faserarchitekturmerkmal Ondulation.

2.2.3.4 *Fadenverschiebung*

Der Begriff Fadenverschiebung beschreibt eine Relativbewegung zwischen den Verstärkungsfasern aufgrund von Reibung oder Zugkräften auf Einzelfäden bzw. Scherkräften auf das Textil. Dabei ist zwischen longitudinalen Fadenverschiebungen in Faserrichtung und transversalen Verschiebungen quer zur Faser

zu unterscheiden.

Longitudinale Fadenverschiebung tritt insbesondere bei Halbzeugen mit geringer Faden-Faden-Reibung auf, wie Multiaxialgelege und Gewebe mit langen Fadenflottierungen. Die Stärke des Effekts hängt dabei neben der halbzeuginternen Reibung auch von der Reibung zwischen dem Halbzeug und dem Werkzeug bzw. bei mehrlagiger Umformung zwischen den Einzellagen ab. Allaoui et al. [3] kommen in diesem Kontext zu dem Schluss, dass die Mesostruktur des Halbzeuges (bspw. die Größe der Einheitszelle eines Gewebes) und die Orientierung der Halbzeuglagen zueinander entscheidend für reibungsinduzierte Effekte während der Umformung sind. Nach Härtel [60] ist bei Umformprozessen der Effekt der Faserrelativbewegung bei Gelegen deutlich dominanter als bei Geweben. Hinzu kommt eine Interaktion zwischen Verstärkungsfasern und der FixierVernähung.

Transversale Fadenverschiebung entsteht beim Drapieren durch Zugkräfte oder Reibung quer zu den Fasern [152] und erzeugt dabei Lücken zwischen den Fäden. Diese sind in DIN SPEC 8100 [1] als Gap genannt und über die Parameter Gapbreite, Gapanteil und Gapform definiert. Der Gapanteil G_p beschreibt dabei die Fläche aller als gültig gemessenen Gaps im Verhältnis zur Gesamtfläche eines Bildes. Die Gapform G_s ist ein dimensionsloses Schlankheitsmaß der gültigen Gaps in einem Gelege und wird aus dem Verhältnis zwischen Gaplänge und -breite berechnet. Da Gaps häufig eine elliptische Form aufweisen, kann die Gapform über folgende Gleichung näherungsweise beschrieben werden:

$$G_s = \frac{\sqrt{a_{ell}^2 - b_{ell}^2}}{a_{ell}}, \quad (4)$$

wobei a_{ell} die große und b_{ell} die kleine Halbachse der Gapelellipse sind.

In Gelegen sind bereits durch die Vernähung inhärente Gaps vorhanden, die aufgrund der Verdrängung der Verstärkungsfasern durch die Fäden des Maschensystems entstehen [92]. Je nach Art

der Vernähung können die dadurch verursachten Gaps entweder örtlich begrenzt auftreten, oder sich zu geradlinigen Kanälen (sog. „channels“) verbinden. Lokal auftretende Öffnungen werden entsprechend ihrer Form in der Literatur auch als „Fish Eye“ oder „Openings“ bezeichnet [137]. Die Breite und Länge der Öffnungen hängt dabei von dem Durchmesser der verwendeten Nähfäden ab. Die Breite liegt nach [93] für gewöhnlich zwischen ca. 0,2 mm und 0,7 mm, die Länge zwischen 3 mm und 10 mm.

Während die longitudinale Fadenverschiebung keine lokal sichtbare Änderung der Faserarchitektur hervorruft, bewirken transversale Fadenverschiebungen wie in Abbildung 20 dargestellt hauptsächlich Gaps im Textil. Zusätzlich können aufgrund der Reibung zwischen den Fasern auch Faserschädigungen entstehen.

2.2.3.5 *Faden- und Halbzeugstauchung*

Nach Creech [24] kommt es durch Druckbelastungen im Umformprozess zu einer Stauchung der Einzelfasern bzw. des gesamten Halbzeugs, was zu einem mesoskopischen Ausknicken der Fäden oder einem makroskopischen Beulen des Halbzeugs führt. Letzteres äußert sich visuell durch Faltenbildung im Textil. Durch die Stauchung des Fadens entstehen mesoskopische Welligkeiten im Faserverlauf, die sich in out-of-plane und in-plane-Welligkeiten unterteilen. Out-of-plane Welligkeiten äußern sich auf mesoskopischer Ebene durch Schlaufen einzelner Fäden, die senkrecht aus der Textilebene herausragen. Ferreira et al. [45] beschreiben, dass diese durch Lücken in einem Multiaxialgelege entstehen, in die sich die Fasern der angrenzenden Lagen einbetten. Auf makroskopischer Skala führt die Stauchung des Halbzeuges hingegen zu Falten des gesamten Textils. Die Entstehung von out-of-plane Welligkeiten hängt dabei nach [14] stark von der Biegesteifigkeit der Fasern ab, die üblicherweise mit einem Cantilever-Test gemessen wird [9]. Allerdings ist es schwierig, vom Biegeverhalten des Einzelfadens auf das komplette Halbzeug zurückzuschließen [50], um präzise

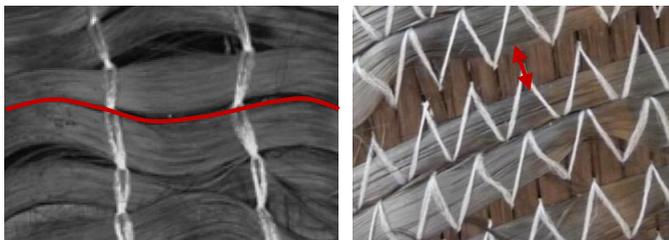


Abbildung 20: In-plane Welligkeiten in einem Gelege (links) und Fadenverschiebung in einem Multiaxialgelege mit Lückenerzeugung.

Faltenbildung vorherzusagen.

In-plane Welligkeiten entstehen ebenfalls durch Fadenstauchung (s. Abbildung 20). In der Literatur werden in-plane Welligkeiten häufig analog zu dem inhärent ondulierten Faserverlauf bei Geflechtes als sinusförmiger Fadenverlauf beschrieben [49]. Bei Multiaxialgelegen ist die Amplitude und Wellenlänge mit der Vernähung gekoppelt. Diese erzeugt Stützstellen, an denen der Roving fixiert ist. Das Beulen der Faser entsteht somit in regelmäßigen Abständen zwischen den Stützstellen des Nähgarns. Diesen Effekt nutzt Wang [151] gezielt, um in-plane Welligkeiten mit bestimmter Wellenlänge und Amplitude in ein Gelege einzubringen.

Eine Zusammenfassung der prozessbedingten Effekte beim Drapieren zeigt Tabelle 2.

Im Vergleich zu Geflechtes finden sich beim Drapieren flächiger Halbzeuge starke Ähnlichkeiten in Bezug auf die Faserarchitekturvariationen bei der Herstellung der Preform, auch wenn sich die Mechanismen ihrer Entstehung unterscheiden. So lassen sich analoge Effekte insbesondere für Faserwinkelvariationen, Fadenverschiebungen, Gaps, Welligkeiten und Ondulationen feststellen. Die Scherung eines flächigen Halbzeugs entspricht der Änderung des Flechtwinkels bei Variation der Abzugsgeschwindigkeit. Schlaufen, die beim Flechten durch zu geringe Stehfadenspannung entstehen, können beim Drapie-

Mechanismus	Skizze	Merkmal	Literatur
Halbzeugsscherung (Trellis-Mechanismus) <i>makroskopisch</i>		Faser-orientierung	Long [95], Lomov [94], Härtel [60]
Fadenverschiebung <i>mesoskopisch</i>		Gaps	Long [95], Allaoui [3]
Faden- /Halbzeugstauchung <i>meso-/makroskopisch</i>		Welligkeiten	Boisse [14], Fuhr [49]
Faden- /Halbzeugstreckung <i>meso-/makroskopisch</i>		Fadenlänge, Ondulation	Hivet [67], Buet-Gautier [17]

Tabelle 2: Umformmechanismen textiler Halbzeuge beim Drapieren und primär betroffene Faserarchitekturmerkmale.

ren ebenso auftreten, allerdings durch Druckkräfte auf einzelne Fasern. Prozess- und materialbedingt kann sich die Ausprägung der einzelnen Merkmale jedoch deutlich unterscheiden.

2.2.4 Korrelationen der Faserarchitektur mit den mechanischen Eigenschaften flächiger Halbzeuge

Das folgende Kapitel beschreibt den Stand der Forschung zur Auswirkung von Faserarchitektur-Variationen auf die mechanischen Eigenschaften von Faser-Kunststoff-Verbunden, die mit flächigen, textilen Halbzeugen hergestellt werden.

2.2.4.1 Faserwinkel

Analog zu den Geflechtes ist auch bei der Umformung textiler Halbzeuge die Faserorientierung meist entscheidendes Design-

kriterium. Der Unterschied besteht allerdings darin, dass nicht nur zwei (biaxial) oder drei (triaxial) Faserorientierungen kombiniert werden können, sondern eine beliebige Anzahl. In der Praxis finden meist biaxiale, triaxiale oder quadraxiale Lagenaufbauten Anwendung, seltener auch unidirektionale (UD).

Letztere zeichnen sich durch maximal anisotrope Materialeigenschaften aus, die quer zur Faserrichtung um ein Vielfaches geringer sind als längs zur Faser. Fuhr [49] untersuchte hierzu UD-Laminat mit Faserfehlorientierungen von 0° , 5° und 10° zur Hauptbelastungsrichtung unter Zug und Druck. Bei einem Winkelfehler von 10° wurde dabei die Zugsteifigkeit um knapp 50%, die Zugfestigkeit um ca. 90% reduziert. Für den starken Abfall der mechanischen Eigenschaften ist eine Änderung der Versagensart verantwortlich: Während Laminat mit (optimaler) 0° -Faserorientierung auf Faserbruch versagen, bewirkt bereits ein Fehler von 5° einen Zwischenfaserbruch aufgrund der quer zur Faser wirkenden Lastkomponente. Darüber hinaus zeigen fehlorientierte Laminat ein nicht-lineares Zugverhalten im Spannungs-Dehnungs-Verlauf. Druckversuche zeigen einen geringeren Effekt der Fehlorientierung und eine niedrigere Bruchdehnung im Vergleich zu den Zugversuchen. Dies wird auf die Dominanz der Probengeometrie zurückgeführt, die zu einem mehrachsigen Spannungszustand und somit zu frühem Versagen führt.

Kawai [74] untersuchte ebenfalls unidirektionale Laminat unter verschiedenen Winkeln zwischen 0° und 90° . Hier führte eine Fehlorientierung von 10° zu einem matrixdominierten Versagen und ca. 75% Festigkeitsabminderung. Aus Abbildung 21 ist auch ersichtlich, dass sich die Festigkeit asymptotisch einem minimalen Wert bei 90° Faserorientierung annähert, der bei der verwendeten Faser-Matrix-Kombination bei etwa 2,5% des Maximalwertes liegt.

Vallons et al. [148] fanden bei fehlorientierten NCF-Laminat mit einem symmetrischen $[+45, -45, +45, -45]_s$ Lagenaufbau zudem eine Abhängigkeit der Eigenschaftsreduktion von der Probenbreite: Während 25 mm breite Proben mit 5° Fehlorientierung eine Reduktion des E-Moduls von 10% und der Festigkeit von fast 50% provozierten, wurde bei Proben mit 50 mm Breite

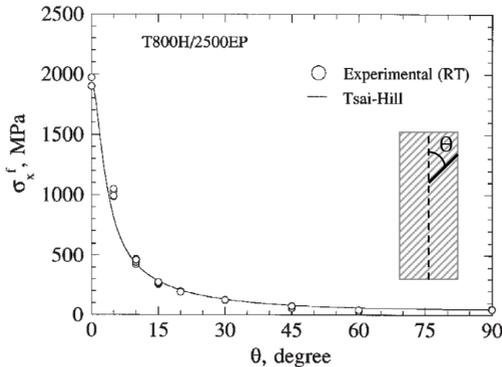


Abbildung 21: Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Faserorientierung eines UD-Laminats aus Kawai [74]

die Festigkeit nur noch um 33% reduziert. Geht die Probenbreite gegen unendlich, erreicht die extrapolierte Festigkeitsreduktion einen theoretischen Minimalwert von 22%. Dieser Effekt wird damit in Zusammenhang gebracht, dass bei schmalen Proben nur ein Teil der Fasern, die unterhalb des Dehnungsmessstreifens verlaufen, sich über die gesamte Probengeometrie erstrecken. Eine genauere Erklärung der Versagensmechanismen ist allerdings nicht gegeben.

Bei der Umformung biaxialer Halbzeuge entstehen durch Scherung gleiche Faserwinkeländerungen in beiden Lagen. Fuhr [49] untersuchte hierzu symmetrische NCF-Laminats mit Faserorientierungen zwischen $\pm 30^\circ$ und $\pm 45^\circ$. Abbildung 22 zeigt einen näherungsweise linearen Abfall der Steifigkeiten mit steigendem Faserwinkel. Interessanterweise besitzen die von Birkefeld et al. [11] untersuchten Geflecht laminate nicht nur qualitativ, sondern auch quantitativ nahezu identische Eigenschaften (alle Werte sind auf einen gemeinsamen Faservolumengehalt von 0,6 normiert). Da sowohl Fasern als auch Harzsysteme vergleichbare steifigkeitsrelevante Eigenschaften besitzen, unterscheiden sich die Werkstoffe maßgeblich durch ihre textile Struktur. Jedoch bewirken die inhärenten Ondulationen der Geflechtfasern

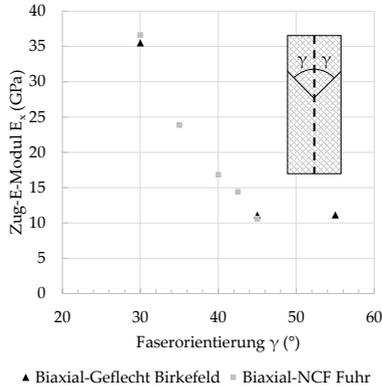


Abbildung 22: Zugsteifigkeiten von Geflecht- und Gelege-Laminaten mit unterschiedlichen Faserorientierungen im Vergleich aus Birkefeld [11] und Fuhr [49], normiert auf $V_f = 0,6$.

scheinbar keine zusätzliche Reduktion der Materialsteifigkeiten. Folglich lässt dieser Vergleich die Annahme zu, dass bei biaxialen Laminaten mit schräg zu den Fasern angreifender Last die out-of-plane Merkmale des Textils einen sehr geringen Anteil an der Laminatsteifigkeit gegenüber der in-plane Faserorientierung besitzen.

Die Ergebnisse zeigen, dass zur präzisen Vorhersage der mechanischen Eigenschaften von Faserverbunden eine genaue Kenntnis der Faserorientierung unverzichtbar ist. Vergleiche von Zugversuchen mit CLT-Berechnungen von Truong et al. [147] bei Multiaxialgelegten zeigen bis zu 17% geringere Steifigkeiten im Experiment, was auf die fehlende Berücksichtigung der Faserwinkelabweichungen im Berechnungsmodell zurückgeführt wird. Der Gesamtfehler der Faserorientierung akkumuliert sich dabei durch die Herstellung des Halbzeugs (Verdrängung der Fasern durch die Nähfäden), der Schichtung des Lagenpakets, sowie dem Zuschnitt der Prüfkörper.

Es ist festzuhalten, dass der Faserwinkel ein dominantes Merkmal in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften des

Faserverbundwerkstoffs ist, so dass bereits kleine Fehlorientierungen von wenigen Grad in Bezug zur Lastrichtung diese signifikant reduzieren können. Analog zum Stand der Forschung von Geflechtem ist demnach auch bei flächigen Halbzeugen die präzise Bestimmung der Faserorientierung für ein optisches System zur Qualitätsbestimmung notwendig.

2.2.4.2 Welligkeit

Wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben, handelt es sich bei Welligkeiten um lokale Störungen der Faserorientierung (mesoskopisch in Form von out-of-plane oder in-plane Faserwelligkeiten) bzw. der Halbzeugorientierung (makroskopische out-of-plane Welligkeiten, also Falten), die während des Umformprozesses entstehen.

Ein welliger Faserverlauf lässt sich nach Rai [126] analog zu der in Kapitel 2.1.2 beschriebenen Flechtfadenondulation durch Gleichung (2) ausdrücken. Die „Welligkeit“ wird auch hier als das Verhältnis von Amplitude zu Wellenlänge \hat{z}/L bezeichnet.

Um Welligkeiten in die Berechnung der Laminateneigenschaften mit einzubeziehen, bietet Gil [51] einen Überblick über verschiedene analytische Ansätze. Der einfachste Ansatz kommt dabei von Krenchel [81]: In die Mischungsregel wird hierfür ein „Effizienzfaktor“ einberechnet, der auf der Orientierung der Fasern basiert. Diese lautet somit

$$E_1 = \eta E_F V_f + E_H (1 - V_f), \quad (5)$$

wobei der Effizienzfaktor über die Orientierung der Fasern in Bezug auf die Lastrichtung berechnet wird, ausgehend von einer sinusförmigen Welligkeit:

$$\eta = \frac{1}{L_f} \int_0^{2\pi} \cos^3 \zeta \, dx, \quad (6)$$

mit der Länge der Faser über eine Periode:

$$L_f = \int_0^{2\pi} \frac{1}{\cos \zeta} \, dx. \quad (7)$$

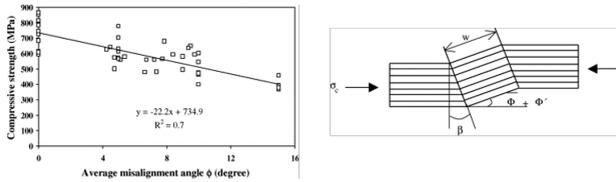


Abbildung 23: Einfluss der Faserfehlorientierung in einem NCF-Laminat auf die Druckfestigkeit aus [70]

Dadurch ergibt sich der Winkel zwischen Faser und Längsachse zu

$$\zeta = \tan^{-1} \left[\left(\frac{2\pi\hat{z}}{L} \right) \cos \left(\frac{2\pi x}{L} \right) \right]. \quad (8)$$

Eine vollständige Herleitung bieten Rudd et al. [133] unter dem Begriff „Modified Rule of Mixtures“. Wisnom et al. [157] beschreiben, dass die Reduktion der mechanischen Eigenschaften maßgeblich vom maximalen Abweichungswinkel der Fasern im welligen Bereich abhängt. Dies wurde experimentell von Joffe et al. [70] geprüft, Abbildung 23 zeigt eine näherungsweise lineare Abhängigkeit der Druckfestigkeit vom Winkel, den die Faser zur Lastrichtung einnimmt.

Fuhr [49] untersuchte experimentell den Einfluss künstlich erzeugter, sinusförmiger in-plane Welligkeiten in NCF-Laminaten mit variablem Verhältnis von Wellenlänge zu Amplitude. Die Abminderung der Steifigkeiten unter Zuglast lag bei der stärksten untersuchten Welligkeit ($\hat{z}/L = 0,15$) bei 80% gegenüber ungewellten Proben. Die Ergebnisse zeigen allerdings auch, dass allein das Welligkeitsmaß \hat{z}/L nicht ausreichend ist, um die Eigenschaftsreduktion zu erklären. Wichtig ist demnach auch, wie die Welligkeiten einzelner Lagen zueinander versetzt sind. Wie zu erwarten ist der Effekt am stärksten, wenn die Täler und Berge der Wellen gleichphasig übereinander angeordnet sind.

Von Hsiao et al. [69] wurden die Auswirkungen von Welligkeiten auf Drucksteifigkeiten und -festigkeiten von Prepreg-Laminaten analysiert. Die Welligkeit von $\hat{z}/L = 0,043$ mit einem maximalen Winkel zur Längsachse $\zeta_{max} = 15^\circ$ führte zu einer Steifigkeits-

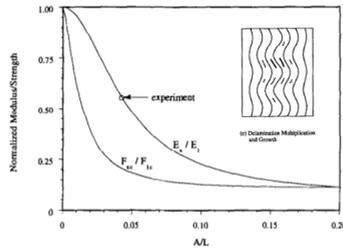


Fig. 8. Predicted stiffness and strength reduction of 1M6G/3501-6 unidirectional composite under axial compression as a function of waviness parameter A/L for uniform-waviness model.

Abbildung 24: Einfluss der Welligkeit eines C-Faser Prepreg-Laminats auf die Drucksteifigkeiten und -festigkeiten übernommen aus Hsiao [69]

reduktion von 43% (s. Abbildung 24). Nach den Autoren wird das Versagen hauptsächlich von starken lokalen interlaminaren Schubspannungen initiiert, die zu Delaminationen führen. Die Druckfestigkeit degradiert dabei mit wachsender Welligkeit stärker als die Drucksteifigkeit.

Neben der Erzeugung von in-plane Welligkeiten innerhalb eines ebenen Laminats wurde auch der Einfluss makroskopischer out-of-plane Welligkeiten untersucht. Draskovic [36] bestimmte hierfür die Fatigue-Eigenschaften welliger Glasfaser-Laminats, die direkt auf einem welligen Werkzeug infiltriert wurden ($\hat{z}/L = 0,042$). Während ungewellte Proben durch Faserbruch und Zwischenfaserbruch versagten, zeigten wellige Proben progressives Matrixversagen und wie bei Hsiao et al. [69] Delaminationen zwischen den Lagen. Letztere traten im Ermüdungsversuch bereits bei 10-15% der Gesamtlebensdauer auf. Die Ergebnisse zeigen auch, dass mit stärkeren Welligkeiten der Effekt auf die mechanischen Eigenschaften zunehmend schwächer wird. Die analytische Betrachtung von Hsiao et al. [69] zeigt in Abbildung 24 in diesem Zusammenhang den asymptotischen Verlauf von Festigkeiten und Steifigkeiten mit wachsendem \hat{z}/L -Verhältnis.

Es ist anzumerken, dass die künstlich erzeugte Welligkeit in

Prepreg- oder NCF-Laminaten nicht zwangsläufig dieselben Versagensmechanismen hervorruft wie die inhärente Ondulation von Geflecht- oder Gewebefasern. Insbesondere in Bezug auf Delaminationen, die sich in Prepreglaminaten aufgrund der fehlenden Verzahnung der Lagen leichter ausbreiten können als bei Geweben oder Geflechtes, könnte dies ein entscheidender Unterschied sein. Für flächige Halbzeuge ist festzuhalten, dass sowohl in-plane als auch out-of-plane Welligkeiten die Werkstoffeigenschaften bereits bei kleinen Ausprägungen stark beeinflussen können, insbesondere durch zusätzlich zwischen den gewellten Lagen initiierte Schubspannungen.

2.2.4.3 Gaps

Im Gegensatz zu Geweben oder Gelegen existiert viel Literatur über den Einfluss von Gaps für die Fertigungstechnologie Automated Fiber Placement (AFP), bei der automatisch mittels Roboter- oder Portalanlage unidirektionale Prepreg-Tapes auf ein Werkzeug abgelegt werden. Dies liegt nahe, da diese Fertigungsmethode insbesondere für sicherheitsrelevante Strukturkomponenten in der Luftfahrt eingesetzt wird, für die strenge Qualitätskriterien gelten. Zudem lassen sich mittels AFP vergleichsweise einfach Lamine mit verschiedenen Gapbreiten realisieren.

So untersuchten bspw. Lan et al. [86] den Einfluss von Gapbreiten zwischen $0,5\text{ mm}$ und $6,35\text{ mm}$ mit dem AFP-Prozess. Gaps von $0,5\text{ mm}$ werden dabei von Flugzeugherstellern verwendet, um eine Überlappung angrenzender Tapes zu verhindern. Die Aushärtung der Lamine erfolgte im Autoklav bei 7 bar in einem Vakuumaufbau, in den für einen Teil der Versuche eine Druckplatte auf die Oberseite des Lagenaufbaus eingelegt wurde. Diese führte zu deutlich gleichmäßigeren Wandstärken und damit auch Zugeigenschaften, die bei 0/90-Laminaten um weniger als 10% von den gapfreien Referenzlaminaten abwich. Ohne Druckplatte entstehen jedoch im Bereich des Gaps große Welligkeiten in Testrichtung, wie sie in Abbildung 25 zu sehen sind. Mit größeren Gapbreiten steigt dabei trotz der Welligkeit

(iii) - AFP layup, Gap 3.175 mm, Without caul plate

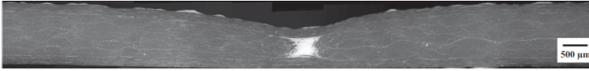


Abbildung 25: Schliffbild eines AFP-Laminats mit 3,175 mm Gap und einem $[0^\circ/90^\circ/0^\circ]$ -Lagenaufbau aus [86].

der scheinbare E-Modul im Bereich der Lücke, wobei sowohl die lokale Dicke als auch die lokale Dehnung des Prüfkörpers optisch bestimmt wurde. Auch wenn hierfür keine Erklärung gegeben wird, ist dieser Effekt möglicherweise dadurch zu erklären, dass eine Lücke in die 90° -Lagen eingebracht wird: Durch das Fehlen dieser Fasern entsteht ein lokal höherer Anteil an Axialfasern, was eine potenzielle Steifigkeitsreduktion durch auftretende Welligkeiten überkompensiert.

Auch Croft et al. [25] untersuchten den Einfluss von Gaps und Overlaps mit dem AFP-Prozess, die sowohl in Längs- als auch in Querrichtung zur Prüfkörperlängsachse eingebracht wurden. Der Einfluss von Gaps quer zur Längsrichtung war dabei zwar stärker als in Längsrichtung, jedoch zeigte sich der Einfluss auf Zug- und Druckfestigkeiten für die meisten Konfigurationen vernachlässigbar. Den stärksten Effekt zeigte eine Konfiguration, bei der eine Zone mit Overlap direkt an einen Bereich mit Gap angrenzte, was zu einer stärkeren Welligkeit der angrenzenden Fasern führte. Daraus folgern die Autoren, dass vor allem die Radien des welligen Fadenverlaufs ausschlaggebend für die Effektstärke von Lücken sind.

In Bezug auf Multiaxialgelege ist wenig Literatur bekannt, die den Einfluss variabler Gapgrößen beschreibt, vermutlich weil entweder Gaps prozesseitig bereits im Material vorhanden sind (inhärente Gaps), oder weil Gaps erst beim Umformprozess in eine dreidimensionale Preform entstehen, was eine gezielte Untersuchung auf Coupon-Level erschwert.

Aufzeichnungen akustischer Emissionen von Truong et al. [147] während der Prüfung von MAG-Laminaten in Kombination mit Röntgen-Aufnahmen zeigen, dass sich Risse bereits

bei sehr kleinen Dehnungen von 0,3% periodisch entlang der Nähfäden ausbreiten. Daher besitzen MAG-Lamine tendenziell geringere Eigenschaften als Lamine aus UD-Prepregs. Dass die Art der Vernähung keinen signifikanten Einfluss auf die Steifigkeiten hat, zeigen die Ergebnisse von Sjogren [142], der MAG-Halbzeuge mit verschiedenen Nähmustern testete.

Zusammengefasst lassen sich die Auswirkungen von Gaps auf die mechanischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen nicht isoliert betrachten, da damit zusätzliche Variationen der Faserarchitektur einhergehen. Insbesondere entstehen zusätzliche Welligkeiten in den angrenzenden Faserlagen, die eine Kennwertreduktion hervorrufen. Auch hier hängen die Eigenschaften nicht linear von der Gapgröße ab, sondern zeigen eine starke Sensibilität bei geringer Ausprägung und einen sinkenden Einfluss mit größer werdenden Gaps.

2.2.5 *Zwischenfazit*

Analog zu den Geflechten weisen drapierte Halbzeuge Variationen der Faserarchitektur auf, die von den Prozessparametern und der Geometrie des Zielbauteils beeinflusst werden. So lassen sich beispielsweise beim Flechten Faserwinkel zwischen ca. 20° und 80° realisieren, die in einer ähnlichen Größenordnung liegen wie in der Literatur genannte Scherwinkel beim Drapieren komplexer Geometrien. Der Unterschied liegt darin, dass beim Flechten einzelne Rovings direkt auf eine Zielgeometrie geflochten werden, während das Umformungsvermögen bzw. die Drapierbarkeit eines textilen Halbzeuges maßgeblich von dessen Faserarchitektur und der verwendeten Fixierungsmethode abhängt. Eine gezielte Manipulation des Halbzeugs während des Prozesses ist daher nur über die genaue Kenntnis der Interaktion zwischen Prozessparametern (bspw. Niederhalterkräfte, Werkzeugkonfiguration) und dem verwendeten Material möglich.

In Bezug auf die mechanischen Eigenschaften existieren zahlreiche Untersuchungen zum Faserwinkel für uni- und multiaxiale Lamine. Ebenso werden die Effekte von in-plane und out-

of-plane Welligkeiten auf die Werkstoffkennwerte ausführlich beschrieben. Die Auswirkungen von Gaps hingegen werden meist nur im Kontext von AFP-Prozessen analysiert, so dass wenig Wissen über prozessbedingtes Auftreten von Lücken bei Multiaxialgelegen und deren Korrelation mit den Werkstoffeigenschaften existiert.

Ergänzend zum Stand der Forschung beim Drapieren ist somit Ziel dieser Arbeit eine Analyse der prozessinduzierten Faserarchitekturvariationen mit dem Schwerpunkt auf einer textuellen Gap-Vermessung, sowie deren Zusammenhang mit den mechanischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffs.

OPTISCHE MESSVERFAHREN FÜR TEXTILBASIERTE FKV

Die Sichtprüfung von Oberflächen ist ein Teilbereich der zerstörungsfreien Prüfverfahren. Sie wird nach [27] in die direkte (Beobachter schaut direkt auf das Objekt) und die indirekte (Beobachtung erfolgt über Kamera- oder Videotechnik) Sichtprüfung unterteilt.

Für die vorliegende Arbeit kommen insbesondere Prüfverfahren zur Texturanalyse zum Einsatz, so dass im ersten Teil des Kapitels ein Überblick über existierende Sensoren zur 2D-Bildgewinnung gegeben wird, sowie der Stand der Forschung in Bezug auf die optische Analyse von textilen Werkstoffen für den Faserverbundleichtbau. Da mit diesen Verfahren jedoch nur Oberflächenmerkmale erfasst werden können, kommt für die Analysen der Kapitel 4 und 5 auch die Röntgen-Computertomografie zum Einsatz, für die ebenfalls ein kurzer Überblick gegeben wird.

3.1 SENSOREN ZUR ERFASSUNG DER 2D-TEXTUR

Zur Sichtprüfung von Oberflächen kommen meist Zeilen- und Flächensensoren zum Einsatz, mit denen ein zweidimensionales Bild erzeugt wird. Flächensensoren besitzen für jedes Bildpixel ein Sensorelement, somit ist die Bildgröße durch die Anzahl der Sensorzeilen und -spalten begrenzt. Bei Zeilenkameras, wie sie bspw. in Flachbettscannern zum Einsatz kommen, kann theoretisch in Scanrichtung ein unendlich langes Bild erzeugt werden,

da kontinuierlich Bilddaten mit einer bestimmten Ausleserate generiert werden.

Die scharfe Abbildung der Punkte eines Prüfobjekts auf den Sensor erfolgt über eine Optik, die die einfallenden Lichtstrahlen in der Sensorebene bündelt. Zur Bestimmung dieser Abbildungseigenschaften vereinfacht man das physikalisch komplexe Wellenmodell des Lichts durch das Strahlenmodell der geometrischen Optik. Damit ist beispielsweise die Berechnung des Schärfentiefebereichs möglich, die zur Anwendung des optischen Messsystems in Kapitel 6 notwendig ist. Die geometrischen Abbildungseigenschaften einer Linse sind hierfür in Kapitel A.7 beschrieben.

Im Folgenden werden die CCD- und CMOS-Technologie für Flächen- und Zeilenkameras erläutert, welche zur flächigen Aufnahme von Texturen geeignet sind.

3.1.1 *CCD-Sensoren*

CCD-Sensoren (charged coupled device) basieren auf dem inneren Photoeffekt und werden heute überwiegend zur Bildaufnahme verwendet. Einfallende Photonen übertragen dabei Energie auf die Elektronen eines Halbleiters, was zu einer Ansammlung freier Elektronen führt, die in einem Kondensator gespeichert und ausgelesen werden. Die dabei ausgegebene elektrische Spannung ist von der Ladung und somit der Lichtmenge abhängig. Die Elektronen der jeweiligen Pixel sind auf dem Sensor durch Stege und Potenzialwälle voneinander getrennt und werden über vertikale und horizontale Schieberegister ausgelesen. Vorteile von CCD-Sensoren sind die geringe Baugröße und eine hochgenaue Pixelgeometrie, gleichzeitig sind sie durch ihre Unempfindlichkeit gegen Stöße und elektromagnetische Felder für einen industriellen Einsatz geeignet [6]. Für das in Kapitel 6 beschriebene optische Messsystem kommt daher ein CCD-Sensor zum Einsatz.

Tabelle 3 zeigt gängige Daten kommerzieller CCD-Sensoren.

Pixelanzahl	640 x 480 - 4800 x 3200
Pixelgröße	ca. 2 x 2 μm^2 - 10 x 10 μm^2
Bildrate	ca. 3 Hz - 200 Hz

Tabelle 3: Daten kommerzieller CCD-Flächensensoren aus [6]

3.1.2 CMOS-Sensoren

In der Fototechnik werden heute überwiegend CMOS-Sensoren eingesetzt (complementary metal oxide semiconductor), da sie vergleichbare Bildqualität und ein schnelleres und energieeffizienteres Auslesen der Bilddaten bei geringeren Herstellungskosten ermöglichen. Die Photonendetektion funktioniert hier wie bei CCD-Sensoren, der Unterschied liegt im Ausleseverfahren: Die Ladungsspeicher einzelner Pixel werden direkt über Transistoren und Adressleitungen angesteuert, somit ist kein Schieberegister notwendig. Da die einzelnen Pixel häufig eine individuelle Verstärkerschaltung enthalten, weichen jedoch die Verstärkungsfaktoren infolge von Fertigungstoleranzen voneinander ab. Zudem werfen die Leiterbahnen bei manchen Bauweisen Schatten auf die lichtempfindliche Oberfläche. Die Daten gängiger CMOS-Sensoren sind mit denen von CCD-Kameras (s. Tab. 3) vergleichbar.

3.1.3 Zeilenkameras

Zeilenkameras besitzen keine flächenhaft angeordneten Pixel, sondern eine einzige Reihe. Jede Aufnahme erzeugt somit eine Bildzeile, ein zweidimensionales Bild entsteht dann durch relatives Verschieben des Prüfobjekts zum Sensor und anschließendes Zusammensetzen der einzelnen Bildzeilen. Zeilenkameras kommen daher meist bei der Beobachtung von kontinuierlich bewegten Objekten zum Einsatz, wie bspw. bei Transportbändern. Das wohl bekannteste Beispiel für die Nutzung von Zeilenkameras sind Flachbettscanner, bei denen der Sensor relativ zum

Prüfobjekt verfährt. Die transversale Auflösung Δx von Zeilenkameras beträgt üblicherweise bis zu 8192 Pixel, da sie eine höhere Pixelanzahl pro Zeile besitzen als Flächensensoren. Die laterale Auflösung ergibt sich dann aus dem Zusammenhang zwischen Auslesefrequenz und der Verfahrensgeschwindigkeit in y . Um keine Verzerrung des Prüfobjekts in den Bilddaten hervorzurufen, muss die Verschiebungsgeschwindigkeit mit der Ausleserate möglichst exakt getaktet werden.

3.1.4 Verzeichnungsfehler

Abbildung 26 zeigt den Vergleich eines mit Flachbettscanner und CCD-Sensor aufgenommenen Millimeterpapiers. Bei der Aufnahme mittels Flächensensor tritt ein Abbildungsfehler auf, der dazu führt, dass insbesondere die Bildränder starke Krümmungen aufweisen: die radiale Verzeichnung. Diese tritt bei Abbildungen mit Optiken auf, die einen ortsvarianten Abbildungsmaßstab besitzen. Verzeichnungen bewirken, dass Geraden im Objektraum als gekrümmte Kurven im Bildraum dargestellt werden. Bei radialen Verzeichnungen hängt der Fehler vom Abstand des Objektpunkts zur Mitte des Objektivs ab und ist insbesondere bei Weitwinkelobjektiven stark ausgeprägt. Die radiale Verzeichnung lässt sich wie folgt modellieren (s. [6], S. 165):

$$\begin{pmatrix} x_v \\ y_v \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} + p((x - x_o)^2 + (y - y_o)^2) \begin{pmatrix} x - x_o \\ y - y_o \end{pmatrix}. \quad (9)$$

Dabei ergeben sich die verzeichneten Bildpunktkoordinaten $(x_v, y_v)^T$ aus den idealisierten Bildpunktkoordinaten $(x, y)^T$ und der Addition eines Terms, der vom radialen Abstand r des Punktes von der optischen Achse $(x_o, y_o)^T$ abhängt. Der Verzeichnungsparameter p kann mithilfe von Kalibrierverfahren [161] geschätzt werden, für die in Abbildung 26 gezeigte tonnenförmige Verzeichnung ist $p < 0$.

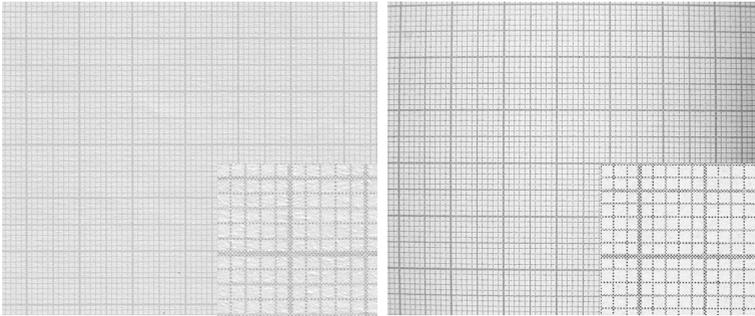


Abbildung 26: Vergleich eines mit Flachbettscanner (links) und CCD-Sensor (SVS Vistek ECO655MVGE) aufgenommenen Millimeterpapiers. Das Bild des CCD-Sensors zeigt die radiale Verzeichnung durch eine gekrümmte Optik.

3.2 OPTISCHE ANALYSE VON TEXTILEN WERKSTOFFEN

Die optische Analyse von textilen Werkstoffen bietet vielfältige Möglichkeiten, relevante Merkmale unterschiedlicher Halbzeuge präzise, großflächig und berührungsfrei zu analysieren. Das folgende Kapitel beschreibt den Stand der Forschung und Technik optischer Messverfahren für Faserverbundwerkstoffe.

3.2.1 2D-Texturanalyse

Ziel der Texturanalyse von Oberflächen ist die Extraktion von für den Betrachter relevanten Merkmalen auf Basis von Bildinformationen. Eine Textur kann dabei als eine zweidimensional ausgeprägte Anordnung von Pixeln mit verschiedenen Farb- bzw. Grauwerten (chromatisch bzw. monochromatisch) beschrieben werden, deren Verteilung Regelmäßigkeiten aufweist ([6], Kap. 13 bzw. [65], Kap. 6). Diese können über digitale Bildverarbeitung ausgewertet und als Merkmale klassifiziert werden. So weisen lokale Abweichungen der regelmäßigen Texturmuster auf Defekte hin. Für Textilien ist insbesondere die Anordnung

der Fasern und deren Orientierung in Bezug auf ein Referenzkoordinatensystem von Bedeutung. Da nur 2D-Bildinformationen vorliegen, können hauptsächlich in-plane Merkmale ausgewertet werden. Tiefeninformationen (out-of-plane) können mittels Texturanalyse nur indirekt, z.B. über Schattierungen, analysiert werden. Im Folgenden sind die für textile Halbzeuge heute angewendeten Verfahren zur Merkmalsextraktion mittels digitaler Bildverarbeitung beschrieben.

3.2.1.1 *Faserorientierung*

Es existieren verschiedene Methoden zur Bestimmung der Faserorientierung mittels digitaler Bildverarbeitung. In einer Untersuchungsreihe von Pourdeyhimi und Ramanathan [122–124] wurden dafür zunächst Bilddaten künstlich über Simulationsmodelle erzeugt, so dass die Verteilung der Faserorientierungen genau bekannt ist und damit die verwendeten Auswertungsmethoden validiert werden können. Folgende Verfahren wurden hierbei untersucht:

Direct Tracking [124]: Die „Fasern“ werden als schwarze Pixel auf weißem Hintergrund (binär) dargestellt und über morphologisches Ausdünnen auf eine Breite von einem Pixel reduziert. Die Faserorientierung wird dann mit einem Algorithmus bestimmt, der die Richtung entlang der schwarzen Pixel bestimmt. Die Methode liefert präzise Ergebnisse, setzt allerdings einen hohen Kontrast zwischen Fasern und Hintergrund voraus.

Fourier-Transformation [123]: Die Fourier-Transformation eines Bildes führt dazu, dass starke Änderungen des Grauwerts durch höhere Amplituden repräsentiert sind. Die Änderung von Helligkeiten, die abhängig von der Faserorientierung sind, offenbaren sich in der Ortsfrequenz. Die Grauwerte ändern sich dabei quer zur Faserrichtung am stärksten, so dass in der Darstellung der spektralen Leistungsdichte Linien großer Intensität 90° zu Faserorientierung verdreht sind. Die Methode liefert zuverlässige Ergebnisse, neigt aber dazu, die Standardab-

weichung der Faserorientierungen zu überschätzen.

Flow Field Analysis [122]: Diese Methode basiert auf Kantenerkennung. Dafür müssen die Bilddaten zunächst gefiltert werden, bspw. mittels Gauß-Filter, der das Bildrauschen reduziert. Anschließend werden die Gradienten der Helligkeitswerte in der Umgebung eines Pixels mit einem Operator in horizontaler und vertikaler Richtung berechnet. Starke Gradienten entsprechen dabei Kanten im Bild, wie an den Rändern eines Rovings, da sich hier der Grauwert am stärksten ändert. Über die Grauwerte der Gradientenbilder, in denen die Kanten sichtbar gemacht werden, lässt sich dann eine Richtungsbestimmung durchführen.

Einen vergleichbaren Ansatz auf Basis von Textur-Richtungshistogrammen verwenden auch Miene et al. [107]. Diese beschreiben die Häufigkeitsverteilung der Kantenorientierungen über alle Pixel einer Region. Die Kantenrichtung ψ und die Kantenmagnitude $|\Delta G|$ jedes Pixels berechnen sich durch:

$$\psi = \tan^{-1}\left(\frac{\Delta_y}{\Delta_x}\right) + \frac{\pi}{2} \quad (10)$$

$$|\Delta G| = \sqrt{\Delta_x^2 + \Delta_y^2}, \quad (11)$$

wobei Δ_x und Δ_y die Gradienten der Grauwerte sind, die mithilfe eines Kantendetektions-Operators bestimmt werden. Eine Untersuchung verschiedener Operatoren bietet die Dissertation von Scharr [135]. Kanten mit geringer Magnitude werden dabei nur ab einem festgelegten Schwellwert verwendet, zudem werden störende Merkmale wie Nähfäden herausgefiltert.

Die in Abbildung 27 gezeigten Histogramme zeigen die Bestimmung der Faserorientierung basierend auf der Häufigkeitsverteilung vorhandener Kantenorientierungen zwischen 0° und 180° . Die Hauptorientierung ergibt sich als Hochpunkt des Histogramms, wobei eine präzise Bestimmung nur bei scharfer Ausprägung dessen möglich ist. Der Vergleich des Histogramms des Gesamtbildes mit einer 100×100 Pixel großen Teilregion zeigt, dass der niedrige Informationsgehalt des Ausschnitts auch

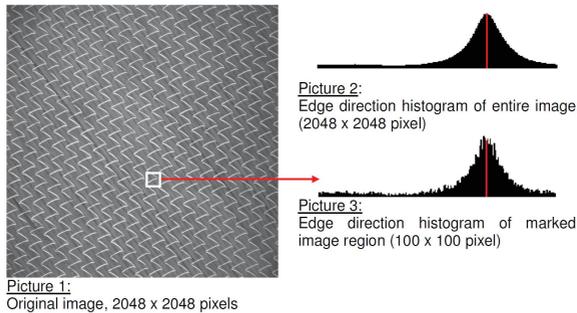


Abbildung 27: Kanten-Richtungshistogramme aus einem Gesamtbild (oben) und einem Ausschnitt aus [107] zeigen die Notwendigkeit ausreichend großer Bildfelder zur präzisen Bestimmung der Faserorientierung

zu einer falschen Interpretation führen kann. Ausreichend große Bildfelder sind daher für dieses Verfahren entscheidend. Das Verfahren der Kantenrichtungshistogramme bietet den Vorteil, dass auch mehrere Faserorientierungen, wie sie bei Geweben oder Geflechten vorliegen, ermittelt werden können. Zudem können weitere Merkmale wie Gaps ebenfalls über die Information der Kanten detektiert werden (s. Abbildung 28). Dieses Verfahren zur Winkelmessung kam im EU-Projekt IMAC-Pro zur Qualitätsbestimmung von Preformen eines Helicopter-Strukturbauteils zum Einsatz [108]. Die Bildaufnahme erfolgte hier über eine diffuse Beleuchtung und einem CCD Sensor. Da die Lichtquelle sehr nah an die Bauteiloberfläche geführt werden musste um eine hohe Bildqualität zu erhalten, wurden allerdings nur quasi-ebene Oberflächen analysiert.

Auch Mersmann [102] beschreibt ein Verfahren zur Faserwinkelbestimmung, das auf den Gradienten der Pixel-Grauwerte basiert. Dafür wird das Bild zunächst über die Grauwertinformation segmentiert, so dass Nähfäden von Gelegen herausgefiltert werden, die deutlich heller abgebildet werden als C-Fasern. Die Bestimmung der Faserorientierung erfolgt dann entweder über

eine sog. Struktur-Tensor-Methode oder eine Regressionsmethode. Die Struktur-Tensor-Methode ermittelt den Gradienten der Pixel-Grauwerte, hohe Gradienten befinden sich wie zuvor beschrieben quer zur Faser, kleine Gradienten in Faserrichtung. Bei der Regressionsmethode wird das Bild über eine Fourier-Transformation in der Frequenzdomäne analysiert. Hier ergibt sich die Richtung der Fasern senkrecht zur Richtung der spektralen Leistungsdichte des transformierten Bildes. Auch für diese Methode ist es notwendig, Störungen durch Nähfäden vorab herauszufiltern.

Über ein Drehteller-Experiment wurden auch die (zweidimensionalen) Fehler der Faserwinkelbestimmung gemessen. Auf dem Drehteller wird dafür ein Halbzeug positioniert und um einen definierten Winkel rotiert, so dass die relative Änderung der Faserorientierung von einem Bild zum nächsten genau bekannt ist. Die Struktur-Tensor-Methode besitzt demnach eine Unsicherheit von $0,5^\circ$ im 95% Vertrauensbereich. Die Regressionsmethode zeigt $0,4^\circ$ Unsicherheit bei 95% Vertrauensbereich.

3.2.1.2 Fremdkörper- und Defekterkennung

Zur Qualitätsbestimmung von Preformen sind neben der Faserorientierung auch die Erfassung von Fremdkörpern oder Defekten wie Gaps oder lokale Welligkeiten relevant. Letztere äußern sich allerdings in der Regel durch eine starke lokale Abweichung der durchschnittlichen Faserorientierung, so dass hierfür ähnliche Methoden angewendet werden können. Auch Fremdkörper können durch Irregularitäten in den visuellen Textureigenschaften wie Helligkeit oder Kontrast detektiert werden.

Um die Größe von Gaps zu bestimmen, kann die lokale Information der Faserorientierung und das Wissen über den Lagenaufbau einer Preform genutzt werden, da Lücken den Blick auf die darunter liegenden Fasern ermöglichen und häufig Layups mit zueinander verdrehten Einzellagenorientierungen zum Einsatz kommen. In [46] wird so bei einem biaxialen $0/90$ -Lagenaufbau die Größe des Gaps als Bereich definiert, in

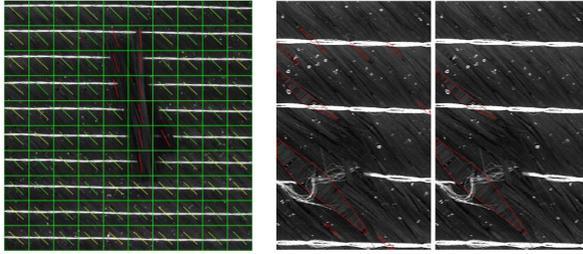


Abbildung 28: Fremdkörpererkennung über Faserorientierung (links) und Gaperkennung ohne Filter und gefiltert mit $0,5\text{ mm}$ Mindestbreite (rechts) aus [46]

dem die Fasern nahezu senkrecht zu den darüber liegenden Fasern orientiert sind (s. Abbildung 28).

Ebenso zeigen Schneider et al. [137] anhand von Bildern, die mit einem Flachbettscanner erzeugt werden, dass Fish-Eyes und Gaps in NCF Materialien über ein segmentiertes Grauwertbild identifiziert werden können.

3.2.1.3 Anwendungen der 3D-Preformanalyse

Um neben der Textur zusätzlich Tiefeninformationen über die Preform zu erhalten, existieren verschiedene Verfahren die entweder eine direkte 3D-Messung der Oberfläche ermöglichen (z.B. über Triangulation oder Streifenlichtprojektion) oder indirekt das Höhenprofil über 2D-Aufnahmen rekonstruieren (z.B. über Fokusebenen oder Schattierungen).

Zur 3D-Vermessung kommen im Faserverbundbereich heute überwiegend Laserlichtschnittverfahren zum Einsatz, wie im Projekt EVo (Endkonturnahe Volumenbauteile) des DLR Zentrums für Leichtbauproduktionstechnologie [66]. Der Sensor erfasst dabei die Geometrie einer kompaktierten Spantpreform und analysiert diese hinsichtlich ihrer absoluten Abmaße und Radien. Da die Preform anschließend in ein geschlossenes RTM-Werkzeug zur Harzinjektion eingelegt wird, ist das Höhenprofil

bzw. die lokale Preformdicke ein wichtiges Qualitätsmerkmal zur weiteren Prozessierung.

In [101] wird der Einsatz eines Laserlichtschnittsensors für die Fiber Placement Technologie beschrieben, um die Ablageposition des Prepreg-Tapes zu bestimmen. Auch Spaltmaße und Überlappungen können so detektiert werden. Ebenso zeigt Maass in [97] die Anwendung der Lasertriangulation zur automatisierten Bahneninspektion von AFP Layups.

3.2.1.4 Anwendung zur Validierung von Prozesssimulationen

Die Digitalisierung von Preformmerkmalen ermöglicht auch den direkten Vergleich mit Ergebnissen aus der Prozesssimulation. Im Forschungsprojekt FACT/Vitech (LuFo IV) [55] kommt hierzu die Software EuroPAS zum Einsatz, die zuvor in Kooperation zwischen Eurocopter und dem Faserinstitut Bremen e.V. im Projekt Pro-CFK/PROSA [153] entwickelt wurde. Zusätzlich zu Grauwertbildern von der Textur einer Preform wird die Topografie mittels Lasertriangulation ermittelt und im Anschluss der gemessene Faserwinkel mit Ergebnissen aus der Simulation verglichen. Es findet allerdings keine Texturanalyse der gesamten 3D-Oberfläche statt, sondern nur ein Vergleich von Faserorientierungs-Daten auf quasi-ebenen Teilflächen des Bauteils.

3.2.2 Automatische Sichtprüfung zur Prozessüberwachung und -kontrolle

Zwar besitzt das menschliche visuelle System viele Fähigkeiten, wenn es um die Erkennung von Objekten, Mustern und deren optische Eigenschaften geht, dennoch ist die menschliche Sichtprüfung mit vielen Nachteilen verbunden: Sie ist ermüdend, subjektiv, schlecht reproduzierbar, aufwändig zu dokumentieren und in vielen Fällen zu langsam [6]. Daher wird dem Bereich der automatischen Sichtprüfung (engl. „Machine Vision“) eine große Bedeutung für die Qualitätsbestimmung im industriell-

len Umfeld zugesprochen. Neben der reinen Aufnahme und Analyse von Bildern schließt der Begriff Machine Vision nach Mersmann [101] dabei auch die Ableitung einer Entscheidung bzw. Aktion im Herstellungsprozess mit ein. Die Integration einer automatischen Sichtprüfung in den Fertigungsprozess wird dann als Inline-Prüfsystem bezeichnet.

Mersmann beschreibt beispielhaft die Nutzung eines u.a. im BMWi Verbundprojekt FALCON [43] entwickelten Machine Vision-Systems zur Automatisierung des Flechtprozesses von CFK-Preformen. Die Sensorik besteht aus einem Laserlichtschnittsensor zur 3D-Vermessung des Oberflächenprofils und einem CCD-Sensor mit diffusem Auflicht zur Aufnahme der Textur. Über die 3D-Information der Oberfläche wird das Kamerabild entzerrt und kann hinsichtlich Faserwinkel analysiert werden, dem ein Toleranzbereich von $\pm 5^\circ$ zugewiesen wird. Das System wird dabei so nahe wie möglich am Flechtring positioniert, um frühzeitig eine Abweichung des Zielflechtwinkels zu erkennen. Diese Information wird dann in einen Regelkreis eingespeist und die Abzugsgeschwindigkeit des Kerns über eine Übertragungsfunktion aktiv angepasst, um den Sollwinkel zu erreichen. Der Autor verweist allerdings auf die Problematik der Totzeiten des Regelkreises, also die Zeit vom Erkennen einer Flechtwinkelabweichung bis zu dessen Korrektur. Die Regelung des Flechtprozesses durch eine Inline-Überwachung der erzeugten Preform scheint daher nur für die Inbetriebnahme und einmalige Bestimmung der optimalen Abzugsgeschwindigkeit sinnvoll, nicht aber für eine dauerhafte Integration in der Prozess. Da sowohl die Antriebsmotoren der Flechtmaschine als auch der Roboter bereits eine interne Regelung besitzen, ist das Ergebnis reproduzierbar. Sinnvoll scheint hingegen eine Überwachung des Prozesses hinsichtlich möglicher Fehler, wie sie in Kapitel 2.1.2 beschrieben ist.

3.2.3 *Kommerzielle Messsysteme für die Textur- und Preformanalyse*

Auf dem Markt existieren bereits verschiedene kommerzielle Messsysteme, die eine Analyse von textilen Merkmalen ermögli-

chen, allerdings mit unterschiedlichen Zielsetzungen und häufig unter Verwendung kohlenstofffaserspezifischer Interaktionen mit Licht.

Zur einheitlichen Analyse der Drapierbarkeit von Geweben und Gelegen wurde von der Firma Textechno H. Stein GmbH & Co. KG der in Abbildung 29 gezeigte DRAPETEST¹ entwickelt [71]. Bei diesem Prüfgerät werden Textilien über einen von unten gegen das Halbzeug fahrenden, sphärischen Stempel umgeformt und dabei auftretende Effekte wie Lücken, Schlaufen und Faserwinkelvariationen optisch vermessen und über digitale Bildverarbeitungsalgorithmen ausgewertet. Zusätzlich wird auch die zum Umformen notwendige Kraft aufgezeichnet. Die optische Sensorik besteht aus einem Kamerasensor mit diffuser Dornbeleuchtung für Texturaufnahmen, sowie einem optionalen Laserlichtschnittsensor zur Erfassung großskaliger Effekte wie Falten. Die Testmethode ist zudem als DIN SPEC 8100 [1] veröffentlicht.

Da der Zweck des DRAPETEST die Analyse der Drapierbarkeit, nicht die Texturanalyse beliebiger geometrischer Körper ist, ist die Nutzung des Systems allerdings auf die dafür vorgesehene sphärische Geometrie beschränkt.

Die Firma Apodius GmbH², eine Ausgründung der RWTH Aachen, bietet darüber hinaus kommerziell Messsysteme zur Texturanalyse von Preformen an. Auch hier wird eine Flächenkamera mit diffusem Auflicht verwendet, um Texturinformationen wie Faserwinkel und Fremdkörper zu erkennen. Zudem wird eine optionale Kombination mit Laserlichtschnittsensor angeboten, mit der auch 3D-Geometrien erfasst werden können. Der genaue Umfang der Auswertungsverfahren sowie die Möglichkeit zur Weiterverarbeitung der Daten ist allerdings nicht bekannt.

¹ <http://www.textechno.com/product/drapetest/?lang=de>

² <http://apodius.de/de/>

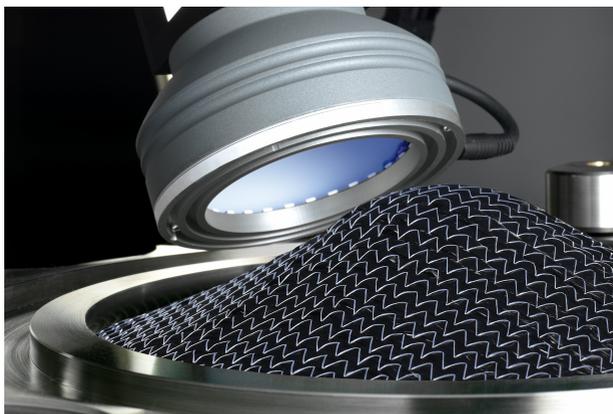


Abbildung 29: DRAPETEST-Messsystem zur Drapierbarkeitsprüfung von Geweben und Gelegen ([71], [20]).

3.2.3.1 Nutzung der Reflexionseigenschaften

Ein weiteres Verfahren, das auf den speziellen Reflexionseigenschaften von Kohlenstofffasern basiert, ist das FScan-System der Firma PROFACTOR GmbH³. Während die meisten Systeme versuchen, die Reflexionen der Textilien über Diffusbeleuchtung zu unterdrücken, nutzt das Verfahren die Eigenschaft, dass einfallendes Licht von Fasern nur bei bestimmten Beleuchtungsrichtungen zur Kamera reflektiert wird. Variiert der Azimutwinkel der Lichtquelle bezogen auf die Kamera, existieren genau zwei Reflexionsmaxima. Sind die Positionen von Kamera und Lichtquelle zueinander bekannt, kann darüber die Faserorientierung berechnet werden.

Das System nutzt hierfür 96 ringförmig angeordnete LEDs, die setweise nacheinander aktiviert werden um verschiedene Beleuchtungsrichtungen zu erzeugen. Die Bilddaten werden so in 8 RAW-Bildern gespeichert und ausgewertet (s. Abbildung 30). Je nach Material und Arbeitsabstand werden Messungenauigkeiten von durchschnittlich $0,59^\circ$ erreicht [160].

Nachteil des Systems ist die Limitierung auf ebene oder schwach

³ <https://www.profactor.at/>

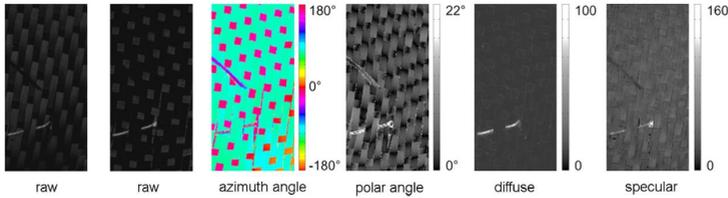


Abbildung 30: Bestimmung der Faserorientierung eines Gewebes über Reflexionseigenschaften [160]

gekrümmte Flächen, da aufgrund des Verfahrens sehr niedrige Arbeitsabstände zwischen Sensor und Oberfläche notwendig sind.

Im EU FP7 Projekt FibreMap wird das System für eine 3D-Auswertung von Faserorientierungen durch Anbringung des Sensors an einen Industrieroboter weiterentwickelt. Allerdings zeigen die Beispiele in [39], dass auch hier nur quasi-ebene Flächen analysiert werden können, da keine Zugänglichkeit zu steilen Flanken gegeben ist.

3.2.3.2 Nutzung der Polarisationsseigenschaften

Ein weiteres Verfahren, das die kohlenstoffaserspezifischen Eigenschaften in Bezug auf Lichtreflexionen nutzt, findet sich bei der Polarisationskamera POLKA des Fraunhofer-Instituts für Integrierte Schaltungen (IIS) [47]. Im Gegensatz zu Aramid- oder Glasfasern polarisieren Kohlenstofffasern einfallendes Licht in Faserrichtung. Dies führt einerseits dazu, wie von Orth [116] gezeigt, dass bereits polarisiertes Licht je nach Polarisationsrichtung unterschiedlich stark von den Fasern reflektiert wird. Andererseits kann dies auch genutzt werden, um die Faserrichtung von C-Faser-Textilien zu bestimmen.

Der Sensor besteht wie bei einer Flächenkamera aus einer Pixelmatrix, allerdings sind vor den Pixeln kleine Strukturen aufgebracht, die wie ein Polarisationsfilter wirken. Durch Nach-

prozessierung der Bilddaten kann so die Polarisationsrichtung, die dem menschlichen Auge normalerweise verborgen bleibt, als weitere Eigenschaft neben der Wellenamplitude (Wahrnehmung als Helligkeit) und der Wellenlänge (Wahrnehmung als Farbe) sichtbar gemacht werden. Die Polarisationsrichtung kann dann über die Berechnung der 4 Stokes-Parameter bestimmt werden (s. [119], S. 401-405) und entspricht der Faserrichtung.

3.3 BELEUCHTUNGSSTRATEGIEN FÜR TEXTILE WERKSTOFFE

Neben dem Sensor zur Bildaufnahme ist die Beleuchtung das wichtigste Element eines Bildaufnahmesystems. Aufgrund der komplexen Interaktion von Licht mit textilen Werkstoffen ergeben sich hohe Anforderungen an die Art der Beleuchtung. In der Dissertation von Orth [116] werden verschiedene kommerzielle Beleuchtungsarten auf ihre Eignung zur Texturanalyse von C-Faser-Gelegen und -Geweben untersucht. Wichtige Kriterien sind demnach:

- Keine störenden Reflexionen
- Eine möglichst gute Homogenität der Beleuchtung
- Richtungsunabhängigkeit, so dass die Erscheinung einer Probe nicht vom Ort der Fasern abhängt
- Der Kontrast, also das Helligkeitsverhältnis von unterschiedlichen Objekten wie Kohlenstofffasern und Nähten, sollte ausgewogen sein

Die wichtigsten Beleuchtungsvarianten werden in die Kategorien *Cloudy Day*, *axiales Auflicht*, *seitliches Auflicht* und *Dunkelfeld* unterteilt, welche im Folgenden beschrieben sind.

Cloudy Day: Die „*Cloudy Day*“ Beleuchtung entspricht einem diffusen Auflicht, beispielsweise über eine LED-Beleuchtung mit Diffusor oder eine Dombelichtung. Letztere ermöglicht äußerst homogene Ausleuchtungen ohne Reflexionen, da das Licht stark gestreut und gleichmäßig von allen Seiten eingestrahlt wird. Allerdings ist hierfür ein geringer Arbeitsabstand notwendig.

Aufgrund des niedrigen Kontrasts werden Konturen unterdrückt und die Bilder wirken weniger plastisch.

Axiales Auflicht: Das direkte Auflicht ist eine einfache Methode für nicht reflektierende Oberflächen, für die meist flächige oder um die Kamera ringförmige Beleuchtungen verwendet werden. Durch die senkrechte Lichteinstrahlung wird Schattenwurf reduziert. Störende Reflexionen können durch Einsatz von Polarisationsfiltern, einer Streuung des Lichts durch Diffusionsmedien oder leichte Schrägstellung der Beleuchtung reduziert werden. In Bezug auf C-Faser-Halbzeuge erfüllt das axiale Auflicht nach Orth alle Kriterien bis auf Schattenbildung und die Größe der auswertbaren Bildfläche.

Seitliches Auflicht: Beim seitlichen Auflicht erscheinen ebene und schräge Flächen unterschiedlich hell und es ergibt sich eine starke Richtungsabhängigkeit sowie Schattenbildung. Dadurch ist eine Symmetrie der Beleuchtung zur optischen Achse notwendig. Die Beleuchtungstechnik wird z.B. im FScan System der Firma PROFACTOR GmbH verwendet (vgl. Kapitel 3.2.3).

Dunkelfeld: Hier wird das Licht sehr flach und bei niedrigem Arbeitsabstand auf das Objekt eingestrahlt. Oberflächen, die vom Licht abgewandt sind, erscheinen dem Betrachter daher dunkel. Dies erzeugt eine starke Betonung von Anomalien wie schräge Kanten oder Vertiefungen. Bei Textilien ergibt sich eine inhomogene Ausleuchtung der Textur, zudem werden helle Nähte im Vergleich zu Kohlenstofffasern stark überbelichtet.

Die Ergebnisse der Bewertung von Orth [116] sind in Tabelle 4 aufgeführt. Er gelangt zu dem Schluss, dass eine Beleuchtung für C-Faser-Textilien rotationssymmetrisch zur Probe ausgerichtet sein sollte und dass diffuses Licht deutlich besser geeignet ist als polarisiertes Licht. Optimale Bildqualität liefert demnach eine Cloudy Day Beleuchtung in Form eines Lichtdoms.

Beleuchtungsart	Skizze	Bewertung
Cloudy-Day (z.B. Dom)		+ Reflexionsrobustheit + Homogenität + Richtungsabhängigkeit ± Kontrast
Axiales Auflicht		+ Reflexionsrobustheit + Homogenität + Richtungsabhängigkeit + Kontrast
Seitliches Auflicht		± Reflexionsrobustheit ± Homogenität - Richtungsabhängigkeit - Kontrast
Dunkelfeld		+ Reflexionsrobustheit - Homogenität + Richtungsabhängigkeit - Kontrast

Tabelle 4: Bewertung unterschiedlicher Beleuchtungsstrategien für C-Faser-Gelege nach Orth [116]

3.4 RÖNTGEN-COMPUTERTOMOGRAFIE ZUR VOLUMENANALYSE VON FKV

Da mit Sichtprüfverfahren nur die Oberfläche eines Werkstoffs analysiert werden kann, werden zur Erforschung der inneren Struktur eines Materials zerstörungsfreie Prüfverfahren angewendet, die eine volumetrische Betrachtung ermöglichen. Dies ist insbesondere für die Auswertung von Ondulationen im späteren Verlauf der Arbeit (s. z.B. Kapitel 5.2.2) notwendig, da diese nur am finalen Laminat analysiert werden können.

Zu den im Faserverbundbereich angewendeten Verfahren gehören insbesondere die Ultraschallprüfung [79, 131], Thermografie-Verfahren [127, 158], Wirbelstrommessverfahren [87, 143], sowie die Röntgen-Computertomografie. Von allen Verfahren bietet letzteres den höchsten Detailgrad, wenn es um die präzise Auswertung von Faserarchitekturinformationen in einem Verbundlaminat geht. Aus diesem Grund werden in dieser Arbeit, wenn erforderlich, Röntgen-CT-Aufnahmen zur Bestimmung dreidimensionaler Merkmale eingesetzt. Der folgende Abschnitt gibt einen kurzen Überblick über den aktuellen Stand der Technik.

Röntgenstrahlung beschreibt elektromagnetische Wellen zwischen 250 pm und 10 pm und liegt somit zwischen ultraviolettem Licht und Gammastrahlung. Röntgenstrahlen durchdringen Materie, wobei die Intensität nach dem Lambert-Beerschen Gesetz mit der zurückgelegten Weglänge exponentiell abnimmt. Diese Schwächung wird auf Röntgenbildern sichtbar gemacht. Sie ist näherungsweise von dem Produkt aus Dichte und der Kernladungszahl in dritter Potenz des durchdrungenen chemischen Elements abhängig, so lassen sich vor allem Varianzen inhomogener Werkstoffe sichtbar machen, wie Lufteinschlüsse in Faser-Kunststoff-Verbunden. Durch Kombination einer Vielzahl von Aufnahmen, bspw. durch kontinuierliches Drehen eines Messobjekts vor der Röntgenquelle, lassen sich dreidimensionale Aufnahmen rekonstruieren (Röntgen-Computertomografie).

Fortschritte wurden in den letzten Jahren durch Steigerung der erzielbaren Orts- und Kontrastauflösung erzielt [68]. So sind Auf-



Abbildung 31: Mittels μ CT rekonstruierte Faserarchitektur und Poren (rechts) eines Geflechtzylinders aus [100]

nahmen mit einer Auflösung bis unter 500 nm möglich (Nano-CT). Oberhalb folgt die Sub- μ -Technik und die Mikro-CT-Technik (μ CT), letztere mit Auflösungen bis zu $3\ \mu\text{m}$, sowie die Makro-CT für große Prüfobjekte mit üblichen Auflösungen zwischen $100\ \mu\text{m}$ und $800\ \mu\text{m}$.

Für faserverstärkte Kunststoffe kommt häufig die Mikro-CT-Technik zum Einsatz, da hier Faserarchitektur- und Laminatmerkmale auch in der Größenordnung von Laminatproben und kleineren Bauteilen ausreichend aufgelöst werden können. So wurden von Melenka et al. [100] und Djukic et al. [35] mithilfe der μ CT die Fadenarchitektur und der Porengehalt von Geflechtlaminaten untersucht (s. Abbildung 31).

Eine spezielle Form der elektromagnetischen Strahlung ist Synchrotronstrahlung, die in zyklischen Teilchenbeschleunigern wie der European Synchrotron Radiation Facility (ESRF) erzeugt werden kann. Aufgrund der im Vergleich zu Labor-CT-Anlagen geringen Strahlaufweitung eignet sie sich besonders für eine detailreiche Rekonstruktion komplexer Materialien [156]. Synchrotron-CT-Aufnahmen werden in dieser Arbeit unter anderem in Kapitel 5.2.2 zur isolierten Auswertung von Stehfadenondulationen in Geflechtlaminaten verwendet.

3.5 ZWISCHENFAZIT

Der Stand der Forschung und Technik in Bezug auf die Texturanalyse zeigt die Verfügbarkeit zahlreicher Verfahren, die eine

Auswertung faserverbundrelevanter Größen ermöglichen. Viele der verwendeten Messmethoden nutzen dabei werkstoffspezifische Eigenschaften, wie die Interaktion von Fasern mit Licht (Reflexion, Polarisation), oder ihre elektrische bzw. thermische Leitfähigkeit.

Zur Analyse der Faserarchitektur wurden insbesondere grauwertbasierte Bildverarbeitungsverfahren entwickelt, mit denen eine flächige Messung von Texturmerkmalen möglich ist. Die individuelle Erweiterbarkeit dieser Auswertungsalgorithmen sowie die werkstoffunabhängige Anwendbarkeit sprechen für den Einsatz digitaler Bildverarbeitung zur Qualitätsbestimmung in der Preformtechnologie. Auch eine Integration in den Prozess als Qualitätssicherungssystem ist damit möglich und wurde bereits demonstriert.

Allerdings gibt es kein System, mit dem eine dreidimensionale, vollflächige Texturanalyse von komplexen Geometrien möglich ist und mit dem gleichzeitig die Texturmerkmale in Bezug auf das Bauteil referenziert werden können. Dies ist jedoch notwendig, um Preformingprozesse anhand realer Bauteile zu analysieren, sowie analytische oder numerische Methoden zur Vorhersage des Preformergebnisses validieren zu können. Für letzteres müssen die erfassten Informationen zudem in ein nutzbares Datenformat übertragen werden.

Ziel dieser Arbeit ist daher die Entwicklung eines solchen Systems zur dreidimensionalen Texturanalyse von Preformen. Dabei dienen zunächst die Erkenntnisse aus den prozessbedingten Effekten auf die Faserarchitektur als Grundlage, um die Bandbreite von Faserarchitekturvariationen zu definieren. Diese sind die Grundlage für die Untersuchungen bzgl. ihrer Zusammenhänge mit den mechanischen Verbundeigenschaften. Letztere dienen zur Identifikation relevanter Texturmerkmale, die vom optischen Messsystem zur 3D-Preformanalyse erfasst werden sollen.

4

EINFLUSS VON PREFORMINGPROZESSEN AUF DIE FASERARCHITEKTUR

Das folgende Kapitel beschreibt die prozessbedingten Faserarchitekturvariationen der Preformverfahren Flechten und Drapieren. Ziel ist es, einen Überblick über mögliche Effekte zu erhalten, die für eine mechanisch basierte Qualitätsbetrachtung des Verbundwerkstoffes relevant sind. Ausgehend von den Ergebnissen können realistische Bereiche identifiziert werden, in denen Faserarchitektur-Merkmale an bauteilnahen, dreidimensionalen Strukturen variieren. Die Erkenntnisse bilden so die Basis für die in Kapitel 5 durchgeführten Korrelations-Untersuchungen in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffes.

Zur Analyse der Faserarchitektur kommen unter anderem bildgebende Verfahren zum Einsatz (Dokumentenscanner/Flachbettscanner, CCD-Kamerasensor), um die Textur flacher Textilien oder geometrisch einfacher Körper zu digitalisieren. Die automatische Auswertung der Faserorientierung erfolgt mithilfe digitaler Bildverarbeitung über den in Kap. 3.2.1 beschriebenen grauwertbasierten Ansatz des Faserinstituts Bremen [107]. Zur Bestimmung von Merkmalen, für die keine Algorithmen zur Auswertung verfügbar sind, erfolgt die Messung entweder über Bildpixel in einer Bildbearbeitungssoftware oder über Messgeräte direkt am Textil.

4.1 KATEGORISIERUNG DER FASERARCHITEKTURMERKMALE

Zur Beschreibung der fertigungsbedingten Effekte beim Flechten und Drapieren ist zunächst ergänzend zum Stand der Forschung eine Definition der Faserarchitekturmerkmale notwendig, die in der vorliegenden Arbeit angewendet wird. Die Faserarchitektur kann dabei als dreidimensionale Anordnung aller Fasern in einem Textil verstanden werden, wobei das kleinste verwendete Detail zur Beschreibung der Faden selbst ist, der bei den verwendeten C-Faser-Textilien in Form eines Filamentbündels (Roving) vorliegt. Insofern erfolgt die Faserarchitekturdefinition auf mesoskopischem Fadenlevel (s. Abbildung 32), ohne dass eine mikroskopische Betrachtung der Filamente innerhalb eines Fadens herangezogen wird. Die vollständige Beschreibung der Faserarchitektur eines Textils ist - unabhängig von der Halbzeugart - somit der räumliche Verlauf eines jeden Fadens zuzüglich seiner Querschnittsgeometrie an jedem Punkt entlang dieses Pfades. Alle anderen Merkmale leiten sich aus dieser dreidimensionalen Definition ab und dienen zur Vereinfachung. Dabei kann unterschieden werden zwischen Merkmalen, die eine Information senkrecht zur Textilebene benötigen, wie die inhärente Ondulation von Flechtfäden und zweidimensionalen Merkmalen die aus einer ebenen Betrachtung des Textils gewonnen werden können. Für die in diesem Kapitel untersuchten Zusammenhänge werden 2D-Merkmale analysiert, da sich diese mit digitaler Bildverarbeitung automatisch bestimmen lassen und so in das in Kapitel 6 beschriebene System zur optischen Texturanalyse implementiert werden können.

Abbildung 32 zeigt, dass eine vollständige Beschreibung der 2D-Faserarchitektur über die Merkmale Faserorientierung, Fadenbreite und Gaps erfolgen kann, wobei jedes Merkmal im Textil lokalen Variationen unterliegen kann. Sind die Fadenbreiten (als 2D-Projektion der Fadengeometrie) und die Positionen der Fäden zueinander bekannt, kann das Merkmal „Gaps“ daraus abgeleitet werden. Allerdings ist dessen Bestimmung wie in Kapitel 4.2.2 gezeigt bildverarbeitungstechnisch einfach, daher

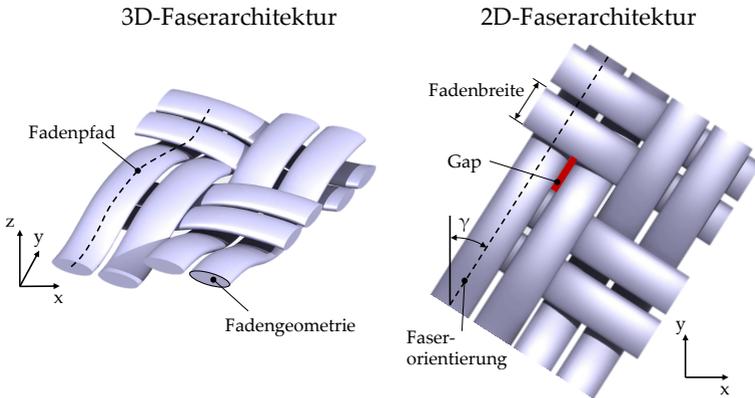


Abbildung 32: 3D- und 2D-Faserarchitekturdefinition.

werden Gaps als optisch messbares Merkmal hinzugenommen. Für die Untersuchungen werden entsprechend den Beschreibungen der Kapitel 2.1.2 und 2.2.3 folgende Definitionen der Faserarchitektur-Merkmale verwendet:

- (Lokaler) Flechtwinkel $[\circ]$: γ
Der mittlere Flechtwinkel ergibt sich aus Gleichung (1) und entspricht dem durchschnittlichen Winkel zwischen Kernlängsachse und umlaufendem Faden. Variiert der Flechtwinkel über den Umfang, wird er durch einen Flechtwinkelverlauf in Abhängigkeit vom Umfangswinkel φ beschrieben.
- Bedeckungsgrad (cover factor) [%]: cf
Der Bedeckungsgrad beschreibt die vom Geflecht prozentual bedeckte Fläche des Kerns.
- Gapbreite [mm]: G_w
Die geometrische Form der Gaps wird mit dem Merkmal Gapbreite beschrieben, da diese sich in der Regel kanalförmig über einen großen Bereich erstrecken und somit lokal eine rechteckige Form aufweisen.

- Fadenbreite [mm]: b_f
Die Fadenbreite entspricht unabhängig von der Halbzeugart dem senkrechten Abstand der Fadenkanten.

4.2 ROBOTERGESTÜTZTES RADIALFLECHTEN

Ziel dieses Kapitels ist es, die in der Literatur unzureichend beschriebenen Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Faserarchitektur-Merkmalen mit hohem Detailgrad experimentell zu quantifizieren, sowie die Einführung eines Qualitätsindex für Geflechte auf Basis dieser Merkmale.

Zunächst wird der Zusammenhang zwischen Flechtwinkel und Fadenbreite analysiert, der Basis für ein Verständnis der Prozessgrenzen beim Umflechten ist. Anschließend erfolgt die analytische und experimentelle Beschreibung des Bedeckungsgrades für biaxiale und triaxiale Geflechte. Da aus der Literatur keine Gleichung zur korrekten Berechnung des Bedeckungsgrades triaxialer Geflechte bekannt ist, wird eine neues analytisches Modell vorgestellt und experimentell validiert.

Der Einfluss von Kerngeometrien auf die Faserwinkelverteilung wird experimentell untersucht, eine analytische Betrachtung zur Faserwinkelvorhersage ist hierfür in Kapitel A.2 beschrieben. Im Anschluss erfolgt eine Betrachtung des Effekts der Flechtringgeometrie. Zuletzt werden die Einflüsse verschiedener Prozessparameter quantifiziert und die Qualität anhand verschiedener Merkmale in einem Index gebündelt.

4.2.1 *Zusammenhang zwischen Flechtwinkel und Fadenbreite*

Der Flechtwinkel γ ist nach Gleichung (1) eine Funktion des Kerndurchmessers D und der Kernvorschub-Geschwindigkeit v . Bei zylindrischen Kernen entspricht das theoretische Ergebnis in guter Näherung der Realität [128].

Ein theoretischer Zusammenhang mit der Fadenbreite ergibt sich, wenn als Ziel die volle Bedeckung des Kerns angestrebt und angenommen wird, dass alle Fäden lückenfrei nebeneinander abge-

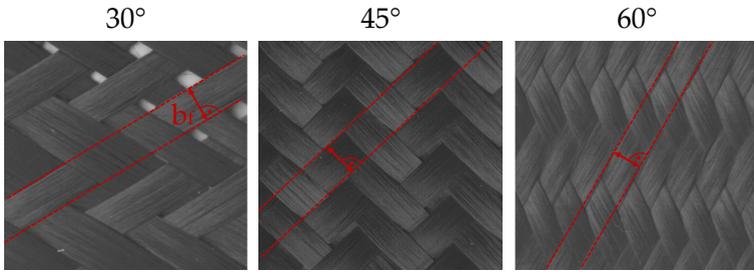


Abbildung 33: Eingescannte Bilddaten biaxialer 30°, 45° und 60°-Geflechte (Flechtmaschine RF-1-176-100, Kerndurchmesser $D = 120\text{ mm}$, Faser Tenax HTS40 12K 800tex).

legt werden. Um diese Anforderung zu erfüllen, muss die Summe aller Fadenbreiten b_f mit n_f Einzelfäden (entspricht der Gesamtanzahl der Klöppel) unter Berücksichtigung des Flechtwinkels γ dem Kernumfang entsprechen, also

$$\frac{n_f}{2} \frac{b_f}{\cos\gamma} = \pi D. \quad (12)$$

Dieser Zusammenhang wird häufig verwendet, um den mit einem Flechtsetup vollständig bedeckbaren Kernumfang zu bestimmen, da ein lückenfreies Geflecht meist Qualitätskriterium ist [10]. Hierfür muss allerdings die Fadenbreite exakt bekannt sein, die wiederum aufgrund der textilen Beschaffenheit des Fadens variabel ist und somit nicht als konstanter Wert angenommen werden kann. Für die Berechnung des Bedeckungsgrades als ein zentrales Qualitätsmerkmal in Kapitel 4.2.2 ist also zunächst die Bestimmung der Fadenbreiten notwendig, die für das vorliegende Kapitel über einen Messschieber erfolgt.

Für die Messung werden biaxiale Geflechte an der Radialflechtmaschine Herzog RF-1-176-100 mit der Faser Tenax HTS40 12K 800 tex, einem Kerndurchmesser $D = 120\text{ mm}$, einem Flechtring mit Innendurchmesser 130 mm und einer Fadenabzugskraft vom Klöppel von 350 g hergestellt.

Die in Abbildung 33 dargestellten biaxialen Geflechte besitzen durchschnittliche Flechtwinkel von 30° , 45° und 60° , da dies dem üblichen Flechtwinkelbereich entspricht, der für eine Bauteilproduktion relevant und prozesstechnisch realisierbar ist.

Die Fadenbreiten werden sowohl am Flecht kern direkt gemessen, als auch an Geflecht lagen, die entlang der Kernachse aufgetrennt und in die Ebene abgelegt werden (im Folgenden als abgewickelt bezeichnet). Letzteres Vorgehen wird auch verwendet, wenn mehrlagige Geflecht laminare für flache Prüfkörper hergestellt werden und ist somit relevant für die Bewertung der Faserarchitektur in Bezug auf ihre mechanische Eigenschaften. Von den vom Kern abgewickelten Geflechten werden mittels Messschieber je 20 Messwerte bestimmt, für das auf dem Kern befindliche Geflecht jeweils 6 Messwerte. Über die Bestimmung des Messreihenmittelwerts μ und der Standardabweichung s der Stichprobe ergibt sich die Dichtefunktion $\varphi_d(\mu, s^2)$ der normalverteilten Fadenbreite zu

$$\varphi_d(\mu, s^2) = \frac{1}{\sqrt{2\pi s^2}} \exp\left(-\frac{(x - \mu)^2}{2s^2}\right). \quad (13)$$

Die Normalverteilungen der Rovingbreiten zeigt Abbildung 34.

Die Ergebnisse zeigen eine Zunahme der Streuung der Rovingbreiten mit kleineren Flechtwinkeln. Die Ursache hierfür ist die höhere Packungsdichte der Geflechtfasern bei großen Flechtwinkeln. Die Rovinge schieben sich dadurch gegenseitig auf und erreichen ab einem Grenzflechtwinkel einen Zustand, bei dem sie durch die inhärenten Prozesskräfte nicht weiter kompaktiert werden können. Wird der Flechtwinkel darüber hinaus erhöht, reichen die Kräfte nicht aus, um die Fasern stärker zu stauchen und es entstehen Falten. Bei kleineren Flechtwinkeln hingegen weist das Geflecht größere Lücken auf, so dass mehr Spiel entsteht und Rovinge aneinander abgleiten können. Dies ergibt sich aus der Bedingung des Bedeckungsgrades (s. Gleichung (14)), der wiederum eine Funktion des Flechtwinkels ist. Aufgrund der Freiräume zwischen den Fasern können somit lokal größere Schwankungen der Breite auftreten.

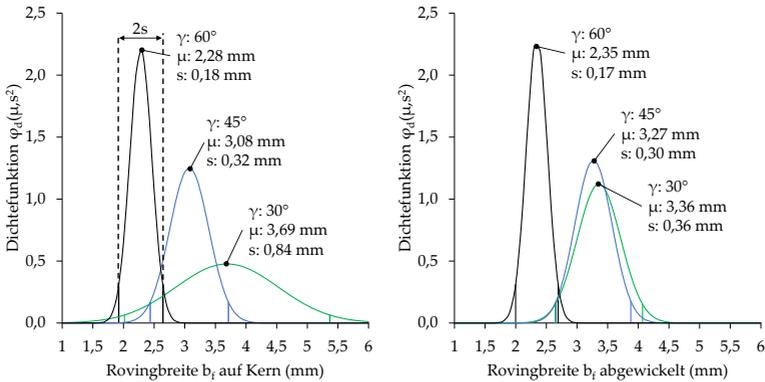


Abbildung 34: Normalverteilungen der Rovingbreiten eines biaxialen C-Faser-Geflechts bei unterschiedlichen Flechtwinkeln auf einem 120 mm-Flecht kern (links) und abgewickelt mit 2s-Bereich.

Die Streuung der Rovingbreiten bei kleinen Flechtwinkeln erscheint beim abgewickelten Geflecht gegenüber dem auf den Kern gespannten Geflecht reduziert. Eine Erklärung hierfür ist, dass das Geflecht unter Spannung auf dem Kern abgelegt wird und sich Rovinge beim Aufschneiden des Geflechts relaxieren. Bei größeren Flechtwinkeln ist die interne Reibung für diesen Vorgang zu hoch.

Unter Verwendung der Mittelwerte der Rovingbreiten ergibt sich das Potenzial der verwendeten Rovinge hinsichtlich ihrer variablen Ablagebreite zwischen ca. 2,3 mm und 3,7 mm. Dieser Bereich kann somit auch als „Breitenpotenzial“ bezeichnet werden. An den Grenzen dieses Bereichs und darüber hinaus entstehen wie von Birkefeld [10] und von Reden [128] gezeigt bei größeren Flechtwinkeln potenziell Falten im Geflecht und bei kleineren Flechtwinkeln zunehmend Lücken.

4.2.2 Zusammenhang zwischen Kerndurchmesser und Bedeckungsgrad

Für die meisten Anwendungen ist eine volle Bedeckung ($cf = 1$) Qualitätskriterium, da von einer Reduktion der mechanischen Eigenschaften auszugehen ist, wenn Lücken im Geflecht vorhanden sind. Allerdings existiert bisher keine umfangreiche experimentelle Untersuchung zu den Auswirkungen niedriger Bedeckungsgrade auf die Werkstoffeigenschaften. Darüber hinaus wird ein lückenfreies Geflecht auch häufig aufgrund des visuellen Eindrucks gefordert. Bevor die Ergebnisse der Korrelationsuntersuchungen in Kapitel 5 beschrieben werden, erfolgt zunächst die Beschreibung eines theoretischen Modells zur Bestimmung des Bedeckungsgrades, sowie die experimentelle Bestimmung anhand verschiedener Geflechtproben.

Rosenbaum [132] leitet folgende Gleichung her, um den Bedeckungsgrad eines biaxialen Geflechts abhängig von der Breite der Flechtfäden zu berechnen:

$$cf = \frac{b_f n_f}{\pi D \cos(\gamma)} - \left(\frac{b_f n_f}{2 \pi D \cos(\gamma)} \right)^2, \quad (14)$$

wobei b_f die Breite der Flechtfäden, D der Kerndurchmesser, γ der Flechtwinkel und n_f die Gesamtanzahl der Fäden im Geflecht sind. Diese Gleichung basiert auf der Flächenberechnung einer Einheitszelle (dem kleinsten wiederkehrenden Element eines Geflechtmodells, s. Abbildung 35) und zeigt, dass mit größer werdendem Kerndurchmesser der Bedeckungsgrad sinkt, insofern alle anderen Parameter konstant gehalten werden. Um eine präzise Vorhersage zu erreichen, muss die Breite der Flechtfäden möglichst exakt bekannt sein. Die Gleichung liefert für biaxiale Geflechte eine gute Annäherung, allerdings muss die Variation der Flechtfadensbreiten für unterschiedliche Kerndurchmesser, wie in Kapitel 4.2.1 beschrieben, berücksichtigt werden.

Für triaxiale Geflechte ist es komplexer, den Bedeckungsgrad analytisch zu berechnen, da die Stehfäden gemäß Kapitel 2.1.2 und wie in Abbildung 36 gezeigt meist ungleichmäßig verteilt

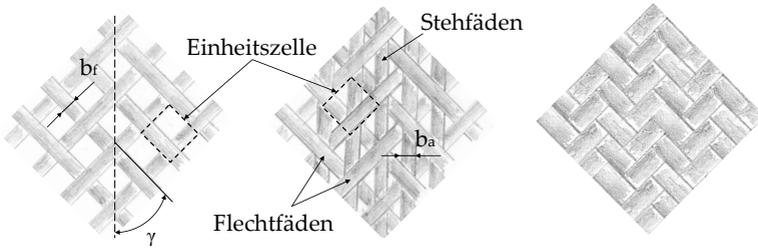


Abbildung 35: Biaxiales (links) und triaxiales Geflecht (Mitte) mit Bedeckungsgraden kleiner 1 und Geflecht mit voller Bedeckung (rechts).

sind. Zwar werden in der Literatur Gleichungen für die Bedeckungsgrad-Berechnung triaxialer Geflechte genannt [85], diese neigen allerdings zur Überschätzung der Bedeckung, da eine mittige Positionierung des Stehfadens in der Einheitszelle des Geflechts angenommen wird. Daher wird in dieser Arbeit ein neuer Ansatz gewählt, der die asymmetrische Stehfadenposition berücksichtigt, indem ein Verschiebungsparameter a eingeführt wird. Dabei ist $0 \geq a \geq a_{max}$, wobei die maximale Verschiebung des Stehfadens zum Rand der Einheitszelle bei $a = a_{max}$ stattfindet (s. Abbildung 37).

Zur Berechnung dient die Fläche einer vereinfachten Einheitszelle¹, die die Form einer Raute aufweist mit den Symmetrieachsen e_s und f_s , so dass gilt:

$$f_s = \frac{2 \pi D}{n_f} \quad (15)$$

und

$$e_s = f_s \cot \gamma, \quad (16)$$

¹ Die tatsächliche Einheitszelle ist abhängig von der Bindungsart und erstreckt sich für das verwendete 2:2-Geflecht über ein Feld von 2×2 Fadenkreuzungen, dies ist für die Bestimmung des Bedeckungsgrades allerdings unerheblich, da es keinen Unterschied macht welche Faden an der Oberfläche sichtbar ist.

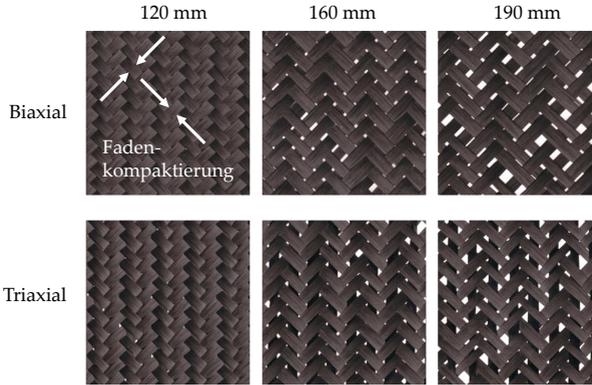


Abbildung 36: Scans biaxialer und triaxialer Geflechte auf verschiedenen Kerndurchmessern mit $\pm 45^\circ$ Flechtwinkel (Faser: Tenax HTS40 12K 800tex, Flechtmaschine: Herzog RF-1-176-100).

wodurch sich die Gesamtfläche der Einheitszelle zu $A = \frac{1}{2} \cdot e_s f_s$ ergibt. Die unbedeckte Fläche kann anschließend über die Differenz der Rautenfläche A und der Flächen der Flechtfäden A_s und des Stehfadens A_a berechnet werden, wobei A_s abhängig vom Flechtwinkel ist und mit

$$A_s = \left(\frac{\pi D}{n_f \sin(\gamma)} - \frac{b_f}{\sin(2\gamma)} \right)^2 \sin(2\gamma) \quad (17)$$

berechnet werden kann.

Die Bedeckungsfläche des Stehfadens hängt nun von der Position innerhalb der Einheitszelle ab. Gemäß Abbildung 37 existieren drei Positionen: A wenn der Stehfaden einen Teil beider Seiten der freien inneren Raute einnimmt ($a \leq b_a/2$, mit b_a als Breite des Stehfadens), B wenn der Faden nur in einer Hälfte der inneren Raute liegt ($a > b_a/2$) oder C , wenn eine Kante des Fadens die innere, freie Rautenfläche überschreitet.

Für Fall A lässt sich die durch die Fäden bedeckte Fläche trigonometrisch wie folgt berechnen:

$$\begin{aligned}
 A_{a,A} &= \overbrace{\left(\frac{2 \pi D}{n_f} \cot(\gamma) - \frac{b_f}{\sin(\gamma)} \right)}^{=h_s} b_a - 2 \overbrace{\frac{\left(\frac{1}{2} b_a + a \right)^2}{2}}^{=A_l} \cot(\gamma) \\
 &\quad - 2 \overbrace{\frac{\left(\frac{1}{2} b_a - a \right)^2}{2}}^{=A_r} \cot(\gamma) \\
 &= \cot(\gamma) \left(\frac{2 \pi D}{n_f} b_a - \frac{1}{2} b_a^2 - 2 a^2 \right) - \frac{b_f}{\sin(\gamma) b_a},
 \end{aligned} \tag{18}$$

wobei h_s die Höhe der freien, inneren Raute und A_l, A_r die Teilflächen des Stehfadens sind, die außerhalb der Einheitszelle liegen.

Für B erfolgt die Berechnung von A_a durch

$$\begin{aligned}
 A_{a,B} &= \overbrace{h_s + \cot(\gamma) (b_a - 2 a)}^{=h_a} b_a - 2 \overbrace{\frac{1}{2} b_a^2 \cot(\gamma)}^{=A_l} \\
 &= b_a (h_s - 2 a \cot(\gamma))
 \end{aligned} \tag{19}$$

und im Fall C über

$$A_{a,C} = \left(\overbrace{\frac{f_s - 2 \cdot b_f \cdot \cos(\gamma)}{2}}^{F_s} - a + \frac{b_a}{2} \right)^2 \cdot \tan(\gamma). \tag{20}$$

Letztere Gleichung repräsentiert gleichzeitig auch die maximale Verschiebung des Stehfadens zum Rand der Einheitszelle, da eine weitere Verschiebung durch die angrenzenden Flechtfäden unterbunden wird. Dadurch ergibt sich a_{max} zu

$$a_{max} = \frac{f_s}{2} - \frac{b_a}{2}. \tag{21}$$

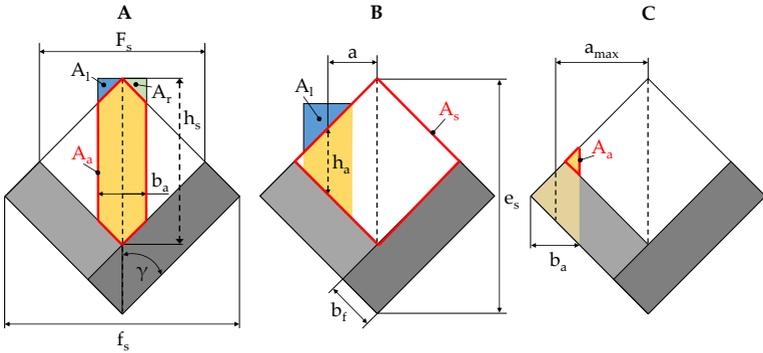


Abbildung 37: Einheitszelle eines Triaxial-Geflechts mit zentral ausgerichtetem (links) und zum Rand verschobenem Stehfaden (Mitte, rechts).

Die Berechnung des Bedeckungsgrades cf erfolgt nun als Verhältnis der bedeckten zur gesamten Einheitszellenfläche:

$$cf = \frac{A + A_a - A_s}{A} \quad (22)$$

Zur Validierung des Berechnungsmodells wurden in den studentischen Arbeiten von Dennis Brass [15] und Josephine Petermann [120] Geflechte mit Kerndurchmessern von 120 mm , 160 mm und 190 mm mit der Radialflechtmaschine Herzog RF-1-176-100 hergestellt, die Fadenbreiten ergänzend zu den Daten in Kapitel 4.2.1 vermessen und der Bedeckungsgrad sowohl rechnerisch über Gleichung (14) als auch über eine Auswertung mittels digitaler Bildverarbeitung bestimmt.

Da mit den Geflechtchargen auch mechanische Kennwerte ermittelt werden (s. Kapitel 5.2.2), wird der Geflechtsschlauch entlang der Kernachse aufgeschnitten und in die Ebene abgewickelt. Die Fadenbreitenmessung erfolgt anschließend an diesen flachen Geflechtlagen.

Für die Bestimmung des Bedeckungsgrades mit digitaler Bildverarbeitung werden die Geflechtproben mit einem Flachbettscanner (CanonScan LiDE 200) und einer Auflösung von

Tabelle 5: Bedeckungsgrade biaxialer und triaxialer Geflechte, die Berechnung für triaxiale Geflechte entspricht Fall C mit $a = a_{max}$ und Gleichung 20. Die visuelle Bestimmung erfolgt über eingescannte Geflechtproben und eine pixelweise Grauwertmessung in Matlab.

Geflecht	D [mm]	\bar{b}_f [mm]	\bar{b}_a [mm]	cf analytisch [%]	cf visuell [%]
Biax	120	3,08	-	100%	99,9%
Biax	160	3,50	-	98,2%	97,9%
Biax	190	3,70	-	94,8%	92,9%
Triax	120	2,84	2,17	99,9%	99,4%
Triax	160	3,18	2,84	97,6%	95,7%
Triax	190	3,56	2,79	93,7%	93,3%

1200 *dpi* eingescannt. Die Auswertung der Bilddaten erfolgt mit einem MATLAB-Algorithmus, indem die Anzahl der Pixel unterhalb eines bestimmten Grauwertes den (schwarzen) Fasern, oberhalb dem (weißen) Hintergrund zugewiesen werden (s. Abbildung 97). Der Bedeckungsgrad kann anschließend als das Verhältnis schwarzer Pixel zur Gesamtpixelanzahl berechnet werden. Um einen möglichst hohen Kontrast zu erzielen, werden die lückenhaften Geflechtproben auf einem weißen Hintergrund eingescannt.

Tabelle 5 zeigt Ergebnisse der analytischen und visuellen Bedeckungsgradbestimmung, wobei die analytische Berechnung für Fall C mit $a = a_{max}$ realistische Werte ergibt. Eine zentrale Stehfadenposition (Fall A) führt wie bei Kyosev [85] zu einer Überschätzung des Bedeckungsgrades, da der Stehfaden einen unrealistisch hohen Bereich der Einheitszelle bedeckt.

Mithilfe des berechneten oder optisch bestimmten Bedeckungsgrades kann eine direkte Korrelationsuntersuchung dieses visuellen Merkmals mit den mechanischen Eigenschaften des Faserbundwerkstoffs in Kapitel 5 erfolgen.

4.2.3 Einfluss der Kerngeometrie

Eine konstanter Flechtwinkel über den Kernumfang ergibt sich beim Flechten nur bei Verwendung eines zylindrischen Kerns, der konzentrisch und normal zur Flechtmaschinenebene geführt wird. Insbesondere bei realen Bauteilen mit komplexer Geometrie ist die Kenntnis des Zusammenhangs zwischen Kerngeometrie und Flechtwinkelverteilung wichtig für eine präzise Dimensionierung. Der Effekt der Kerngeometrie wird zunächst anhand verschiedener Geometrie-Beispiele experimentell demonstriert. Eine mathematische Herleitung der lokalen Flechtwinkelberechnung für Kernquerschnitte, die als Polygonzug beschrieben werden können, ist in Kapitel A.2 gegeben.

Zum Vergleich des analytischen Modells mit experimentellen Werten werden die in Abb. 38 skizzierten Kerngeometrien umflochten und der Flechtwinkel mithilfe digitaler Bildverarbeitung entlang des Umfangs ausgewertet. Hierzu werden Kerne mit rechteckigen (Seitenlängenverhältnisse 3:2 und 3:1) und trapezförmigen Querschnitten aus Schaum auf einer Radialflechtmaschine vom Typ Herzog RF-1-64 mit einem Biaxial-Geflecht umflochten. Als Fasern kommt der Typ Tenax HTS40 12K zum Einsatz. Die Kerne werden mit einem konstanten Vorschub von $v = 14,6 \text{ mm/s}$ durch einen kreisförmigen Flechtring mit Innendurchmesser $d = 70 \text{ mm}$ geführt, so dass sich entsprechend der Umfänge ein durchschnittlicher theoretischer Flechtwinkel von $\bar{\gamma} = 45^\circ$ ergeben würde (dies wäre bei einem kreisförmigen Kern mit gleichem Umfang der Fall).

Die Seitenflächen der Kerne werden anschließend mit einem Handdokumentenscanner digitalisiert und über grauwertbasierte Algorithmen ausgewertet.

Die Flechtwinkel werden analytisch mithilfe des in Kapitel A.2 beschriebenen kinematischen Ansatzes entlang der Teilsegmente für einen Klöppelbahnradius von $r = 1000 \text{ mm}$ (der ungefähre Bahnradius der RF-1-64) bestimmt.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Tendenz der Flechtwinkelabweichung - längere Kanten gehen mit einer Vergrößerung des Flechtwinkels einher - korrekt vorhergesagt wird. Mit zunehmender Abweichung der Kerngeometrie von einem Zylinder überschätzt

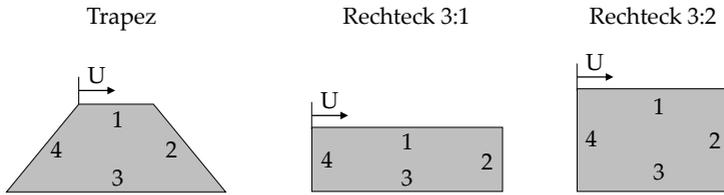


Abbildung 38: Umflochtene Kerngeometrien zur Bestimmung der Flechtwinkelverteilung.

das Modell jedoch die Differenz zum mittleren Flechtwinkel, welche bei den Messungen zwischen 2° und 7° liegen. Insbesondere bei sehr spitzen Winkeln, wie sie beim Trapez auftreten, überzeichnet das Berechnungsmodell die Winkelvarianz mit ca. 30° stark. Die Ursache hierfür ist, dass das kinematische Modell keine physikalischen Interaktionen der Fasern untereinander berücksichtigt, sowie keine Beeinflussung des Flechtwinkels durch den zuvor beschriebenen Pfad. Dieser Hysterese-Effekt entsteht dadurch, dass eine spontane Änderung des Flechtwinkels durch Reibung zwischen den Fasern und das Gleiten der Fasern entlang der Kernoberfläche verhindert wird. Ähnlich wie beim in Kapitel 2.1.2 beschriebenen S-Schlag verläuft ein Faden somit entlang eines kontinuierlichen Pfades ohne plötzliche Winkeländerungen. Insbesondere bei sehr kurzen Teilsegmenten reicht das Zeitintervall Δt_i mitunter nicht aus, damit sich der theoretische Flechtwinkel nach Gleichung (41) einstellt.

Ein weiterer reibungsbasierter Effekt, der die Flechtwinkelverteilung über den Umfang beeinflusst, entsteht durch die Kombination eines kreisrunden Flechtrings mit nicht-kreisförmigen Kernquerschnitten. Da das Geflecht sich erst nach der Umlenkung der Fasern in Abzugsrichtung vollständig ausbildet, entsteht zunächst ein Geflechtsschlauch, der sich im Anschluss an die Kerngeometrie anlegt. Insbesondere bei Kernen mit großem Abstand von Flechtring zur Kernoberfläche ist hier die Betrachtung eines Einzelfadens nicht mehr zielführend, da starke Interaktionen der Fasern im Geflecht stattfinden. Zudem entstehen, wie

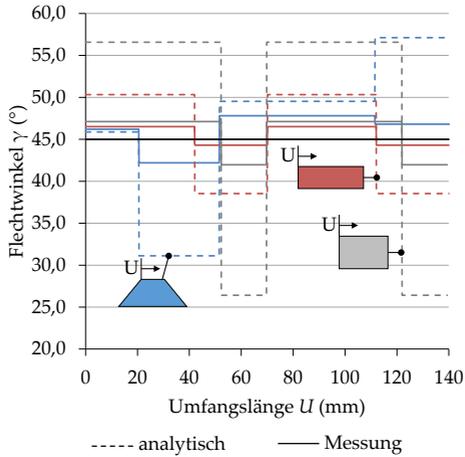


Abbildung 39: Analytische und experimentell bestimmte Flechtwinkelverteilung über den Umfang verschiedener Kernprofile.

im folgenden Kapitel beschrieben, zusätzliche Einflüsse auf die Flechtwinkelverteilung durch den variablen Abstand zwischen Kernoberfläche und Flechtring.

In Kapitel 7.3 wird gezeigt, dass die Berechnung bei rechteckigen Kernen mit größeren Umfängen und einem an die Geometrie angepasstem Flechtring zu präziseren Vorhersagen des Flechtwinkels mithilfe des kinematischen Modells der Einzelfadenkinematik führt.

4.2.4 Einfluss der Flechtring-Geometrie

Neben dem Flechtkern hat auch die Flechtringgeometrie einen Einfluss auf die Winkelverteilung über den Kernumfang, welche im Folgenden untersucht wird.

Zur Demonstration werden zylindrische Kerne vom Durchmesser 45 mm mit einem elliptischen Flechtring an der Radialflechtmaschine RF-1-64 umflochten. Die Längen der Flechtring-Halbachsen betragen $a_{ell} = 240\text{ mm}$ und $b_{ell} = 70\text{ mm}$. Als Flechtsetup werden volle biaxiale und triaxiale Besetzungen

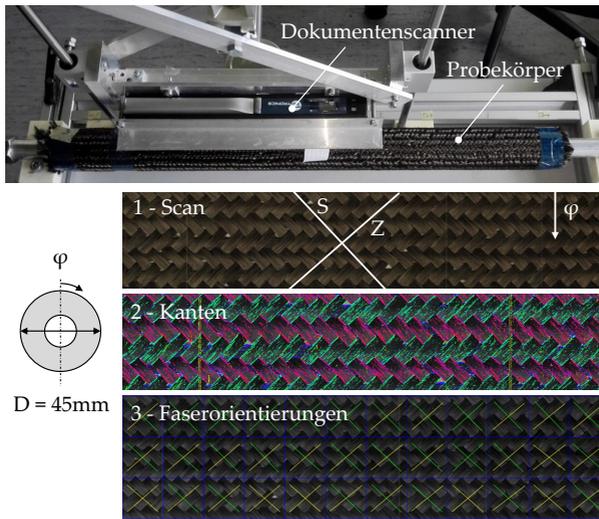


Abbildung 40: Vorrichtung zum Scannen der Geflechtprüfkörper mittels Dokumentenscanner und Auswertung der Faserorientierung eines eingescannten Geflechtprüfkörpers über grauwertbasierte Kantendetektion (vgl. Kapitel 3.2.1, [107]).

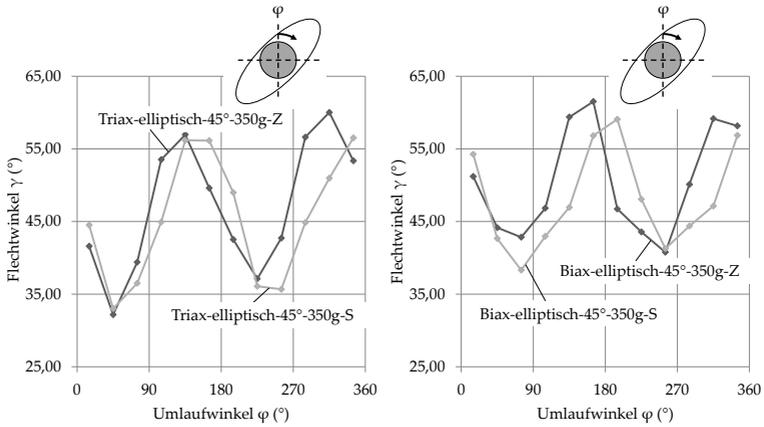


Abbildung 41: Flechtwinkelverteilung über den Umfang eines zylindrischen Kerns beim Einsatz eines elliptischen Flechtrings.

mit der Faser Tenax HTS40 12K gewählt. Die Faserorientierung wird über die gesamte Textur ebenfalls mithilfe grauwertbasierter Kantendetektionsverfahren bestimmt (s. Abbildung 40). Hierzu erfolgt zunächst eine Unterteilung der Scans in ein Raster mit 12×12 Teilbildern, dies entspricht ca. 510×430 Pixeln je Teilbild. Die Faserwinkelbestimmung erfolgt für jedes Teilbild, dadurch stehen 144 Messwerte je Kern zur Verfügung.

Die in Abbildung 41 dargestellten Ergebnisse des Versuchs zeigen einen minimalen Flechtwinkel im Bereich der langen Halbachse (Zone 1). Im Bereich der kurzen Halbachse (Zone 2) tritt das Flechtwinkelmaximum auf. Die Differenz zwischen minimalem und maximalem Flechtwinkel beträgt beim triaxialen Geflecht ca. 24° – 28° , beim biaxialen Geflecht ca. 21° . Das ist zunächst widersprüchlich zu dem in Kapitel 4.2.3 beschriebenen Modell, da sich der Faden über einen Umfangswinkel von je $\pi/2$ in gleicher Zeit und somit mit konstantem Winkel auf den Kern ablegen müsste. Der Unterschied zum theoretischen Modell entsteht hier durch die Faden-Faden-Interaktionen in der Konvergenzzone (dem Bereich zwischen Flechtring und Kern). Wie in 42 dargestellt, existieren deutlich mehr Kreuzungspunkte zwi-

schen den gegenläufigen Fadensystemen in Zone 1. Die erhöhte Reibung zwischen den Fäden führt dazu, dass in der Zone mit mehr Kreuzungspunkte der Faden „ausgebremst“ wird und sich gemäß Gleichung (41) lokal ein kleinerer Flechtwinkel einstellt. In Zone 2 beschleunigt der Faden wieder, da die durch Flügelradrehzahl, Kerndurchmesser und Abzugsgeschwindigkeit vorgegebene Gesamtumlaufzeit eine Zwangsbedingung darstellt. In diesem Fall beträgt der mittlere Flechtwinkel etwa 50° . Der Effekt äußert sich zudem in der Varianz der Konvergenzhöhen H_1 und H_2 .

Das Beispiel zeigt, dass durch die Geometrie des Flechtrings aufgrund von Faden-Faden-Interaktionen in der Konvergenzzone eine starke Beeinflussung der Faserorientierung über den Umfang möglich ist, allerdings mit der Einschränkung eines durchschnittlichen, durch Prozessparameter festgelegten Flechtwinkels. Gezielt eingesetzt kann über die Variation der Flechtringgeometrie eine lokale Anpassung der Faserorientierung erfolgen, um so mit komplexen Kerngeometrien oder Lastfällen optimal umgehen zu können. Insbesondere in Kombination mit einem nicht-zylindrischen Kern ließen sich so die in Kapitel 4.2.3 beschriebenen Effekte der Kerngeometrie zumindest teilweise kompensieren. Alternativ bietet ein Verständnis über reibungsbasierte Effekte auch die Möglichkeit, den lokalen Reibkoeffizienten des Flechtrings (z.B. über eine variable Oberflächenstrukturierung) anzupassen und so gezielt Einfluss auf die Flechtwinkelverteilung zu nehmen. Ein Anwendungsbeispiel ist in Kapitel 7.3 beschrieben.

Weitere Effekte, wie der Einfluss einer exzentrischen Kernführung oder eines schräg zur Flechtebene orientierten Kerns, sind in Kapitel 2.1.2 aufgeführt und werden in der Literatur ausreichend beschrieben.

4.2.5 *Einfluss von Prozessparametern auf die visuelle Geflechtqualität*

Durch die Wechselwirkungen von Prozessparametern entstehen auch unterschiedlich stark ausgeprägte Streuungen der Faserarchitekturmerkmale, die potenziell einen großen Einfluss

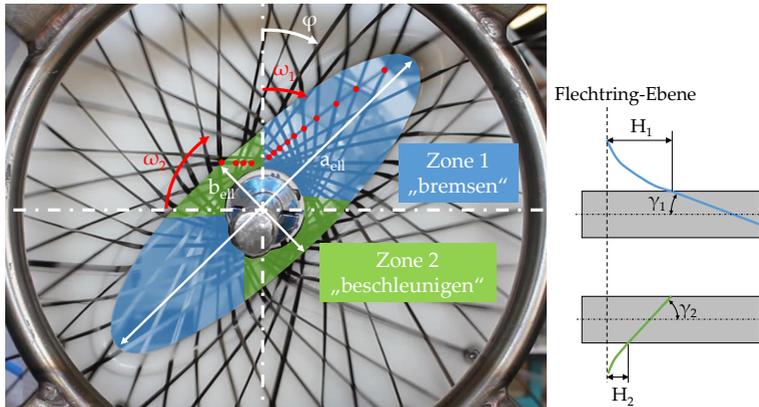


Abbildung 42: Variation der Reibungsverhältnisse und Konvergenzhöhen beim Einsatz eines elliptischen Flechtrings.

auf die Werkstoffeigenschaften besitzen. Ziel der folgenden Untersuchungsreihe ist die Einführung eines Qualitätsindex, der die Summe aller bildverarbeitungstechnisch auswertbaren Merkmale bündelt und so eine optisch messbare Größe zur Bewertung von Geflechtem darstellt. Um die visuelle Qualität von Geflechtem mit mechanischen Eigenschaften zu korrelieren erfolgen in Kapitel 5.2.1 mechanische Tests an äquivalenten Geflechtem.

Um den Einfluss von wählbaren Prozessparametern auf die Qualität von Geflechtem zu untersuchen, werden Geflechtrohre an der Radialflechtmaschine RF-1-64 produziert und Geflechtmerkmale mit Methoden der digitalen Bildverarbeitung ausgewertet [83]. Als Kerne kommen zylindrische Rohre mit einem Durchmesser von 45 mm zum Einsatz. Dies entspricht dem Durchmesser, bei dem eine volle Besetzung der Flechtmaschine mit der gewählten Faser vom Typ Tenax HTS40 12K 800 tex eine vollständige Bedeckung des Kerns in einem breiten Flechtwinkelspektrum ermöglicht.

Für das Versuchsprogramm werden die Parameter „Geflechtstyp“ (biaxial oder triaxial), „Flechtringdurchmesser“, „Flechtwinkel“

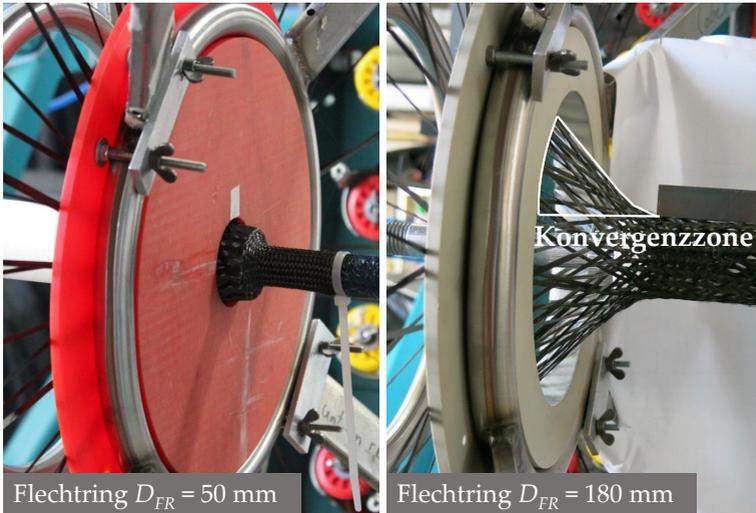


Abbildung 43: Einfluss auf die Ausbildung der Konvergenzzone durch Flechtringe mit Innendurchmessern $D_{FR} = 50 \text{ mm}$ und $D_{FR} = 180 \text{ mm}$.

und „Fadenkraft“ variiert. Der detaillierte Versuchsplan ist im Anhang B.1 in Tabelle 27 dargestellt. Die Spreizungen der Parameter sind so gewählt, dass sie einem realistischen Spektrum beim Flechten realer Bauteile entsprechen.

Die aus einem Hartschaummaterial hergestellten Kerne mit einer Länge von 600 mm werden mittels Industrieroboter zentrisch und mit konstanter Geschwindigkeit durch die Flechtmaschine geführt und einlagig umflochten. Anschließend erfolgt die Aufnahme der Geflechtrohre in Umfangsrichtung mit einem Dokumentenscanner und einer Auflösung von 900 dpi (s. Abbildung 43).

Ausgewertet werden die Merkmale Faserorientierung (Flechtwinkel), Fadenbreite und Bedeckungsgrad. Die Geflechte werden hierfür wie in Abbildung 40 dargestellt digitalisiert und die Flechtwinkelverteilung sowie der Bedeckungsgrad über digitale Bildverarbeitungsalgorithmen ausgewertet.

Da eine automatische Bestimmung der Fadenbreite für diese Untersuchung nicht zur Verfügung steht, wird diese mittels Messschieber an je 64 Stellen direkt am Flechtkern vermessen. Die Messpositionen befinden sich in Umfangsrichtung gleichmäßig an 8 Stellen und in Längsrichtung an 4 Positionen für beide Flechtfadensystemen.

Abbildung 44 und 45 zeigen exemplarisch die Verteilung der Fadenbreiten- und Flechtwinkelmessungen über den Umlaufwinkel bei zwei Kernen mit stark unterschiedlichen Merkmalsausprägungen. Der subjektive Eindruck geringer Qualität spiegelt sich hier in den Streuungen der Merkmale wieder. Die Verläufe von Fadenbreite und Flechtwinkel zeigen, dass eine ungeeignete Parameterwahl mit einem starken Anstieg der Streuung dieser Merkmale über den Umfang einhergeht. Diese Inhomogenität kann als Standardabweichung der Messreihe berechnet werden und dient zur Bestimmung des Qualitätsindex in Abbildung 46. Beim Geflecht mit optimaler Parameterwahl (Biaxiales Geflecht, 50 mm Flechtringdurchmesser, 60° Flechtwinkel, 600 g Fadenabzugskraft) beträgt die Differenz der minimalen und maximalen Flechtwinkel 3,9° bei einer Standardabweichung von $s = 1,8^\circ$. Das Geflecht mit ungeeigneten Fertigungsparametern (Biaxiales Geflecht, 180 mm Flechtringdurchmesser, 30° Flechtwinkel, 600 g Fadenabzugskraft) weist hingegen eine Winkeldifferenz von 14° und eine Standardabweichung von $s = 5,4^\circ$ auf.

Im Fall des Bedeckungsgrades entspricht optimale Qualität einer vollen Bedeckung des Geflechts, so dass hier der Bedeckungsgrad selbst als Qualitätsparameter und nicht dessen Standardabweichung verwendet wird.

Zur Bestimmung des Qualitätsindex werden alle 3 Faktoren miteinander verrechnet. Dies erfordert zunächst die Übertragung der verschiedenen physikalischen Merkmale in eine normierte Zahlendarstellung. Hierzu werden die Ergebnisse der Versuchsreihe ausgewertet und die Qualitätsgrößen zwischen den maximal und minimal erzielten Werten in je 6 Qualitätskategorien unterteilt (s. Tabelle 6), eine hoher Wert entspricht dabei einer hohen Qualität des jeweiligen Merkmals. Die Summe aller Quali-

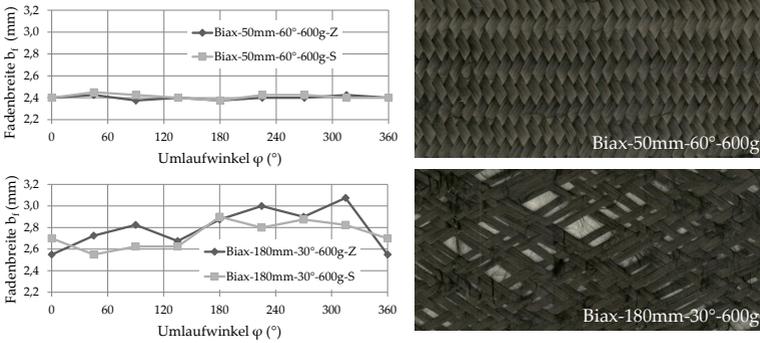


Abbildung 44: Fadenbreitenverteilung eines Geflechts mit 100% Qualitätsindex (oben) und 21% Qualitätsindex.

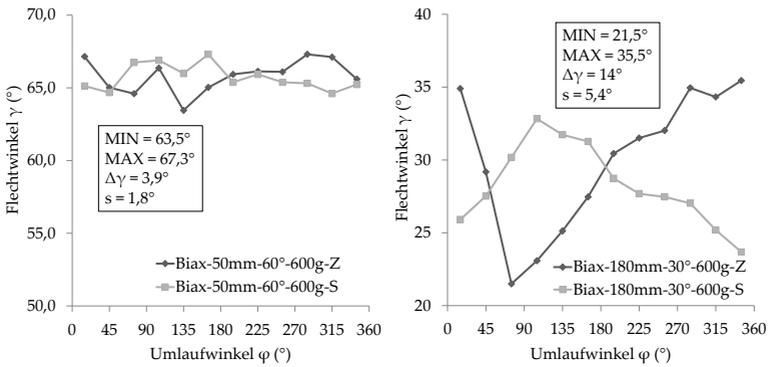


Abbildung 45: Flechtwinkelverteilung eines Geflechts mit 100% Qualitätsindex (links) und 21% Qualitätsindex.

Tabelle 6: Aufteilung der Geflecht-Qualitätswerte zur Bestimmung des Qualitätsindex für den Bedeckungsgrad cf sowie die Standardabweichungen von Fadenbreite (s_b) und Flechtwinkel (s_γ)

Qualitätswert Q	6	5	4	3	2	1
s_γ [°]	0-2,0	2-2,5	2,5-3,0	3-4,0	4-5,0	>5
s_b [mm]	0-0,1	0,1-0,15	0,15-0,2	0,2-0,25	0,25-0,3	>0,3
cf [-]	>0,99	>0,98	>0,97	>0,96	>0,95	>0,94

tätswerte ergibt dann den Qualitätsindex des Geflechts.

Da für strukturelle Anwendungen in der Regel die Einhaltung eines definierten Flechtwinkels gefordert ist, wird dessen Qualitätskriterium in der folgenden Betrachtung mit einem Faktor 2 beaufschlagt. Somit ergibt sich eine Maximalpunktzahl von 24. Der normierte Qualitätsindex in Prozent des maximal erreichbaren Werts berechnet sich dann durch

$$Q_{ges} = (2Q(s_\gamma) + Q(s_b) + Q(cf)) \frac{1}{24}. \quad (23)$$

Das bestbewertete Geflecht weist also eine minimale Streuung von Flechtwinkel und Fadenbreite sowie eine möglichst hohe Bedeckung auf.

Abbildung 46 zeigt die Ergebnisse der Versuchsreihe in Form der berechneten Qualitätsindizes. Die Darstellung zeigt ein starkes Gefälle der Geflechtqualität bei großem Flechtringdurchmesser. Die Ursache hierfür liegt in der Vergrößerung der Konvergenzzone des Geflechts, also dem Bereich zwischen Flechtring und Kernposition, an der sich der Geflechtkegel auf dem Kern ablegt (s. Abbildung 43). In dieser Zone ist das Geflecht bereits in Abzugsrichtung umgelenkt und die Fasern gleiten unter hoher Spannung übereinander ab. Dabei entstehen starke Störungen der Faserarchitektur sowie Faserschädigung. Je geringer die Konvergenzzone ausgeprägt ist, desto weniger anfällig ist das Geflecht für reibungsbasierte Störungen und desto gleichmäßiger kann es sich ausbilden.

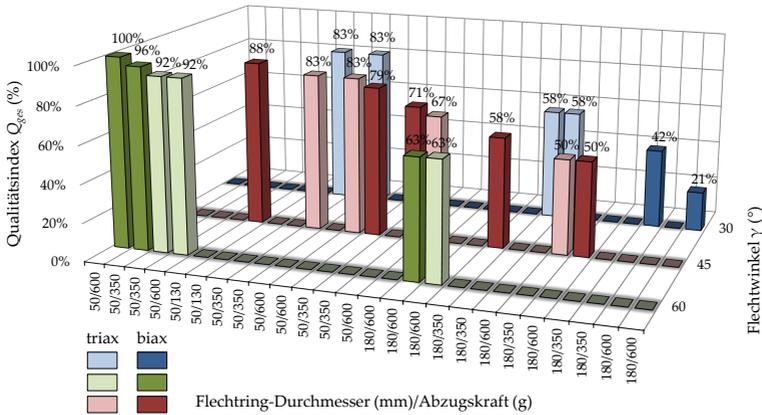


Abbildung 46: Qualitätsindizes der untersuchten Geflechte berechnet nach Gleichung (23).

Die Quantifizierung der Effekte einzelner Prozessparameter erfolgt mithilfe der Methode der statistischen Versuchsplanung [141]. Hierzu werden für jeden Parameter die Mittelwerte der Versuchsreihen-Ergebnisse bestimmt, bei denen der jeweilige Parameter eine bestimmte Ausprägung besitzt (bspw. alle Versuchsreihen mit einem Flechtwinkel von 30°). Die Darstellung der Mittelwerte für die jeweils größte und kleinste Ausprägung eines Parameters ermöglicht den Vergleich mehrerer, physikalisch unabhängiger Größen. Die Differenz der Mittelwerte für einen Parameter wird dann als „Effekt“ bezeichnet. Die so erzeugten Effektdiagramme in Abbildung 47 für die Ergebnisse Flechtwinkel-Standardabweichung, Fadenbreiten-Standardabweichung und Bedeckungsgrad zeigen den Einfluss der Versuchsparameter auf das jeweilige Qualitätsmerkmal.

Aus den Effektdiagrammen lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Der Flechtring besitzt den größten Einfluss auf die Streuung des Flechtwinkels und des Bedeckungsgrades. Je größer der Flechtring in Bezug auf den Kerndurchmesser, desto größer wird die Inhomogenität des Geflechts aufgrund der Faser-

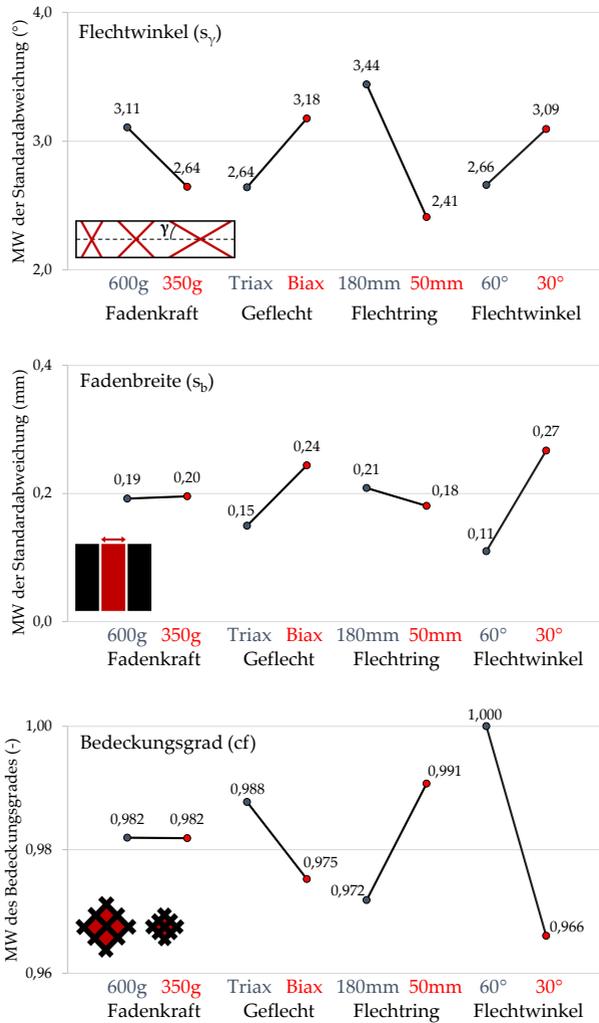


Abbildung 47: Effektdiagramme der Fertigungseinflüsse beim Radialflechten. Die Daten repräsentieren alle Mittelwerte der Messergebnisse mit entsprechender Ausprägung eines Prozess-Parameters.

Faser-Interaktion in der Konvergenzzone. Die Flechtwinkel-differenz des am besten bewerteten Geflechts beträgt $3,9^\circ$ ($s = 1,8^\circ$), die des am geringsten bewerteten Geflechts 14° ($s = 5,4^\circ$).

- Der Flechtwinkel besitzt einen ausgeprägten Einfluss auf die Streuung der Fadenbreite und des Bedeckungsgrades. Dies ergibt sich aus der bereits beschriebenen transversalen Stauchung der Fasern mit zunehmendem Flechtwinkel, sowie der Entstehung von Lücken bei kleinerem Flechtwinkel aufgrund der Zusammenhänge in Gleichung (14).
- Triaxiale Geflechte weisen im Vergleich zu biaxialen Geflechten aufgrund der größeren internen Reibung häufig eine geringere Standardabweichung von Flechtwinkel und Fadenbreite auf.
- Die Fadenabzugskraft hat einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Qualitätsmerkmale, insbesondere bei der Fadenbreite und dem Bedeckungsgrad sind keine signifikanten Abweichungen vorhanden. Bei größeren Abzugskräften ergibt sich jedoch visuell eine (quantitativ hier nicht darstellbare) stärkere Faserschädigung und dadurch hervorgerufen eine größere Flechtwinkel-Streuung. Daher sollte die Fadenabzugskraft für eine optimale Geflechtqualität so hoch wie nötig, aber so gering wie möglich gewählt werden.

4.3 DRAPIEREN FLÄCHIGER HALBZEUGE

Beim Drapieren entsteht das Preformergebnis aus einer Kombination von Prozess, Bauteilgeometrie und Halbzeuge (s. Abbildung 48). Eine einzige Standardgeometrie analog zum Zylinder beim Flechten existiert nicht und somit auch keine allgemeingültige Aussage in Bezug auf die Auswirkungen von Prozessparametern auf die Faserarchitektur. In dieser Arbeit wird daher zur Analyse von Fertigungseffekten die in der Literatur häufig eingesetzte Double-Dome-Geometrie (s. Abbildung 49) in einem Stempelprozess verwendet.

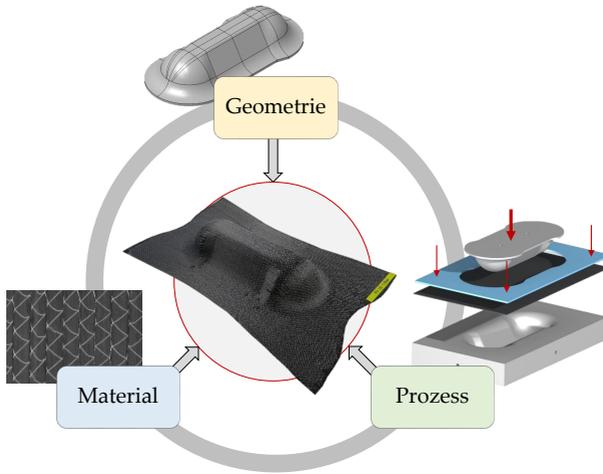


Abbildung 48: Schema zur Darstellung der Zusammenhänge beim Drapieren zwischen Geometrie, Material und Prozess.

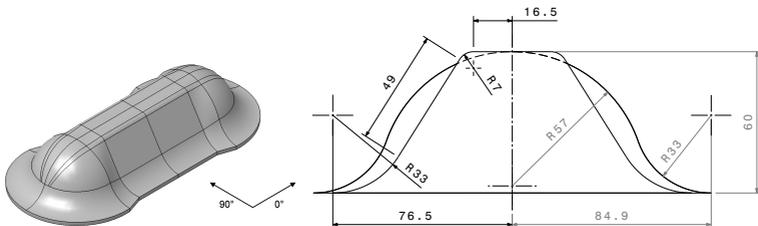


Abbildung 49: Generische Double-Dome-Geometrie

Als Halbzeug kommen ausschließlich Kohlenstofffaser-Gelege zum Einsatz, da diese im Gegensatz zu Geflechtes und Geweben geringere inhärente Ondulationen aufweisen und durch ihre Wirkbindung eine ergänzende Untersuchung von Faserarchitekturvariationen darstellen. Zudem sind Gelege aufgrund ihrer potenziell höheren mechanischen Eigenschaften im Faserverbundwerkstoff für strukturelle Bauteile die bevorzugte Halbzeugart.

Tabelle 7: Verwendete C-Faser-Gelege zur Untersuchung der Gap-Entstehung.

Eigenschaften	BIAX	UD
Faserorientierung	0°/90°	0°
Flächengewicht	416 g/m ² ± 5%	206 g/cm ² ± 5,4%
Binderanteil	6 g/m ² ± 5%	8 g/m ² ± 15%
Faserfixierung	Trikot-Bindung	Gitter

Zunächst erfolgt eine exemplarische Vermessung der prozessinduzierten Gaps am Beispiel der Double-Dome-Form, die als Ausgangspunkt für die in Kapitel 5.3.1 durchgeführten Kennwertermittlungen dient. Zur Bewertung der Einflüsse von Prozessparametern wird in Kapitel 4.3.2 der Effekt des Niederhalterdrucks im Stempelverfahren auf die Preformgeometrie ermittelt.

4.3.1 Auswirkungen des Drapierverfahrens auf Gapgrößen

Die dreidimensionale Umformung eines ebenen Halbzeugs bewirkt wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben zwangsläufig eine Änderung der ursprünglichen Faserarchitektur. Neben der Faserwinkeländerung sind insbesondere Gaps für eine Qualitätsbewertung relevant, da diese eine potenzielle Schwachstelle im späteren Faserverbundwerkstoff darstellen (s. Kapitel 2.2.4).

Untersucht werden ein biaxiales 0°/90°- und ein unidirektionales Gelege der Firma Saertex GmbH (Eigenschaften s. Tabelle 7) mit Fasern vom Typ Toray T700S 50C zum Einsatz, die im Folgenden als BIAX- und UD-Gelege bezeichnet sind. Das BIAX-Material ist mit einer Trikotbindung fixiert (s. Abbildung 15), das UD-Gelege beidseitig mit einem rautenförmigen Gitter aus thermoplastischen Fäden. Letztere verlaufen in einem Winkel von ca. 77° zur Produktionsrichtung und stabilisieren damit das Gelege hauptsächlich quer zur Faserrichtung. Die jeweiligen Materialdaten sind in Tabelle 7 aufgeführt.

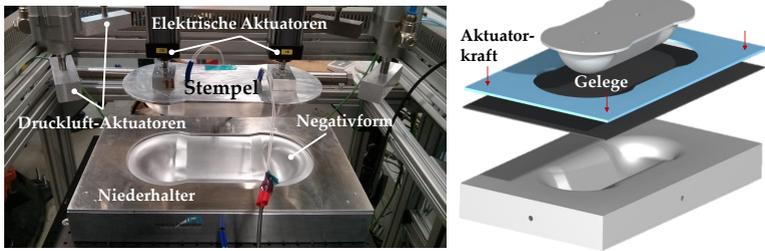


Abbildung 50: Drapiereteststand zur Preformherstellung.

Damit eine Analyse der durch den Drapierprozess hervorgerufenen Gaps durchgeführt werden kann, ist zunächst eine Abgrenzung zu den inhärent im Halbzeug vorhandenen Gaps notwendig. Eine detaillierte Beschreibung der inhärenten Gap-Vermessung ist in Kapitel B.2 gegeben. Der Mittelwert der Gapbreiten des Biaxial-Geleges beträgt $G_w = 0,8 \text{ mm}$ ($s = 0,43 \text{ mm}$) mit einer maximalen Gapbreite von $G_{w,max} = 1,9 \text{ mm}$. Beim UD Gelege besitzt die Hälfte aller gemessenen Gaps eine Breite $G_w \leq 1 \text{ mm}$, 96% der Gapbreiten sind kleiner als $2,5 \text{ mm}$.

Die Änderungen der Gapgrößen werden im Folgenden am Beispiel eines einteiligen Stempelprozesses mittels Double-Dome-Geometrie untersucht. Dafür werden mit beiden Halbzeugen jeweils zwei Preformen aus je zwei Halbzeug-Zuschnitten mit einer Größe von $510 \text{ mm} \times 308 \text{ mm}$ (dies entspricht der Grundfläche der Negativform) hergestellt. Die Umformung erfolgt an dem in Abbildung 50 dargestellten Drapiereteststand. Zur Fixierung der Preform dient ein zwischen die Lagen eingebrachtes thermoplastisches Bindervlies vom Typ Spunfab PA1541 mit 6 g/m^2 Flächengewicht, welches nach dem Umformprozess bei ca. 110°C aufgeschmolzen wird und nach der Abkühlphase als Klebstoff zwischen den beiden Lagen wirkt.

Zur Drapierung wird das Textil zunächst flach auf die Oberseite des Unterwerkzeugs positioniert. Eine Fixierung des Geleges während des Drapiervorgangs erfolgt über ein Niederhalter-Blech, das den ebenen Rand des Werkzeugs bedeckt und eine mittige Öffnung mit der Kontur des Double-Domes aufweist.

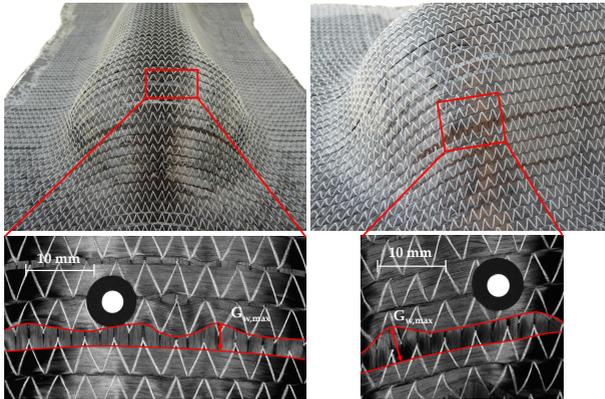


Abbildung 51: Umgeformte BIAX-Gelege mit $(0^\circ/90^\circ)_2$ Lagenaufbau (links) und $(90^\circ/0^\circ)_2$ Lagenaufbau (rechts) mit ausgewerteten Gaps.

Um eine definierte Vorspannung im Versuch aufzubringen, wird das Niederhalter-Blech über Druckluft-Aktuatoren an vier Eckpunkten mit einem Gesamtdruck von $0,01 \text{ MPa}$ (bezogen auf die Fläche des Niederhalters) beaufschlagt. Die Umformung erfolgt über einen Stempel, der mit zwei elektrischen Aktuatoren geschwindigkeitsgesteuert mit 1 mm/s in das Negativ-Werkzeug eintaucht. Im finalen Zustand beträgt der Abstand zwischen Stempel und Unterwerkzeug über die gesamte Oberfläche 2 mm , so dass keine Schädigung des Halbzeugs durch hohe Anpresskräfte entsteht.

Beim BIAX-Gelege werden Lagenaufbauten mit $[0^\circ/90^\circ]_2$ und $[90^\circ/0^\circ]_2$ verwendet, beim UD-Material $[0^\circ/90^\circ]$ und $[90^\circ/0^\circ]$. Die Faserorientierung bezieht sich dabei auf das Koordinatensystem des Double-Domes (s. Abbildung 49). Die durch die Werkzeuggeometrie entstehenden Effekte beim Drapieren wirken somit in unterschiedlichen Richtungen auf das Textil und ein Best-Case-Szenario, bei dem sich nur minimale Auswirkungen des Drapiervorgangs auf die Faserarchitektur ergeben, wird so verhindert.

Zur Vermessung der Gaps werden Kamerabilder möglichst senkrecht zu den Teilflächen der Preform aufgenommen und die Gapbreiten über Bildpixel ausgewertet. Gemäß der Definitionen in [1] werden aus den Detailbildern die maximale Gapbreite $G_{w,max}$ und die mit der Länge gewichtete mittlere Gapbreite \bar{G}_w bestimmt. Letztere berechnet sich durch die Gapfläche dividiert durch die Länge des Gaps.

Bei beiden Gelegen entstehen Gaps hauptsächlich an den sphärischen Enden der Geometrie, da hier aufgrund der zweifachen Krümmung große Bahnlängendifferenzen zwischen benachbarten Rovingen vorliegen und so das Textil in unterschiedlichen Richtungen gedehnt wird. Erfolgt diese Halbzeugdehnung quer zur Faserrichtung, ergeben sich die in Kapitel 2.2.3 beschriebene Fadenverschiebungen und es entstehen Lücken.

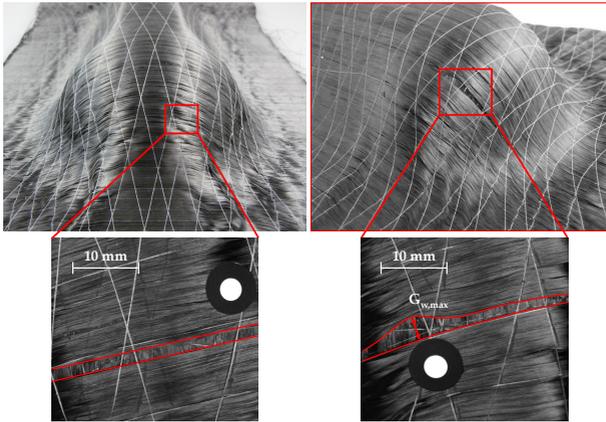
Beim BIAx-Gelege ermöglicht die Trikotbindung ein Verschieben der Fäden auf der Textilseite mit Zickzackstich, da die Fasern hier nur lose fixiert sind und ein Gleiten innerhalb der Naht möglich ist. Aufgrund lokaler Schwankungen der Faserfixierung entstehen zusätzlich Welligkeiten (in-plane) im Faserverlauf, da die Aufweitung zwischen benachbarten Rovingen ungleichmäßig erfolgt. Aufgrund der rückseitig quer zur Faser orientierten Vernäherung erfolgt hier keine signifikante Fadenverschiebung, da Kräfte beim Drapieren entweder von der Verstärkungsfaser selbst oder vom Nähfaden aufgenommen werden können.

Die maximalen Gapbreiten liegen zwischen $3,8\text{ mm}$ und $5,0\text{ mm}$, die mittleren Gapbreiten in einem Bereich von $2,7\text{ mm}$ bis $3,2\text{ mm}$ (s. Tabelle 8). Der Unterschied zwischen mittleren und maximalen Gapbreiten ergibt sich dabei durch die lokal auftretenden Welligkeiten der Fasern. Die Form der Gaps kann über einen großen Bereich dennoch als rechteckiger Kanal beschrieben werden.

Auch beim UD-Gelege treten Gaps insbesondere auf den sphärischen Kuppeln des Double-Domes auf und es entstehen Welligkeiten im Faserverlauf, die auch entlang der Fäden des Fixier-Gitters sichtbar sind. Im Gegensatz zum BIAx-Halbzeug treten die Gaps allerdings nicht über die gesamte Breite der Kuppel, sondern nur lokal auf und beschreiben dabei eine

Tabelle 8: Maximale ($G_{w,max}$) und mittlere Gapbreiten \bar{G}_w des umgeformten BIAX-Geleges

Gap	$G_{w,max}$ [mm]	\bar{G}_w [mm]
1	4,9	3,2
2	3,8	2,8
3	5,0	2,7

Abbildung 52: Umgeformtes UD-Gelege mit ($90^\circ/0^\circ$) Lagenaufbau und ausgewertetes Gap.

Linsenform. Die maximale gemessene Gapbreite an den sphärischen Bereichen beträgt $3,2\text{ mm}$, die mittlere Gapbreite ist mit durchschnittlich $1,6\text{ mm}$ ebenfalls deutlich geringer als beim BIAX-Gelege (s. Tabelle 9).

Der Unterschied zwischen den Halbzeugen entsteht durch die stärkere Fixierung der Fasern durch das aufgeschmolzene, thermoplastische Gitter. Eine Fadenverschiebung kann dabei nur durch Schädigung des Gitters oder ein Ablösen der C-Fasern von den Thermoplastfäden erfolgen, was höhere Kräfte erfordert als ein auf Reibung basiertes Verschieben der Rovings innerhalb

Tabelle 9: Maximale ($G_{w,max}$) und mittlere Gapbreiten \bar{G}_w des umgeformten UD-Geleges

Gap	$G_{w,max}$ [mm]	\bar{G}_w [mm]
1	3,2	1,7
2	3,1	1,5

einer Naht. Die Umformung erfolgt beim UD-Gelege daher aus einem stärkeren Anteil an Halbzeugstauchung anstelle von Fadenverschiebung, was zu einem stärker ausgeprägten Welligkeitsaufkommen führt.

Die Untersuchung von inhärenten und durch Drapierung auftretenden Gaps in Gelegen ist die Grundlage für fortführende Analysen ihrer Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffes. Beim biaxialen Gelege beträgt die maximal vermessene Breite eines inhärenten Gaps $1,9\text{ mm}$, so dass dies als Mindestbreite für die Kapitel 5.3.1 erzeugten Gaps definiert wird. Beim UD-Gelege wird die Mindestbreite für künstlich erzeugte Gaps auf $2,5\text{ mm}$ festgelegt, da ca. 96% aller im Halbzeug bereits vorhandenen Gaps schmaler sind. Vermessene Gaps an drapierten Preformen besitzen Breiten von bis zu 5 mm , so dass der angestrebte Bereich künstlich erzeugter Gapbreiten mit ca. $3\text{ mm} - 6\text{ mm}$ definiert wird.

4.3.2 Einfluss des Niederhalterdrucks

Durch das Andrücken des Halbzeugs im Randbereich wird eine Vorspannung während des Drapierens erzeugt, die einen kontrollierten Einzug der Fasern beim Umformen ermöglicht und ungewünschte Effekte wie Faltenbildung verhindert. Der Anpressdruck ist somit ein variabler Prozessparameter, der individuell eingestellt werden kann und der Optimierung der Preformqualität im Hinblick auf Defektvermeidung dient. In

Tabelle 10: Verwendetes C-Faser-Gelege zur Untersuchung des Einfluss des Niederhalterdrucks.

Eigenschaften	Flächengewicht	Anteil
	$[g/m^2]$	$[\%]$
0° C-Faser	309	93,1
90° Glasfaser	9,4	2,8
Polyester-Nähgarn	6,3	1,9
EP-Binder	7,5	2,3

diesem Abschnitt wird der Einfluss des Niederhalterdrucks auf die Faserarchitektur anhand der Double-Dome-Geometrie beschrieben. Als Drapieresetup kommen ebenfalls die in Abbildung 50 dargestellten Double-Dome Stempel- und Negativwerkzeuge, sowie ein konturnahes Niederhalterblech zum Einsatz.

Zur Analyse dienen vier verschiedene Preformen aus einem unidirektionalen Gelege mit Trikotbindung (Zoltek PX35FBUD0300) und der C-Faser Panex35 50k (3750tex). Die Eigenschaften des Halbzeugs sind in Tabelle 10 aufgeführt.

Zwei Preformen besitzen jeweils einen unidirektionalen Lagenaufbau ($[0^\circ]_2$), zwei weitere einen biaxialen mit $[0^\circ/90^\circ]$ Faserorientierung, so dass auch der Einfluss der Faserorientierung berücksichtigt wird. Der Anpressdruck wird zwischen einem reinen Aufliegen des Niederhalterblechs mit einem Rahmen und einem Anpressen mit vier pneumatischen Aktuatoren variiert. Ein niedriger Anpressdruck entspricht somit dem Gewicht des Niederhaltersystems (3,65 kg) dividiert durch die Anpressfläche (0,095 m²). Dies entspricht 0,0004 MPa und wird im folgenden mit G (Gewichtskraft) gekennzeichnet.

Ein hoher Anpressdruck wird mit vier zusätzlichen Pneumatikaktuatoren an allen 4 Eckpunkten erzeugt, die mit je ca. 1,9 bar beaufschlagt sind. Dadurch ergibt sich ein Gesamtdruck von ca. 0,01 MPa bezogen auf die Anpressfläche (Kennzeichnung A = Aktuatoren).

Die Größe der Zuschnitte entspricht der Grundfläche des Niederhalters bzw. der Negativform (510 mm x 308 mm). Das Halbzeug

ist mit einem Binder-Pulver beschichtet, welcher im Anschluss an den Drapierprozess zur Fixierung der Preform thermisch aktiviert wird.

Die Auswertung der drapierten Preformen erfolgt primär über die Vermessung der Außenkontur, da hier die makroskopischen Effekte durch verschiedene Anpresskräfte am deutlichsten hervortreten. Zum Vergleich werden die Differenzlängen $\Delta 0^\circ$ und $\Delta 90^\circ$ der Kontur am Rand und in der Mitte bestimmt, welche den Verkürzungen der in der Draufsicht dargestellten, projizierten Preformmaße entsprechen (s. Abbildung 53). Zudem erfolgt ein Vergleich mit der theoretischen Einzugslänge, die sich durch die verschiedenen Bahnlängen entlang der Werkzeugoberfläche ergibt. Findet keine Halbzeugdehnung oder -stauchung statt, entspricht die Veränderung der Preformkontur der lokalen Differenz zwischen der Bahnlänge entlang der Werkzeugoberfläche und der senkrechten Projektion der Bahnlänge auf dem Werkzeug. Dieser Zusammenhang wurde bereits von Härtel [60] experimentell validiert und in ein analytisches Modell zur kinematischen Geometrieanalyse überführt. Die Bahnlängen für das Double-Dome-Werkzeug können aus Abbildung 49 abgeleitet werden. Im mittleren, einfach gekrümmten Bereich der Geometrie entspricht die theoretische Verkürzung eines drapierten Textils somit für $\Delta 90^\circ$ $211\text{ mm} - 153\text{ mm} = 58\text{ mm}$ und für $\Delta 0^\circ$ $406\text{ mm} - 360\text{ mm} = 46\text{ mm}$ (die Summe der Teilstrecken über die Stempeloberfläche minus der geraden Verbindungslinie entlang der Stempel-Basis).

Wie in Tabelle 11 zu sehen, entspricht der gemessene Einzug des Halbzeugs beim unidirektionalen und biaxialen Lagenaufbau in guter Näherung den theoretischen Werten, wenn die Preformherstellung mit höherem Niederhalterdruck erfolgt. Bei den Versuchen mit niedrigem Druck ergibt sich der theoretische Einzug nur in Faserrichtung, quer dazu ist er minimal, so dass die Preform in diesen Lagen eine überwiegend konstante Breite aufweist. Dieser Effekt entsteht, da die Fasern in den Randbereichen nicht ausreichend fixiert sind und somit kein Widerstand gegenüber dem Halbzeugeinzug durch Reibungskräfte zwischen

Tabelle 11: Theoretische und gemessene Einzugsängen der Double-Dome-Preformen als Differenz der projizierten äußeren und mittleren Preformlängen.

Preform	$\Delta 0^\circ$	$\Delta 90^\circ$
	[mm]	[mm]
Theor.	46	58
Biax A	43	57
UD A	47	56
Biax G	53	6
UD G	48	11

Niederhalter und Textil aufgebaut werden kann. Die geometrisch aufgebrachte Kraft verteilt sich somit über die Nähfäden entlang des gesamten Zuschnitts und sorgt für einen gleichmäßigen Einzug. In Faserrichtung entstehen hingegen projizierte Längenverkürzungen entsprechend der lokalen Bahnlängen eines Fadens entlang der Oberfläche. Da aufgrund der zweifach gekrümmten Geometrie benachbarte Pfade unterschiedliche Längen besitzen, entstehen Relativbewegungen zwischen den Fasern und somit ein stufenweiser Einzug entlang der Kontur. Bei Preform „UD G“ wird deutlich, dass die Überlagerung dieser Effekte eine Halbzeugstauchung und damit einhergehend eine Faserwinkeländerung im linken und rechten Randbereich bewirken. Durch das Aufliegen des Niederhalters entstehen jedoch keine makroskopische Falten, da ein Aufwölben des Halbzeugs unter dem Blech verhindert wird.

Bei den Preformen mit hohem Niederhalterdruck hingegen wird eine Stauchung des Halbzeugs durch die Fixierung der Fasern im Randbereich verhindert. Die Formänderung geschieht überwiegend durch gleichmäßigen Einzug des Halbzeugs in Längs- und Querrichtung sowie eine Faserwinkeländerung beim Übergang des ebenen Zuschnitts in den gekrümmten Stempelbereich.

Dies zeigt, dass eine aktive Beeinflussung der (lokalen) Faserorientierung durch den Anpressdruck möglich ist.

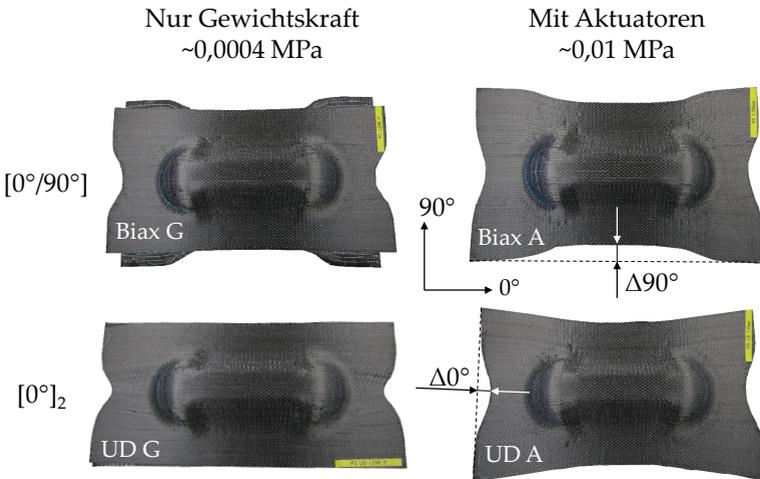


Abbildung 53: Ergebnisse der Double-Dome-Drapierversuche mit niedrigem und hohem Niederhalterdruck. Detailansicht in Abbildung 54.

Ebenso lässt sich anhand der Konturen des biaxialen Aufbaus eine Interaktion der beiden Halbzeug-Lagen beobachten. Während die 0° - und 90° -Lage bei niedrigem Druck (Biax G) noch unabhängig voneinander agieren (der Einzug erfolgt in beiden Lagen in Faserrichtung über Relativbewegungen, quer dazu gleichmäßig über die gesamte Zuschnittkante), bewirken die hohen Anpresskräfte bei „Biax A“ eine gegenseitige Beeinflussung des Einzugverhaltens beider Lagen. In grober Näherung ergibt sich so die Kontur von „Biax A“ als Überlagerung der beiden Einzellagen-Konturen von „Biax G“.

4.3.2.1 Auswirkungen auf das lokale Flächengewicht

Die überwiegend in den Versuchen mit niedrigem Niederhalterdruck auftretende Halbzeugstauchung quer zur Faserrichtung bewirkt einen Sekundäreffekt: Durch das Aufschieben der Rovinge entsteht eine lokal höhere Packungsdichte und damit einhergehend ein höheres Flächengewicht des Textils. Dies wird aus

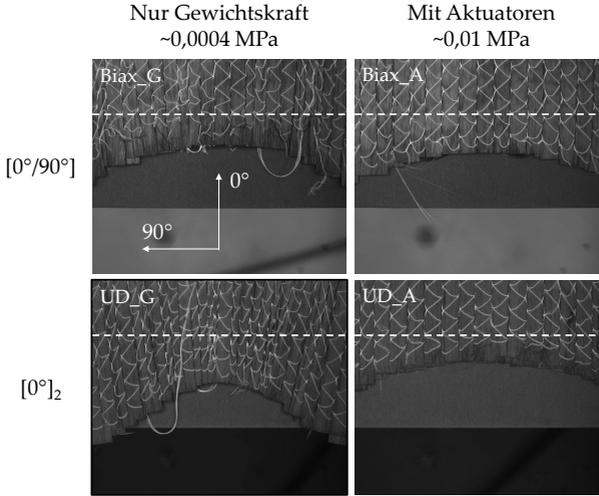


Abbildung 54: Effekt des Niederhalterdrucks auf die Faserstauchung und somit das lokale Flächengewicht der Preformen.

den Bildern in Abbildung 54 deutlich, eine Skizze zur Beschreibung des Effekts zeigt Abbildung 55. Durch die Stauchung des Halbzeugs quer zur Faserrichtung verteilt sich dieselbe Preformmasse auf einer kleineren Fläche, was mit einer Verschmälerung der Fadenbreite einhergeht.

Eine Abschätzung des veränderten Flächengewichts kann bspw. über die Zählung der sichtbaren Rovinge erfolgen, da deren Anzahl im Verhältnis zu einer Bezugslänge in guter Näherung mit dem Flächengewicht korreliert:

Das lokale Flächengewicht m_F^* eines undirektionalen Textils mit den Abmaßen Δx , Δy und einer Faserorientierung in y -Richtung wird bestimmt durch die Anzahl der nebeneinander liegenden Rovinge n_x in x -Richtung und dem Titer Tt (Einheit tex mit $1 tex = 1 g/km$), also

$$m_F^* = \frac{n_x Tt \Delta y}{\Delta x \cdot \Delta y} = \frac{n_x}{\Delta x} Tt. \quad (24)$$

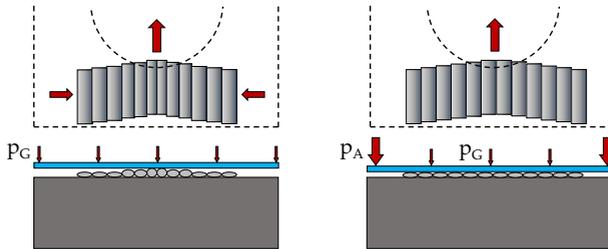


Abbildung 55: Schema der Flächengewichtsänderung durch unterschiedliche Niederhalter-Drücke. p_G : Druck durch die Gewichtskraft; p_A : Anpressdruck durch die Niederhalter

Das Flächengewicht ist somit bei unidirektionalen Halbzeugen proportional zur Rovingdichte. Die relative Änderung des Flächengewichts kann durch die unterschiedliche Anzahl der Rovinge, die in einem Bildfeld mit gleichen Abmaßen zu sehen sind, abgeschätzt werden. Da die initiale Breite eines Rovings allerdings nicht bekannt ist und dieser bei der Halbzeugherstellung durch den Nähfaden geteilt wird, entspricht die Stichbreite nicht zwangsläufig der Rovingbreite. Wird eine gleichmäßige Verteilung der Rovinge im Gelege angenommen, können aber die Einstichpfade des Nähfadens zur Berechnung der relativen Änderung verwendet werden.²

Bei den gezeigten Beispielen wird hierfür eine Bezugslinie quer zu initialen Faserorientierung verwendet. Die Zählung ergibt beim biaxialen Lagenaufbau 15 Stichbreiten bei hohem Druck und 20 Stichbreiten bei niedrigem Druck, beim UD-Aufbau verdichtet sich das Halbzeug von ca. 15 auf 25 Stichbreiten. Dies entspricht beim Biax- einem Stauchungs-Faktor von 1,3 und beim UD-Lagenaufbau von 1,7 und somit einer entsprechenden Zunahme des lokalen Flächengewichts in diesem Bereich.

Dies ist insofern für eine spätere Bauteilanwendung relevant, als dass das Flächengewicht in Kombination mit dem Faservolumen-

² Die Bildfelder in Abbildung 54 besitzen eine Breite von ca. 74 mm. Bei einer initialen Verteilung von 15 Stichbreiten pro Bild ergibt sich das korrekte Flächengewicht nach Gleichung 24 bei 6 Rovinge je Bildbreite, die Rovinge werden also von dem Nähfaden etwa halbiert bis gedrittelt.

gehalt die Laminatdicke t_{lam} des mit Harz imprägnierten Verbundwerkstoffs bestimmt. Letztere kann aus der Dichte von Fasern (ρ_F) und Harz (ρ_H), sowie dem Faservolumengehalt V_f berechnet werden zu

$$t_{lam} = \frac{m_F^*}{\rho_F} + \frac{m_H^*}{\rho_H}, \quad (25)$$

wobei das Harzflächengewicht m_H^* berechnet wird mit

$$m_H^* = \frac{m_F^* \rho_H}{\rho_F} \left(\frac{1}{V_f} - 1 \right). \quad (26)$$

Mit diesem Zusammenhang kann aus der Textureigenschaft der Preform näherungsweise die Laminatdicke und somit ein entscheidender Faktor der mechanischen Eigenschaften des Faserverbundbauteils vorhergesagt werden.

Zusammengefasst bewirkt die Änderung des Niederhalterdrucks während der Stempelumformung flächiger Halbzeuge zunächst eine Änderung des Faden- bzw. Halbzeugeinzugs. Bei niedrigem Druck entsteht nur ein geringer Fadeneinzug, die Formänderung erfolgt primär über Halbzeugstauchung. Ein hoher Druck führt zu einem gleichmäßigen Fadeneinzug in Längs- und Querrichtung ohne Halbzeugstauchung im Niederhalterbereich. Über den Faden- bzw. Halbzeugeinzug entsteht zwangsläufig auch eine Änderung der lokalen Faserorientierung. Allerdings ist zur quantitativen und lokalen Beurteilung dieser Effekte neben der Konturvermessung eine vollflächige Texturanalyse der 3D-Preform notwendig, welche über das in Kapitel 6 beschriebene Messsystem ermöglicht wird.

4.4 ZWISCHENFAZIT

Die Analyse der fertigungsbedingten Effekte des Flechtprozesses erfolgt über die Hauptmerkmale Faserorientierung, Fadengeometrie (als zweidimensionale Ausprägung in Form der Fadenbreite) sowie des Bedeckungsgrades. Beim Drapieren

werden Gaps sowie die Effekte des Niederhalterdrucks auf den Fadeneinzug und das lokale Flächengewicht untersucht. Aus den Untersuchungen können folgende Erkenntnisse gezogen werden:

Flechten

Beim Flechten entstehen Abweichungen vom idealen Flechtwinkel durch Flechtringe mit variablem Abstand zur Kernoberfläche (variable Konvergenzhöhen) und bei Kernquerschnitten, die von der Kreisform abweichen. Für letztere wird ein analytisches Modell basierend auf einer Einzelfadenbewegung hergeleitet, mit dem die Tendenzen der Flechtwinkel-Abweichung vorhergesagt werden können.

Neben diesen makroskopischen Flechtwinkelvariationen entstehen auch lokale, prozessbedingte Streuungen der Faserorientierung. Insbesondere das Verhältnis von Flechtring- zu Kerndurchmesser ist hierfür entscheidend, da mit steigender Flechtringgröße die Reibungseffekte in der Konvergenzzone zunehmen und somit starke Streuungen der Faserarchitektur hervorrufen. Die Winkeldifferenz bei einem Geflecht hoher Qualität (Soll-Flechtwinkel 60° , 50 mm Flechtringdurchmesser) beträgt hier beispielhaft $\max. 4^\circ$ ($s=1,8^\circ$), bei einem Geflecht niedriger Qualität (Soll-Flechtwinkel 30° , 180 mm Flechtringdurchmesser) beträgt die $\max.$ Differenz auftretender Flechtwinkel etwa 14° bei einer Standardabweichung von $5,4^\circ$. Insbesondere die Streuung des Faserwinkels dient hierbei der Beschreibung der Geflechtqualität, deren Zusammenhang mit den mechanischen Eigenschaften von Geflechtlaminaten im Kapitel 5.2.1 untersucht wird.

Die Geflechtvermessungen zeigen zudem eine starke Abhängigkeit der Fadenbreite von der Faserorientierung, da mit steigendem Flechtwinkel eine Kompaktierung der Flechtfasern stattfindet und dadurch die Fadenbreite sinkt. Über die Variation des Flechtwinkels kann das Potenzial der Fasern hinsichtlich ihrer Breitenvariabilität abgeschätzt werden. Die Streuung der Fadenbreite nimmt dabei mit kleiner werdendem Flechtwinkel zu, da auftretende Lücken zwischen den Fadensystemen prozessbedingte Schwankungen der Faserablage eher zulassen als dicht gepackte Geflechte.

Bei größeren Kerndurchmessern treten regelmäßig Gaps zwischen den Fadensystemen auf und werden durch das Texturmerkmal „Bedeckungsgrad“ beschrieben. Hierfür wird eine Berechnungsmethode für triaxiale Geflechte vorgestellt, die die asymmetrische Position des Stehfadens in der Einheitszelle berücksichtigt und eine präzise Vorhersage ermöglicht. Bei hoher Streuung der Faserarchitektur weisen Geflechte ebenso wie im Falle der Faserorientierung und Fadenbreite eine lokale Änderung des Bedeckungsgrades auf.

Drapieren

Die Analyse drapierter Preformen mit Double-Dome-Geometrie ergibt eine starke Abhängigkeit des lokalen Faden- und Halbzeuginzugs vom Niederhalterdruck. Der makroskopisch anhand der Konturbilder ermittelte Einzug des Geleges geht dabei auch mit einer lokalen Änderung der Faserorientierung einher, welche allerdings erst durch ein Messsystem, wie es in Kapitel 6 vorgestellt ist, quantifiziert werden kann. Zudem kann ein Zusammenhang zwischen der Anpresskraft mittels Niederhalter und der lokalen Fadenbreite festgestellt werden, der bei niedrigem Druck indirekt in einem Anstieg des lokalen Flächengewichts resultiert. Beim Biaxialgelege entsteht so lokal eine Erhöhung des Flächengewichts um 30%, beim UD-Gelege um ca. 70%.

Die Gap-Vermessung an Double-Dome-Preformen ergibt in den zweifach-gekrümmten, kugelförmigen Bereichen Gapbreiten von max. 5,0 mm im Fall des trikotvernähten Biaxial-Geleges (Fadenverschiebung innerhalb der Wirkbindung). Beim UD-Gelege entsteht aufgrund der stärkeren Faserfixierung keine signifikante Änderung der bereits im Material vorhandenen Gapgrößen ($G_w \leq 2,5 \text{ mm}$), dafür aber ein vermehrtes Auftreten von Faserwelligkeiten zwischen den Fixierlinien.

Die Ergebnisse zeigen eine signifikante lokale und globale Variation der Textur-Faserarchitekturmerkmale, die für eine mechanische Bewertung des Faserverbundwerkstoffs relevant sind. Um die Auswirkungen der Fertigungseffekte auf die mechanischen Eigenschaften zu untersuchen, erfolgen in Kapitel 5 Korrelations-

analysen über Prüfreihe, denen die ermittelten Merkmalsvariationen zugrunde gelegt werden.

KORRELATION DER FASERARCHITEKTUR MIT DEN FKV-EIGENSCHAFTEN

Um eine mechanische Bewertung von Faserverbundwerkstoffen auf Basis von Texturmerkmalen durchführen zu können, müssen die Wirkzusammenhänge zwischen Faserarchitektur und Werkstoffkennwerten bekannt sein. Eine ungeeignete Wahl der Prozessparameter führt dabei mitunter auch zu ungewünschten Effekten hinsichtlich der Faseranordnung. Der Begriff des „Defekts“ wird in diesem Zusammenhang allerdings bewusst nicht verwendet, da dies die subjektive Bewertung eines Merkmals hinsichtlich der Unbrauchbarkeit des Werkstoffes beinhaltet. Diese Beurteilung kann sinnvollerweise jedoch nur in Kombination mit Toleranzkriterien erfolgen, die für die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes festgelegt werden. Die unterschiedliche Ausprägung der Texturmerkmale erfolgt daher unter dem Begriff „Faserarchitekturvariationen“.

5.1 HERSTELLUNG DER PRÜFLAMINATE

Die Herstellung der Prüfkörperlaminat erfolgt ausnahmslos im VARI-Verfahren (Vauum Assisted Resin Infusion). Als Matrix kommt bei allen Prüfreihei das 2-Komponenten-System RIM235/RIMH237 der Firma Hexion zum Einsatz. Die Infusion erfolgt bei 20 – 30 *mbar* und Raumtemperatur mit einer 24-stündigen Härtung bei einem Rücksaugdruck von 250 *mbar* (Geflechte) bzw. 350 *mbar* (Gelege). Anschließend folgt eine mindestens 10-stündige Temperung bei 70°C, um eine vollständige

Vernetzung der Polymermatrix zu erreichen.

Für die Analyse des Bedeckungsgrades wird zudem das Einkomponenten-Harz HexFlow RTM6 verwendet. Die Infusion erfolgt im Ofen bei 120°C mit einer Aushärtung bei 180°C über 2 Stunden.

Der Zuschnitt der Prüfkörper erfolgt über eine Nasssäge, zudem werden die Einspannbereiche zur Krafteinleitung mit GFK-Aufleimern versehen. Die mechanischen Prüfungen erfolgen an der Universalprüfmaschine Schenck Trebel RM250 mit einer 250 kN-Kraftmessdose.

Die Ergebnisse werden häufig sowohl als direkte Testergebnisse dargestellt, als auch auf einen gemeinsamen Faservolumengehalt von $V_f = 0,6$ normiert. Die Berechnung der normierten Werte für einen Kennwert K ergibt sich durch

$$K_{V_{f,2}} = K_{V_{f,1}} \frac{V_{f,2}}{V_{f,1}}, \quad (27)$$

wobei $V_{f,2} = 0,6$ und $V_{f,1}$ die gemessenen Faservolumengehälter der Testlamine sind. Zu beachten ist, dass für biaxiale Geflechte, die in axiale Richtung geprüft werden, keine lineare Korrelation von V_f und den mechanischen Eigenschaften gegeben ist [139]. Darüber hinaus bewirken die Variationen der Faserarchitektur oft zwangsläufig auch eine Änderung des Faservolumengehaltes, z.B. durch Harzansammlungen in lückenhaften Halbzeugen, so dass dieser auch als inhärente Eigenschaft des Verbundwerkstoffes angesehen werden kann. Eine beliebige Erhöhung auf einen angestrebten Zielwert ist somit nicht immer möglich.

5.2 KORRELATIONEN BEI GEFLECHTEN

Ergänzend zum Stand der Technik und aufbauend auf den Erkenntnissen in Kapitel 4.2 erfolgen in diesem Kapitel Untersuchungen zur Auswirkung der Faserarchitektur-Streuung, des Bedeckungsgrades und von inhärenten Fadenondulationen auf die mechanischen Eigenschaften von Geflechtlaminaten.

5.2.1 *Einfluss der Faserarchitektur-Streuung*

Die Ergebnisse aus Kapitel 4.2.5 zeigen einen starken Einfluss der Prozessparameter beim Flechten auf die Varianz der Faserarchitektur-Merkmale, die sich insbesondere in der Streuung des Faserwinkels niederschlagen. Um die Auswirkungen dieser visuell sichtbaren Streuungen auf die mechanischen Eigenschaften zu untersuchen, werden biaxiale und triaxiale Geflechtkonfigurationen mit variablen Prozessparametern produziert und optisch in Anlehnung an die Analysen in Kapitel 4 ausgewertet. Anschließend erfolgen mechanische Zug- und Druckprüfungen. Der Flechtprozess wird dabei sowohl mit optimalen Bedingungen eingestellt (hohe Geflechtqualität), um möglichst homogene Faserarchitekturen zu erzielen, als auch konträr zur Herstellung inhomogener Geflechte (niedrige Geflechtqualität). Die Produktion erfolgt an der RF176 mit voller Besetzung (176 Flecht- und 88 Stehfäden), dem Fasertyp Tenax HTS40 12k 800tex, einem Kerndurchmesser von 120 mm (volle Bedeckung) und einem mittleren Ziel-Flechtwinkel von 45°.

5.2.1.1 *Probenherstellung und Analyse der Faserarchitektur*

Die Variation der Faserarchitektur erfolgt aufgrund der Erkenntnisse der Qualitätsanalyse in Kapitel 4.2.5 hauptsächlich über die Anpassung des Flechtringdurchmessers. Das Versuchsprogramm mit vier Flechtkonfigurationen zeigt Tabelle 12.

Zur Geflechtherstellung werden Kunststoffkerne mit einer Länge von 1500 mm umflochten und daraus Zuschnitte mit einer Größe von 680 mm x 380 mm erzeugt. Je Messreihe können so 12 Prüfkörper hergestellt werden, um eine hohe statistische Signifikanz zu erhalten. Zur Herstellung biaxialer Geflechte werden je Platte 6 Geflechtlagen verwendet, bei den triaxialen Geflechten jeweils vier Lagen. Dies entspricht aufgrund der unterschiedlichen Flächengewichte in beiden Fällen einer Laminatdicke von ca. 3 mm, welche erfahrungsgemäß eine erfolgreiche Druckprüfung

Nr.	Geflechtstyp	Flechtringdurchmesser [mm]	Flechtwinkel γ [°]	Fadenkraft [g]
1	biax	130	45	350
2	triax	130	45	350
3	biax	400	45	600
4	triax	250	45	600

Tabelle 12: Versuchsprogramm zur Bestimmung der Einflüsse inhomogener Faserarchitekturen auf die mechanischen Geflechtseigenschaften an der Radialflechtmaschine RF-1-176-100.

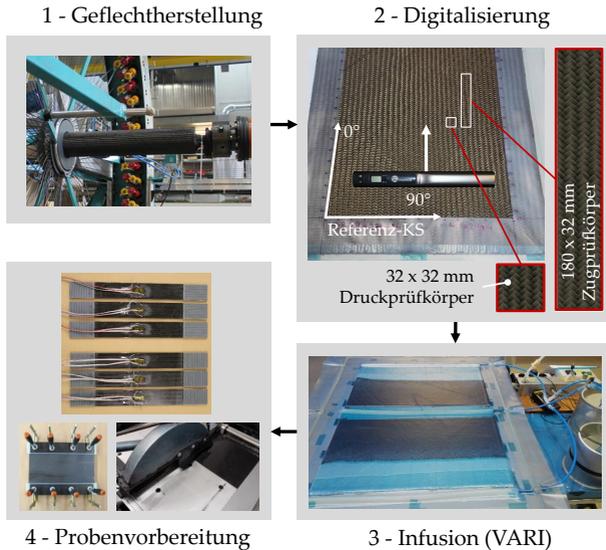


Abbildung 56: Probenherstellungsrouten der Geflechtproben und Digitalisierung der Einzellagen mittels Dokumentenscanner.

ohne Stabilitätsversagen ermöglicht.

Um in den nachfolgenden Prüfungen eine Korrelation zwischen den Faserarchitektur-Merkmalen und den mechanischen Eigenschaften herleiten zu können, bedarf es einer genauen Zuordnung der individuellen Faserarchitektur eines jeden

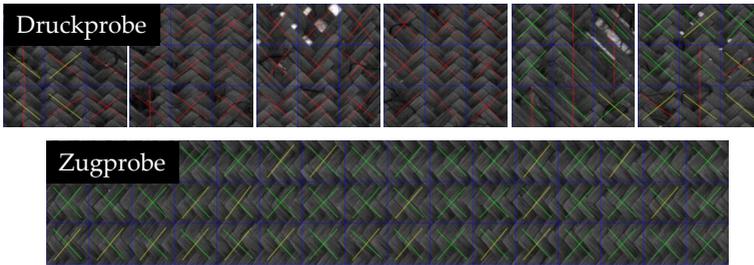


Abbildung 57: Beispiel der prüfkörperindividuell ausgewerteten Faserorientierung einer 6-lagigen Druckprobe im freien Prüfbereich ($32\text{ mm} \times 32\text{ mm}$) und einer Zugprobenlage ($180\text{ mm} \times 32\text{ mm}$)

Prüfkörpers in jeder Lage des Laminats. Dafür wird zunächst jede Geflechtlage mittels Dokumentenscanner bei 900 dpi digitalisiert. Der Ort des später daraus ausgesägten Prüfkörpers kann über eine Schablone am Rand des Geflechtzuschnitts, die ebenfalls erfasst wird, zugeordnet werden. Dafür werden nach der Digitalisierung entlang der Schablone zwei weiße Nähfäden an einer Ecke des Zuschnitts platziert, die im Anschluss an die Infusion an der Laminatoberfläche sichtbar sind und somit das Referenzkoordinatensystem bilden. Aufgrund der hohen Datenmengen des Verfahrens wird die Vermessung auf das Hauptmerkmal Faserwinkel begrenzt. Deren Bestimmung erfolgt ebenfalls über die in 4.2.5 beschriebenen grauwertbasierten Auswertungsalgorithmen.

Die Größe der freien Prüffläche beträgt bei den Zugprüfungen nach AITM 1-0007 $180\text{ mm} \times 32\text{ mm}$, bei den Druckprüfkörpern nach AITM 1-0008 $32\text{ mm} \times 32\text{ mm}$. Diese Flächen werden zur Analyse der Faserarchitektur in 3×16 bzw. 3×3 Teilbilder unterteilt, so dass für die Zugprüfkörper insgesamt 96 Winkelinformationen je Lage, für die Druckprüfkörper 18 Winkel zur Verfügung stehen (2 Faserorientierungen je Teilbild).

Die Dehnungsmessung findet bei den Druckversuchen beidseitig über DMS vom Typ 6/120 XY11 der Firma Hottinger Baldwin

Versuchsreihe	Platte	V_f [%]	\overline{V}_f [%]	n_L [-]	γ (s/CV) [°] ([°]/[%])
V1 Biax homogen	1	61,25	60,74	4	47,11 (2,34/4,97)
	2	60,22			
V2 Triax homogen	1	55,75	56,31	6	44,37 (1,98/4,47)
	2	56,86			
V3 Biax inhomogen	1	55,55	55,40	4	46,47 (3,90/8,38)
	2	55,25			
V4 Triax inhomogen	1	53,01	52,72	6	43,28 (3,81/8,80)
	2	52,43			

Tabelle 13: Eigenschaften der Testlamine (n_L : Einzellagenanzahl). Faservolumengehälter V_f der Testlamine zur Streuungsuntersuchung nach EN 2564 (Dichte Fasern $\rho_F = 1,77 \text{ g/cm}^3$, Dichte Harz $\rho_H = 1,15 \text{ g/cm}^3$). Der Flechtwinkel γ entspricht dem Mittelwert aller Faserorientierungen der Prüfkörper für Zug- und Druckproben.

Messtechnik GmbH statt, bei den Zugprüfkörpern einseitig mit DMS vom Typ 10/120 LY11.

Für jede infiltrierte Platte (2 Platten je Versuchsreihe) werden zusätzlich Faservolumengehälter chemisch nach EN 2564 bestimmt. Die Ergebnisse der FVG-Bestimmung sowie die Mittelwerte der je Testreihe optisch bestimmten Flechtwinkel sind in Tabelle 13 aufgeführt.

Grundsätzlich scheint zum Vergleich der unterschiedlichen Prüfreihergebnisse eine Normierung auf einen gemeinsamen Faservolumengehalt notwendig. Allerdings ist zu bedenken, dass sich der Faservolumengehalt bei gleichen Infusionsbedingungen in Abhängigkeit der vorliegenden Faserarchitektur einstellt, so dass er auch als inhärente Lamineeigenschaft angesehen werden kann. Daher erfolgt die Darstellung der Ergebnisse sowohl anhand normierter als auch nicht normierter E-Moduln und Festigkeiten.

Die Prüfung erfolgt bei einer Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min im Fall der Zugversuche. Die Druckversuche werden mit einer Celanese-Vorrichtung bei $0,5 \text{ mm/min}$ durchgeführt.

Es ist anzumerken, dass die Auswertung des E-Moduls bei allen Zug- und Druckprüfungen entsprechend der Norm EN ISO 527-4 (Zugversuche) bzw. EN ISO 14126 (Druckversuche) zwischen 0,25% und 0,05% Dehnung erfolgt und nicht nach AITM 1-0008 bzw. AITM 1-0007 zwischen 50% und 10% der maximalen Spannung. Insbesondere bei biaxialen Geflechtem verlassen die Spannungs-Dehnungs-Kurven deutlich früher den linear-elastischen Bereich, so dass eine Auswertung des E-Moduls bei hohen Spannungen einen unrealistisch niedrigen Steifigkeitswert liefern würde. Bei den triaxialen Geflechtem ist der Unterschied der E-Moduln aufgrund der geringen Bruchdehnung gering ($< 7\%$).

Die Bestimmung der Bruchdehnung biaxialer Zugprüfkörper erfolgt aufgrund der hohen Dehnungswerte auf Basis des Traversenweges wie in Kapitel A.4 beschrieben.

5.2.1.2 *Ergebnisse der Zugprüfungen*

Diagramme 58 und 59 zeigen die Ergebnisse der Zugprüfung biaxialer und triaxialer Geflechte. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven weisen bei den inhomogenen Biaxial-Geflechtem im Gegensatz zur homogenen Faserarchitektur keine klare Streckgrenze auf. Zudem ist eine deutlich größere Streuung der Dehnungen bei den auftretenden maximalen Zugspannungen zu sehen. Insgesamt zeigen sowohl triaxiale als auch biaxiale Geflechte bei inhomogener Faserarchitektur eine Zunahme der Kennwertstreuung, sowie eine Reduktion der durchschnittlichen maximalen, nicht normierten Spannungen.

Zur Herstellung eines Zusammenhangs zwischen der individuellen Faserarchitektur eines Prüfkörpers und den jeweiligen Steifigkeiten und Festigkeiten sind in Abbildung 60 die mechanischen Eigenschaften über den mittleren Faserorientierungen der Flechtäden des jeweiligen Prüfkörpers aufgetragen. Die mittlere Faserorientierung entspricht dabei dem Mittelwert aller gemessenen Flechtwinkel-Daten in allen Lagen des Prüfkörpers (Biax: $96 \times 6 = 576$, Triax: $96 \times 4 = 384$ Winkelinformationen).

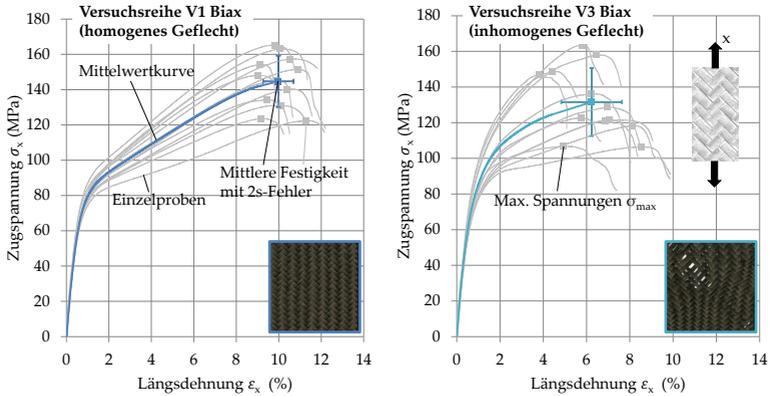


Abbildung 58: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche biaxialer Geflechte (nicht normiert). Die Mittelwertkurve entspricht den gemittelten Spannungen aller Prüfkörper. Die Dehnungsbestimmung erfolgt über den korrigierten Traversenweg der Prüfmaschine (s. Kapitel A.4).

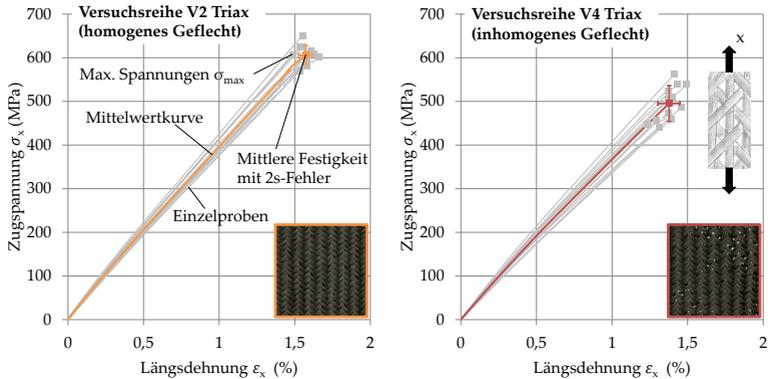


Abbildung 59: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche triaxialer Geflechte (nicht normiert). Durchgezogene Mittelwertkurve entspricht den gemittelten Spannungen aller Prüfkörper.

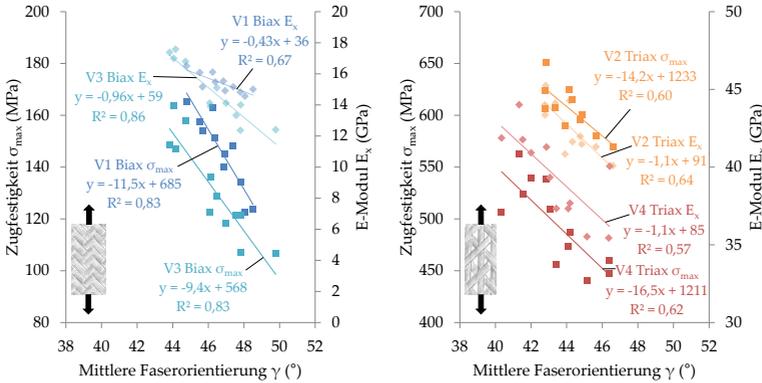


Abbildung 60: Darstellung der Korrelation mittlerer Faserorientierungen der jeweiligen Zug-Prüfkörper mit Festigkeiten und Steifigkeiten (nicht normiert) über lineare Regression.

Die Quantifizierung der Korrelation erfolgt über das Bestimmtheitsmaß R^2 , dass die Annäherung der Versuchsdaten an eine lineare Funktion beschreibt. Der Wert von R^2 liegt zwischen 0 und 1, wobei 1 einer idealen Annäherung an die lineare Funktion entspricht (alle Punkte liegen auf der Geraden). Der Flechtwinkelbereich liegt bei den biaxialen Proben zwischen 44° und 50° , bei den triaxialen Geflechtes zwischen 40° und 47° . Die Ergebnisse zeigen eine deutliche Korrelation der Prüfkörper-Faserorientierung mit den mechanischen Eigenschaften biaxialer Geflechtes mit Bestimmtheitsmaßen größer als 0,8. Bei den triaxialen Geflechtes beträgt das Bestimmtheitsmaß ca. 0,6 und weist somit einen weniger stark ausgeprägten Zusammenhang auf, was anschaulich durch die Dominanz der Stehfäden in Bezug auf die axialen Eigenschaften erklärt werden kann, die den Einfluss der Flechtfadenorientierung abschwächt.

Zur Bestimmung der Festigkeitsstreuung zeigt Abbildung 61 die Weibull-Verteilungsfunktionen der Zugprüfungen. Weibull-Statistiken werden häufig zur Festigkeitsbestimmung spröder Werkstoffe (insbesondere Keramiken) eingesetzt, da sie bei

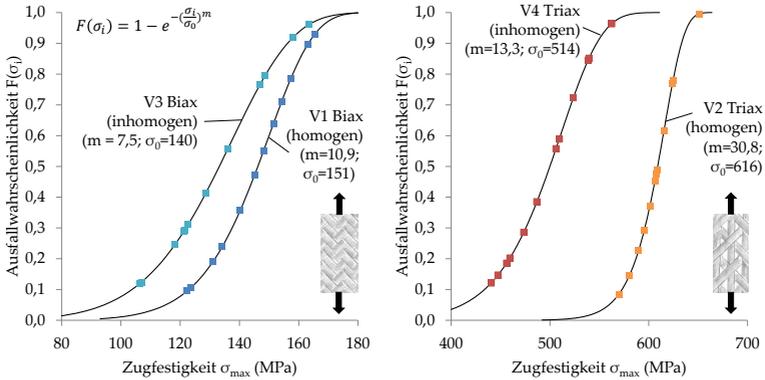


Abbildung 61: Weibull-Verteilungsfunktion für Zugfestigkeiten (nicht normiert) biaxialer und triaxialer Geflechte. Die Bestimmung der Weibull-Parameter erfolgt gemäß Kapitel A.3.

inhomogenen Werkstoffen eine hohe Vorhersagegüte liefern [89, 150]. Die Bestimmung der Weibullparameter m und σ_0 erfolgt gemäß Kapitel A.3. Da die Weibull-Statistik ursprünglich für die Festigkeitsvorhersage entwickelt wurde, wird auf eine Anwendung auf Steifigkeitsverteilungen verzichtet.

Insbesondere das homogene Triaxial-Geflecht weist einen hohen Weibull-Modul ($m = 30,8$) und somit eine hohe Vorhersagegüte der Weibull-Verteilung auf. Die inhomogenen und vor allem triaxialen Geflechte besitzen im Vergleich zu den Versuchsreihen mit homogenen Geflechten geringere Weibull-Festigkeiten (Biaxial: 140 MPa ggb. 151 MPa , Triaxial: 514 MPa ggb. 616 MPa).

Die Ergebnisse der Zugprüfungen sind in Tabelle 14 zusammengefasst. Beim Vergleich der Variationskoeffizienten (CV) mit denen der Faserorientierung in Tabelle 13 fällt auf, dass die Streuung der Zugfestigkeiten von Biaxial- und Triaxial-Geflechten in ähnlichem Maße einer Zunahme der Streuung unterliegen wie der Faserwinkel. Der Variationskoeffizient des Zug-E-Moduls ändert sich bei den Biaxialgeflechten sogar deutlich stärker (Faktor 3), wohingegen die Streuung der Triaxial-Steifigkeiten

weniger stark beeinflusst wird (Faktor 1,6).

Die Bruchdehnungen der homogenen Geflechte sind zudem stets höher als die der inhomogenen. Dies lässt sich erklären, wenn der Werkstoff als eine Kette mit unterschiedlich stark ausgeprägten Gliedern betrachtet wird bzw. als mehrere volumetrisch im Prüfkörper parallel verlaufende Ketten: Während beim homogenen Material eine gleichmäßige Belastung der einzelnen Glieder stattfindet, kommt es beim inhomogenen Werkstoff zu lokalen Spannungskonzentrationen, so dass Teile des Prüfkörpers stärker belastet werden und somit bei geringerer Globaldehnung versagen.

Der Vergleich der auf einen gemeinsamen FVG von 60% normierten Werte zeigt beim biaxialen Geflecht keinen signifikanten Unterschied zwischen homogenem und inhomogenem Geflecht mehr. Allerdings gilt, wie einleitend erwähnt, dass hier kein linearer Zusammenhang gegeben ist. Die triaxialen Geflechte hingegen weisen auch nach der Normierung eine signifikante Differenz auf.

Aus den Regressionsgeraden lassen sich auch die prozentualen Eigenschaftsreduktionen in Abhängigkeit des Faserwinkels berechnen. So sinken die Zugfestigkeiten bei den biaxialen Geflechtstufen mit jedem Grad Anstieg der Faserorientierung bezogen auf den Mittelwert der Versuchsreihe um 7-8%, bei den triaxialen Geflechten um ca. 2-3%.

5.2.1.3 *Ergebnisse der Druckprüfungen*

Analog zu den Zugprüfungen zeigen die Diagramme 62 und 63 die Spannungs-Dehnungs-Kurven der Druckprüfungen sowie die Korrelationen individueller Prüfkörper-Faserwinkel mit den mechanischen Eigenschaften. Die Ergebnisse der statistischen Auswertung sind in Tabelle 15 aufgeführt.

Die Korrelations-Diagramme zeigen nur beim E-Modul biaxialer Geflechte eine signifikante Korrelation mit der Faserorientierung (R^2 zwischen 0,64 und 0,89), in allen anderen Bereichen - insbesondere bei triaxialen Geflechten - ist kein linearer Zusammenhang feststellbar (R^2 zwischen 0,05 und

	Zugfestigkeit σ_{max} [MPa]	Zug-E-Modul E_x [GPa]	Bruchdehnung ϵ_{max} [%]
V1 Biax (homogen)			
μ	144,7 (142,9*)	15,3 (15,1*)	9,97**
s	14,60	0,64	0,72
CV [%]	10,1	4,2	7,2
m [-]	10,9	-	-
σ_0 (63,2%)	151,2	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,83	0,67	-
V3 Biax (inhomogen)			
μ	131,6 (142,5*)	14,8 (16,1*)	6,2**
s	19,0	1,9	1,41
CV [%]	14,45	12,76	22,55
m [-]	7,5	-	-
σ_0 (63,2%)	139,9	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,83	0,86	-
V2 Triax (homogen)			
μ	606,2 (645,9*)	42,3 (45,1*)	1,57
s	21,6	1,8	0,05
CV [%]	3,57	4,35	2,93
m [-]	30,84	-	-
σ_0 (63,2%)	616,3	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,60	0,64	-
V4 Triax (inhomogen)			
μ	495,3 (563,7*)	39,4 (44,8*)	1,38
s	40,6	2,7	0,07
CV [%]	8,20	6,91	5,28
m [-]	13,27	-	-
σ_0 (63,2%)	514,0	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,62	0,57	-

Tabelle 14: Kennwerte der Zugversuche biaxialer und triaxialer Versuchsreihen und statistische Größen. μ = Mittelwert, s = Standardabweichung, CV = Variationskoeffizient, m = Weibull-Modul, σ_0 = Weibull-Festigkeit (Versagenswahrscheinlichkeit 63,2%), $R^2(\gamma)$ = Bestimmtheitsmaß für lineare Abhängigkeit von der mittleren Faserorientierung des Prüfkörpers im freien Prüfbereich. *Auf $V_f=60\%$ normierte Werte. **Dehnungsbestimmung erfolgt gemäß Kapitel A.4 auf Basis des Traversweges.

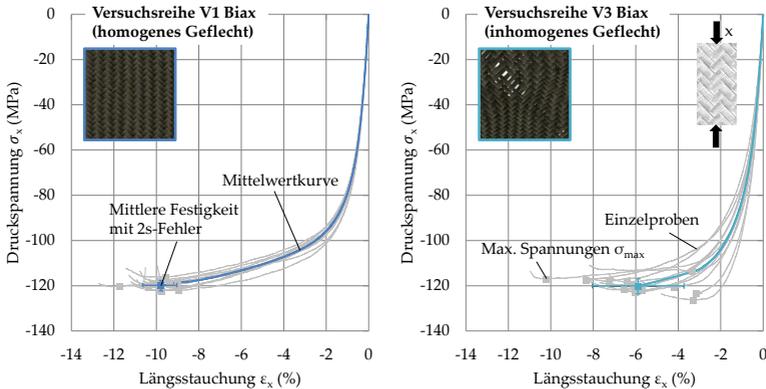


Abbildung 62: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Druckversuche biaxialer Geflechte (nicht normiert). Die durchgezogene Mittelwertkurve entspricht den gemittelten Spannungen aller Prüfkörper.

0,22). Die niedrigen Bestimmtheitsmaße bei der Auswertung der Festigkeiten weisen darauf hin, dass das Versagen unter Drucklast zumindest im dargestellten Winkelbereich weitestgehend unabhängig von der Faserorientierung der diagonal verlaufenden Flechtfäden ist. Bei allen dargestellten Prüfkörpern wurde das Biegekriterium der Norm eingehalten, so dass ein makroskopisches Stabilitätsversagen auszuschließen ist. Ebenso versagen alle Prüfkörper im Bereich der freien Prüflänge, wodurch nicht von signifikanten Einflüssen der Einspannung ausgegangen werden kann.

Auffällig ist, dass sich die Mittelwerte der Eigenschaften homogener, biaxialer Geflechte nicht von denen inhomogener unterscheiden. Allerdings besitzen die inhomogenen Biaxial-Geflechte eine deutlich höhere Streuung, die sich im Weibull-Modul der Festigkeiten ($m = 61,4$ beim homogenen gegenüber $m = 39,2$ beim inhomogenen Geflecht) äußert. Die triaxialen Geflechte weisen nur geringe Unterschiede in Bezug auf die Streuungsgrößen auf, jedoch ist insbesondere die Festig-

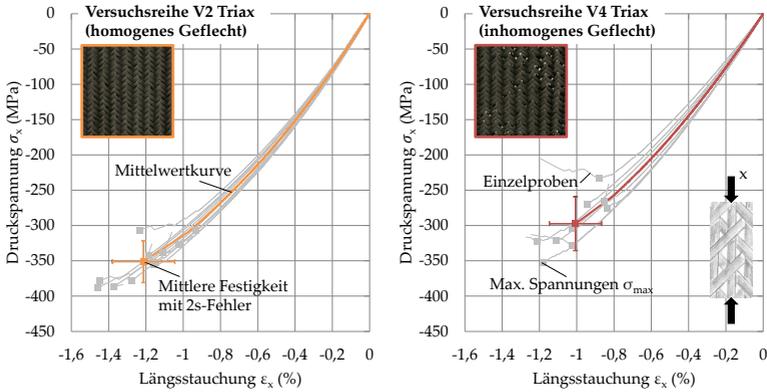


Abbildung 63: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Druckversuche triaxialer Geflechte (nicht normiert). Die durchgezogene Mittelwertkurve entspricht den gemittelten Spannungen aller Prüfkörper bis zum ersten Versagen.

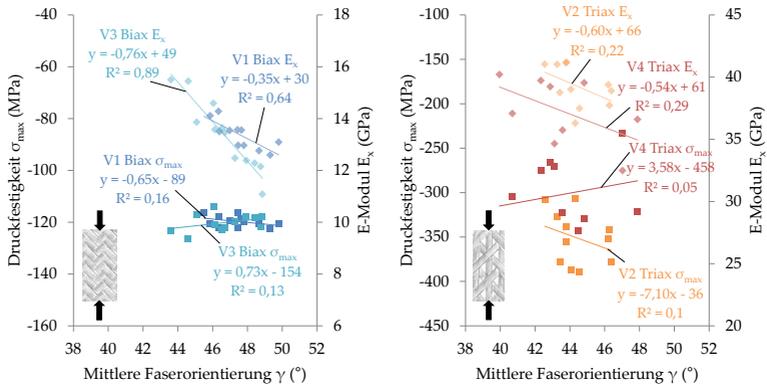


Abbildung 64: Darstellung der Korrelation mittlerer Faserorientierungen der jeweiligen Druck-Prüfkörper mit Festigkeiten und Steifigkeiten (nicht normiert) über lineare Regression.

keit beim inhomogenen Geflecht mit 297 MPa niedriger als die des homogenen Triaxial-Geflechts (351 MPa). Alle inhomogenen Geflechte besitzen darüber hinaus, wie bei den Zugprüfungen, eine signifikant niedrigere Bruchstauchung im Vergleich zu den homogen ausgebildeten, wobei auch hier die lokale Spannungskonzentration durch Werkstoffinhomogenitäten als Ursache nahe liegt.

5.2.1.4 Diskussion der Ergebnisse

Zusammengefasst zeigen die Ergebnisse insbesondere bei den Zugprüfungen eine starke Abhängigkeit der individuellen Faserorientierung einzelner Prüfkörper von deren mechanischen Eigenschaften. Dies erlaubt die Annahme, dass durch die Nutzung der Faserarchitekturinformation auch in einem schmalen Merkmalsbereich eine Verbesserung der Eigenschaftsprognose ermöglicht wird, wenn diese Information als Qualitätsmerkmal oder zur Dimensionierung von Bauteilen in Betracht gezogen wird.

Abbildung 65 zeigt exemplarisch den Vergleich einer konventionellen Darstellung der Festigkeitswerte um einen gemeinsamen Mittelwert sowie die hinzugewonnene Verteilung um die Regressionsgerade in Abhängigkeit prüfkörperindividueller Faserwinkel. Betrachtet man die prozentuale mittlere und maximale Abweichung der Zugfestigkeiten vom Mittelwert (M) bzw. von der Regressionsgeraden (I), ergibt sich eine deutliche Zunahme der Vorhersagegenauigkeit unter Zuhilfenahme der Faserwinkel-Information. Wie in Tabelle 16 zu sehen, führt die Regressionsgerade im Mittel mindestens zu einer Halbierung der Festigkeits-Abweichung vom Bezugswert ($1,8\%$ - $5,1\%$ mit Regressionsgerade, $2,8\%$ - $12,1\%$ mit Mittelwert), beim Maximalwert ergeben sich noch geringere Abweichungen ($4,1\%$ - $8,9\%$ mit Regressionsgerade, $7,4\%$ - $24,3\%$ mit Mittelwert).

Zu beachten ist, dass nicht zwangsläufig Korrelationen zwischen fein gestreuten Faserarchitektur-Merkmalen und

	Druckfestigkeit σ_{max} [MPa]	Druck-E-Modul E_x [GPa]	Bruchstauchung ϵ_{max} [%]
V1 Biax (homogen)			
μ	-120,0 (-118,6*)	13,4 (13,2*)	-9,77
s	1,95	0,54	0,80
CV [%]	1,63	4,01	8,23
m [-]	61,43	-	-
σ_0 (63,2%)	-120,74	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,16	0,64	-
V3 Biax (inhomogen)			
μ	-120,2 (-130,2*)	13,6 (14,7*)	-5,88
s	3,39	1,36	2,15
CV [%]	2,82	10,02	36,61
m [-]	39,19	-	-
σ_0 (63,2%)	-121,75	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,13	0,89	-
V2 Triax (homogen)			
μ	-351,1 (-374,1*)	39,3 (41,8*)	-1,21
s	29,75	1,68	0,17
CV [%]	8,47	4,29	13,81
m [-]	12,73	-	-
σ_0 (63,2%)	-364,73	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,1	0,22	-
V4 Triax (inhomogen)			
μ	-297,3 (-338,4*)	37,3 (42,4*)	-1,01
s	38,26	2,65	0,14
CV [%]	12,87	7,12	13,88
m [-]	8,24	-	-
σ_0 (63,2%)	-319,08	-	-
$R^2(\gamma)$ [-]	0,05	0,29	-

Tabelle 15: Kennwerte der Druckversuche biaxialer und triaxialer Versuchsreihen und statistische Größen. μ = Mittelwert, s = Standardabweichung, CV = Variationskoeffizient, m = Weibull-Modul, σ_0 = Weibull-Festigkeit (Versagenswahrscheinlichkeit 63,2%), $R^2(\gamma)$ = Bestimmtheitsmaß für lineare Abhängigkeit von der mittleren Faserorientierung des Prüfkörpers im freien Prüfbereich. *Auf $V_f=60\%$ normierte Werte.

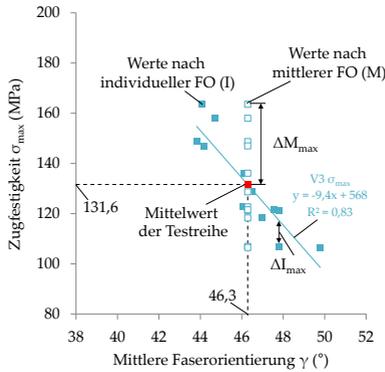


Abbildung 65: Vergleich der Festigkeitsverteilung entlang der Regressionsgeraden gegenüber der üblichen Darstellung in Bezug auf einen Mittelwert (Versuchsreihe V3, inhomogenes Biaxial-Geflecht, nicht normiert).

Versuchsreihe	$\Delta \bar{I}$ [%]	$\Delta \bar{M}$ [%]	ΔI_{max} [%]	ΔM_{max} [%]
Abweichungen der Zugfestigkeiten				
V1 Biax (homogen)	3,1	8,2	7,5	15,4
V2 Triax (homogen)	1,8	2,8	4,1	7,4
V3 Biax (inhomogen)	5,1	12,1	8,9	24,3
V4 Triax (inhomogen)	3,7	6,6	7,9	13,6

Tabelle 16: Prozentuale Abweichungen der nicht normierten Zugfestigkeitswerte σ_{max} von der Regressionsgeraden mit individuellen Prüfkörper-Faserorientierungen (I) und vom Mittelwert der Versuchsreihe (M) (s. Abbildung 65).

mechanischen Eigenschaften zu erwarten sind, wie es die Ergebnisse der Druckprüfungen zeigen. Die Ursache dieser Insensitivität kann allerdings nicht über Korrelationsanalysen identifiziert werden, sondern bedarf einer mikromechanischen Betrachtung. Wahrscheinlich ist eine Dominanz mikromechanischer Versagensmechanismen wie micro-buckling und interlaminare Schubspannungen [134], die die Auswirkungen der mesoskopischen Faserarchitektur reduzieren.

5.2.2 Einfluss des Bedeckungsgrades

Zur isolierten Analyse der Auswirkungen des Bedeckungsgrades werden die in Kapitel 4.2.2 beschriebenen biaxialen und triaxialen Geflechte auf drei verschiedenen Kerndurchmessern (120 mm, 160 mm, 190 mm) bei einem konstanten Ziel-Flechtwinkel von $\pm 45^\circ$ hergestellt und mechanisch auf ihre Zug- und Druckeigenschaften geprüft. Die Einzellagen werden wie zuvor an der Flechtmaschine RF176 mit Fasern vom Typ Tenax HTS40 12K 800 tex (volle Besetzung, 2:2-Bindung).

Hypothetisch entsteht bei niedriger Bedeckung eine Schwächung des Werkstoffes durch lokale Harzansammlungen in den lückenhaften Bereichen sowie durch zusätzliche Ondulationen, da sich die Fasern benachbarter Lagen bei der Laminatherstellung in die Lücken hineinlegen. Zu erwarten ist dadurch auch ein wachsender Einfluss des Harzsystems mit sinkender Bedeckung. Daher werden für die Analyse Laminat mit zwei verschiedenen Matrixsystemen aus der Familie der Epoxid-Harze verwendet: Das Zweikomponenten Harzsystem RIM235 mit dem Härter RIMH237 (H1), sowie das luftfahrtzertifizierte Einkomponenten-Harz HexFlow RTM6 (H2).

5.2.2.1 Herstellung der Testlaminat

Es werden Zugkennwerte in Produktionsrichtung (x) nach DIN EN ISO 527-4 ermittelt (Prüfkörperdimensionen: 250 mm x 25 mm) und Druckkennwerte nach AITM 1-0008 (Prüfkörperdimensionen: 132 mm x 32 mm). Die Ermittlung der Druckkennwer-

te erfolgt ebenfalls in Produktionsrichtung mit breiteren Proben, um das Risiko eines Knicklastfalls zu minimieren. Die Lagenanzahl bei den Zugprüfkörpern ist bei allen Laminaten vier, wodurch aufgrund des variablen Flächengewichts Laminatdicken t_{lam} von 2,2 mm, 1,8 mm und 1,6 mm bei den biaxialen Geflechtem und 3,0 mm, 2,5 mm, sowie 2,2 mm bei den triaxialen Geflechtem entstehen.

Im Fall der Druckprüfkörper kommen bei den Geflechtem, die mit 160 mm und 190 mm Kerndurchmesser produziert werden, dickere Prüfkörper mit 10 Lagen zum Einsatz, da Vorversuche mit vier Lagen in einem Knickversagen resultierten. Dadurch ergeben sich Laminatdicken der Druckprüfreihe von 4,0 mm bzw. 3,5 mm für die biaxialen Geflechte und 5,6 mm bzw. 4,9 mm bei den triaxialen Geflechtem. Die gemessenen Faservolumengehälter der Testreihen liegen zwischen 53 % – 60 %.

Die Dehnungsinformation wird bei den Zugprüfkörpern einseitig über DMS vom Typ 10/120 LY11 aufgezeichnet, bei den Druckprüfkörpern entsprechend der Norm beidseitig.

5.2.2.2 Testergebnisse

Abbildung 68 zeigt die Spannungs-Dehnungs-Kurven biaxialer Geflechte mit voller Bedeckung und unterschiedlichen Harzsystemen (die Fehlerbalken entsprechen der zweifachen Standardabweichung der Testergebnisse). Die Bruchdehnung ist hierbei für RTM6 deutlich geringer, was sich direkt aus den im Datenblatt angegebenen Reinharz-Kennwerten ergibt (3,4% bei RTM6 und 8-12% bei RIM235). Einen weiteren Effekt des Harzsystems zeigt Abbildung 67: Die RTM6-Geflechte mit voller Bedeckung weisen eine um 35% größere Druckfestigkeit gegenüber den RIM235-Testlaminaten auf. Ein Einfluss auf die in Abbildung 66 gezeigten Zugkennwerte hingegen kann nicht festgestellt werden. Da sich die Harzkennwerte mit Ausnahme der Bruchdehnung laut Datenblatt nicht stark unterscheiden, liegt ein Zusammenhang mit einer stärkeren Faser-Matrix-Anbindung des RTM6-Laminats nahe.

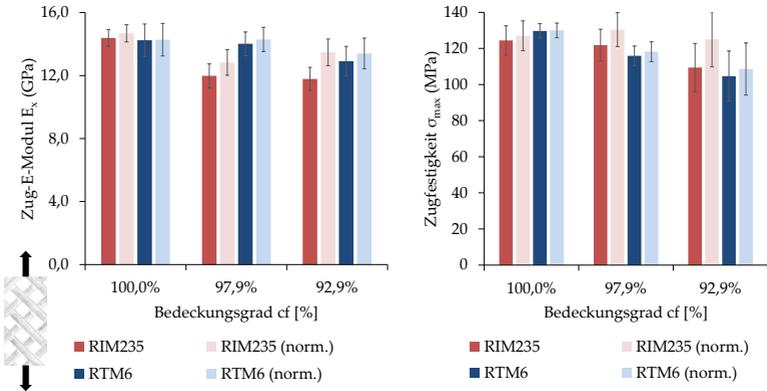


Abbildung 66: Zug-E-Modul und -Festigkeiten der biaxialen Geflechte mit unterschiedlichen Bedeckungsgraden.

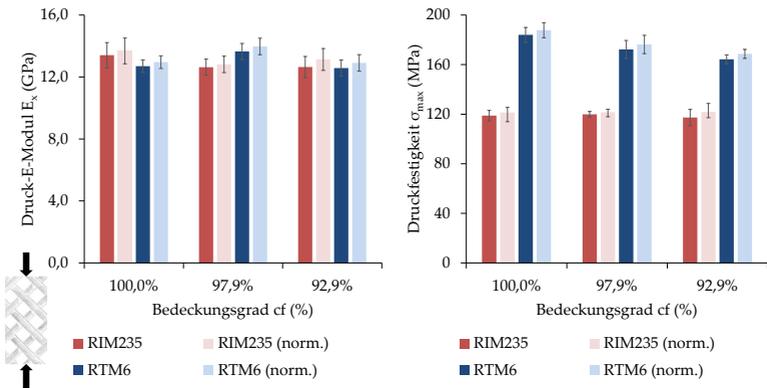


Abbildung 67: Druck-E-Modul und -Festigkeiten der biaxialen Geflechte mit unterschiedlichen Bedeckungsgraden.

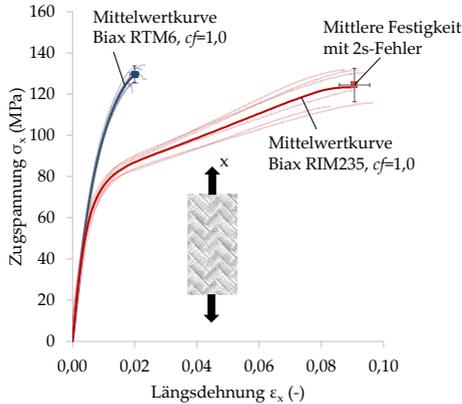


Abbildung 68: Spannungs-Dehnungs-Kurven der Zugversuche von biaxialen Geflechtem mit RTM 6 (blau) und RIM 235 (rot) Matrixsystemen mit voller Bedeckung.

Normierte Spannungs-Dehnungs-Kurven ($V_f = 0,6$) der Zugversuche mit triaxialen Geflechtem und RIM 235 Harz zeigt Abbildung 71 für volle ($cf = 99,4\%$) und niedrige ($cf = 93,3\%$) Bedeckung. Die lückenhaften Geflechtem weisen verringerte E-Moduln bei hohen Dehnungen und eine starke Reduktion der mittleren Zugfestigkeiten auf. Darüber hinaus ist in Abbildung 69 zu sehen, dass eine starke Korrelation der Laminatdicke mit den mechanischen Eigenschaften existiert, welche wiederum nach Gleichung (34) linear vom Flächengewicht und somit dem Bedeckungsgrad abhängig ist.

Im Vergleich mit den Druckeigenschaften (s. Abbildung 70) fällt auf, dass die hier verwendeten dickeren Lamine eine geringere Reduktion der mechanischen Eigenschaften aufweisen. Während die Zugfestigkeiten der vierlagigen Geflechtem bei der niedrigsten Bedeckung um 27,8% sinken, beträgt die Reduktion der Druckfestigkeiten mit 10-lagigen Geflechtem nur 11,7%. Wie im Fall der Korrelationsanalysen inhomogener Geflechtem in Kapitel 5.2.1, existiert auch hier bei Druckprüfungen eine geringere Abhängigkeit von Faserarchitektur-Variationen als unter Zuglast.

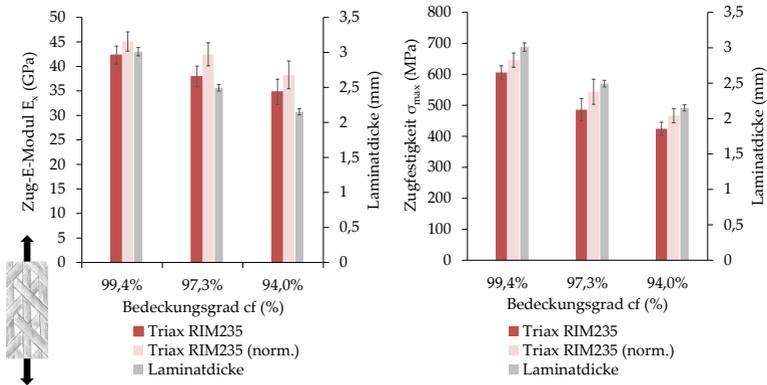


Abbildung 69: Nicht normierte und auf $V_f = 0,6$ normierte Zug-E-Moduln und -Festigkeiten triaxialer Geflechte mit unterschiedlichen Bedeckungsgraden.

Dass die präzise Bestimmung des Bedeckungsgrades für die Bewertung der mechanischen Eigenschaften entscheidend ist, zeigt auch die Berechnung der prozentualen Kennwertreduktion: Bei den triaxialen Geflechtes ergibt sich für jedes Prozent niedrigeren Bedeckungsgrades eine Reduktion der Zugfestigkeit von 6,1% bezogen auf den Mittelwert der Versuchsreihe (unter Annahme einer linearen Regression).

Um die Signifikanz der Resultate zu überprüfen wird ein Welch-Test (eine Variante des Zweistichproben-T-Tests mit ungleichen Standardabweichungen) für die Geflechte mit höchster und niedrigster Bedeckung durchgeführt. Der Welch-Test bestimmt die Wahrscheinlichkeit P , mit der die gemessenen Mittelwerte zweier Grundgesamtheiten μ_1 und μ_2 nicht verschieden sind (Nullhypothese). Die Signifikanzniveaus betragen $\alpha = 5\%$ ($P < 5\%$) für signifikante Unterschiede (als „+“ gekennzeichnet) und $\alpha = 0,1\%$ ($P < 0,1\%$) für hochsignifikante (als „++“ gekennzeichnet) Unterschiede. Nicht signifikante Ergebnisse werden mit „o“ gekennzeichnet. Die Eingabe-Parameter zur Berechnung der Signifikanzlevel sind \bar{E}_x bzw. $\bar{\sigma}_{max}$ (Die Mittelwerte der

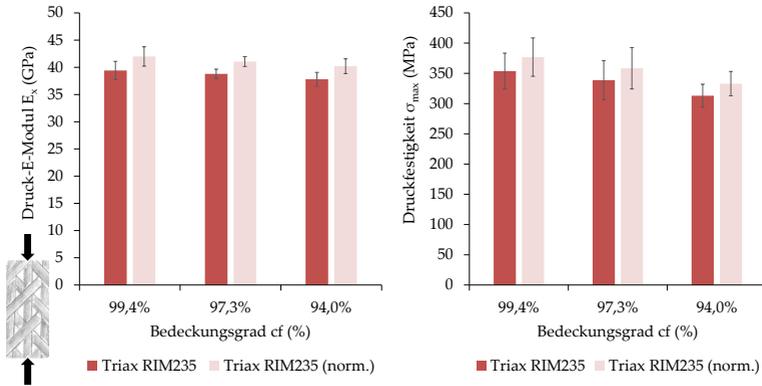


Abbildung 70: Nicht normierte und auf $V_f = 0,6$ normierte Druck-E-Moduln und -Festigkeiten triaxialer Geflechte mit unterschiedlichen Bedeckungsgraden.

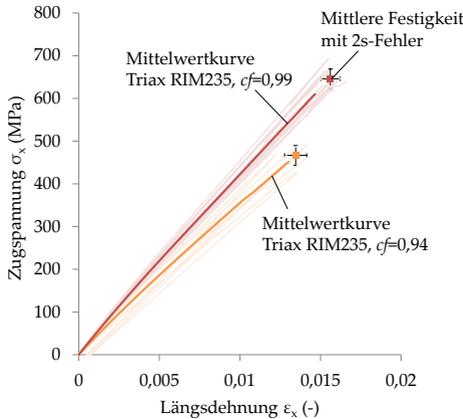


Abbildung 71: Spannungs-Dehnungs-Kurven der Zugversuche von triaxialen Geflechtem und RIM 235 Matrixsystem mit voller und niedriger Bedeckung (normiert auf $V_f = 0,6$).

Tabelle 17: Ergebnisse des Welch-Tests ($\alpha = 5\%/0,1\%$) für Zugversuche mit auf $V_f = 0,6$ normierten Mittelwerten des Zug-E-Moduls und der Zugfestigkeit. H1=RIM235, H2=RTM6. Signifikanzlevel: o = nicht signifikant, + = signifikant, ++ = hoch signifikant.

Testreihe	Kennwert	cf [%]	$\bar{E}_x/\bar{\sigma}_{max}$ [GPa]/ [MPa]	n [-]	s [GPa]/ [MPa]	$\Delta\bar{E}_x/\Delta\bar{\sigma}_{max}$ [%]	P [%]	sign. level
Biax H1	\bar{E}_x	100	14,7	6	0,5	-8,2	0,8	+
		92,9	13,5	6	0,7			
	$\bar{\sigma}_{max}$	100	127,0	6	8,1	-1,5	77,2	o
		92,9	125,1	6	13,3			
Biax H2	\bar{E}_x	100	14,3	7	1,0	-6,1	11,6	o
		92,9	13,4	6	0,9			
	$\bar{\sigma}_{max}$	100	130,0	7	4,0	-16,5	1,2	+
		92,9	108,6	6	13,9			
Triax H1	\bar{E}_x	99,4	45,1	12	1,7	-15,1	0,1	++
		93,3	38,3	6	2,8			
	$\bar{\sigma}_{max}$	99,4	645,9	12	21,6	-27,8	0,0	++
		93,3	466,5	6	21,0			

Steifigkeiten und Festigkeiten), n (die Anzahl getester Prüfkörper je Testreihe) und s (die Standardabweichung der Testreihe). Tabellen 17 und 18 zeigen die Ergebnisse des Welch-Tests.

5.2.2.3 Diskussion der Ergebnisse

Biaxiale Geflechte zeigen eine starke Zunahme der Festigkeitsstreuung bei niedrigem Bedeckungsgrad. Eine signifikante Reduktion der Festigkeitskennwerte kann allerdings nur bei RTM6-Laminaten festgestellt werden, die auch im Mittel deutlich stärker ausfällt als bei RIM235-Prüfkörpern.

Bei triaxialen Geflechten hingegen ergibt sich bei niedrigem Bedeckungsgrad eine hochsignifikante Zugfestigkeitsreduktion

Tabelle 18: Ergebnisse des Welch-Tests ($\alpha = 5\%/0,1\%$) für Druckversuche mit normierten Mittelwerten des Druck-E-Moduls und der Druckfestigkeit. H1=RIM235, H2=RTM6. Signifikanzlevel: o = nicht signifikant, + = signifikant, ++ = hoch signifikant.

Testreihe	Kennwert	cf [%]	$\bar{E}_x/\bar{\sigma}_{max}$ [GPa]/ [MPa]	n [-]	s [GPa]/ [MPa]	$\Delta\bar{E}_x/\Delta\bar{\sigma}_{max}$ [%]	P [%]	Sign.level
Biax H1	\bar{E}_x	100	13,7	5	0,8	-4,0	21,5	o
		92,9	13,1	7	0,7			
	$\bar{\sigma}_{max}$	100	121,3	5	4,2	+0,5	85,0	o
		92,9	121,9	7	6,5			
Biax H2	\bar{E}_x	100	13,0	5	0,4	-0,3	69,9	o
		92,9	12,9	8	0,5			
	$\bar{\sigma}_{max}$	100	187,8	5	6,0	-10,2	0,07	++
		92,9	168,7	8	3,6			
Triax H1	\bar{E}_x	99,4	42,0	12	1,7	-4,3	1,6	+
		93,3	40,2	8	1,3			
	$\bar{\sigma}_{max}$	99,4	376,9	12	29,8	-11,7	0,08	++
		93,3	333,0	8	18,9			

von ca. 28 %, die Steifigkeit fällt um ca. 15 % geringer aus als bei voller Bedeckung. Um die Ursache zu identifizieren, wird im Folgenden ein möglicher Einfluss der Merkmale Stehfadenanteil, Stehfadenondulation und Laminatdickenvariation diskutiert.

Stehfadenanteil

Der prozentuale Stehfadenanteil eines triaxialen Geflechts besitzt aufgrund der in Prüfrichtung orientierten Axialfasern einen starken Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften. Die Berechnung des Stehfadenanteils ist in Kapitel A.1 erklärt und erfolgt über die Gleichung

$$C_a = \frac{1}{1 + \frac{n_b \text{tex}_b}{n_a \text{tex}_a \cos(\gamma)}}. \quad (28)$$

Dass der Stehfadenanteil unabhängig vom Kerndurchmesser den theoretischen Werten entspricht, kann durch Stichprobenanalysen anhand von CT-Aufnahmen bestätigt werden (s. Abbildung 20). Der berechnete Wert beträgt bei dem hier verwendeten Geflecht 26,1 % ($n_b = 176, n_a = 88, \text{tex}_a = \text{tex}_b = 800 \text{ g/km}, \gamma = 45^\circ$), die gemessenen Werte ca. 27 – 28 %.

Zwar ist dennoch eine lokale Variation des Stehfadenanteils mit niedrigem Bedeckungsgrad möglich, da die Fasern inhomogener im Laminat verteilt sind. Eine Zunahme der Kennwertstreuung, die daraus resultieren würde, zeigen die Ergebnisse allerdings nicht. Es ist daher davon auszugehen, dass die lokale Stehfadenverteilung über die Anzahl der Geflechtlagen ausgeglichen wird und der Stehfadenanteil nicht zur Erklärung der Eigenschaftsreduktion herangezogen werden kann.

Dickenvariation

Aufgrund der Infusion im VARI-Verfahren mit einseitig flexibler Membran entsteht eine wellige Oberfläche der Testlaminare. Dies führt tendenziell zu einer Überschätzung der Laminatdicke durch taktiles Messen, da Hügel häufiger erfasst werden als Täler. Da die Dicke linear in die Berechnung der Spannung und somit der Materialkennwerte eingeht, würde eine Zunahme der Dickenüberschätzung mit sinkendem Bedeckungsgrad eine Pseudo-Reduktion der Materialeigenschaften bewirken. Daher

Tabelle 19: Ergebnisse der Laminatdickenmessung mit Bügelmessschraube (BMS) und Streifenlichtprojektionssystem (SPS) ATOS Triple Scan.

Geflecht	D [mm]	t_{lam} (BMS) [mm]	t_{lam} (SPS) [mm]	Abweichung [%]
Biax	120 mm	2,19	2,13	2,5%
Biax	160 mm	1,76	1,67	4,8%
Biax	190 mm	1,56	1,43	8,1%
Triax	160 mm	2,45	2,26	7,9%
Triax	190 mm	2,16	2,01	6,4%

wird im folgenden Abschnitt die Dickenmessung von Geflechtlaminaten überprüft.

Zur Bestimmung der Dicke kommen üblicherweise Bügelmessschrauben (BMS) zum Einsatz. Zum Vergleich werden exemplarisch drei Zugprüfkörper je Prüfreihe taktil an 10 Stellen mittels Bügelmessschraube (Mitutoyo 0 – 30 mm, $\pm 0,001$ mm Genauigkeit) und zusätzlich mit dem Streifenlichtprojektionssystem (SPS) ATOS Triple Scan vollflächig erfasst. Letzteres ergibt 768 Dickenmesswerte, die gleichmäßig über die Oberfläche des Prüfkörpers verteilt sind. Die Ergebnisse der Dickenbestimmung zeigt Tabelle 19.

Die Testmessungen zeigen bei den biaxialen Geflechten eine Zunahme der Dicken-Überschätzung mit niedriger Bedeckung, bei den triaxialen Geflechten nicht. Bei den biaxialen Geflechten deuten die Ergebnisse somit darauf hin, dass ein Teil der Kennwertreduktion bei niedriger Bedeckung kompensiert wird und somit die tatsächliche Kennwertreduktion geringer ausfällt. Bei den triaxialen Geflechten legen die Messungen nahe, dass die tatsächlichen Kennwerte durch die Überschätzung der Dicke zwar höher sind, eine steigende Abweichung mit niedriger werdendem Bedeckungsgrad aber nicht vorliegt und somit die relative Kennwertreduktion unbeeinflusst ist. Der Fehler der Dickenbestimmung kann also ebenfalls nicht als ausschlaggebende

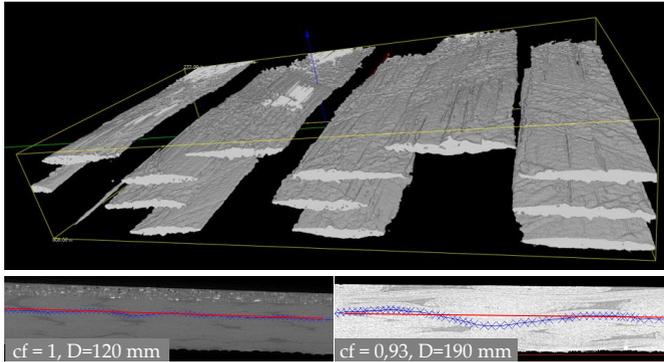


Abbildung 72: Segmentierte Stehfäden einer CT-Aufnahme eines triaxialen Geflechtprüfkörpers und Stehfadenondulation von Geflechtem mit hoher (unten links) und niedriger Bedeckung. Die rote Linie repräsentiert die projizierte Länge des Stehfadens, die in Bezug auf die Fadenlänge ein Maß für die Ondulation darstellt.

Ursache für die starke Kennwertreduktion triaxialer Geflechte herangezogen werden.

Stehfadenondulation

Ein niedriger Bedeckungsgrad resultiert tendenziell in einer Zunahme der Fadenondulation, da sich die Fasern benachbarter Lagen durch die Vakuum-Kompaktierung in die angrenzenden Lücken hineinlegen können. Da für die mechanischen Kennwerte triaxialer Geflechte in Produktionsrichtung der Verlauf der Stehfäden entscheidend ist, liegt es nahe, dass eine Zunahme der Stehfadenondulation Ursache für die starke Reduktion der mechanischen Eigenschaften ist. Zur Überprüfung der These werden CT-Bilddaten in der Bachelorarbeit von Hermann [64] analysiert. Da die reale Ondulation nicht zwangsläufig einem sinusförmigen Verlauf entspricht, wird sie hier als das Verhältnis der tatsächli-

chen Pfadlänge L_{pfad} zur projizierten Stehfadenlänge $L_{projiziert}$ definiert mit

$$o = \frac{L_{pfad}}{L_{projiziert}} - 1. \quad (29)$$

Um qualitativ hochwertige Bilddaten zu erhalten, werden die Proben hierfür an ID 19 der European Synchrotron Radiation Facility (ESRF) mit einer Pixelgröße von $13,67 \mu m$ aufgenommen. Durch Synchrotron-Strahlung wird der Grauwertkontrast im Vergleich zu konventioneller CT erhöht [109, 117]. Dies ermöglicht die automatische Trennung von Flecht- und Stehfäden auf Basis der lokalen räumlichen Faserorientierungen (s. Abbildung 72) und somit gleichzeitig die Validierung des theoretischen Stehfadenanteils.¹ Die Längen der Stehfäden werden anschließend in der Software MAVI des Fraunhofer ITWM über Schnitte ausgewertet, die parallel zu vier Stehfäden je Prüfkörper gelegt werden. Tabelle 20 zeigt, dass sich die nach Gleichung 29 definierte Ondulation der Fasern bei einem Bedeckungsgrad von 93% gegenüber Geflechtem mit voller Bedeckung im Schnitt nahezu verdoppelt.

Aus den Ergebnissen der Laminatanalyse kann geschlossen werden, dass die Ursache der Kennwertreduktion bei niedriger Bedeckung primär aus den erhöhten Fadenondulationen resultiert, die sich aufgrund des lückenhaften Geflechts ausbilden. Insbesondere die stärkere Stehfadenondulation bei triaxialen Geflechtem führt zu einer starken Verringerung der mechanischen Eigenschaften. Auch wenn die biaxialen Geflechte nur in Produktionsrichtung getestet wurden, ist davon auszugehen, dass eine ähnliche Verringerung der Eigenschaften in Faserrichtung gegeben ist, wie es von Mitwalsky [110] für biaxiale Geflechte gezeigt wurde. Gleichzeitig ist der folgende Wirkzusammenhang naheliegend: Aufgrund der ungleichmäßigen Verteilung der Lücken entstehen innerhalb einer Probe

¹ Die Methode basiert auf einer Eigenwertanalyse der Hesse-Matrix der 2. Ableitung von Pixel-Grauwerten. Dabei wird in jedem Pixel die Richtung der geringsten Grauwertkrümmung als 3D-Faserorientierung identifiziert. Details werden z.B. in [130, 155] beschrieben.

Tabelle 20: Aus CT-Daten gewonnene durchschnittliche Stehfadenondulation und Stehfadenanteile von vier verschiedenen Triaxialgeflecht-Coupons mit hoher (120 mm Kerndurchmesser) und niedriger Bedeckung (190 mm Kerndurchmesser).

Prüfkörper	D [mm]	c_f [%]	o [%]	C_a [%]
120-1	120	99,4%	0,23%	28%
120-2	120	99,4%	0,35%	
190-1	190	93,3%	0,45%	27%
190-2	190	93,3%	0,56%	

unterschiedlich starke Fadenondulationen. Dies führt dazu, dass manche Stehfäden im Probekörper stärker als andere belastet werden und so die effiziente, homogene Ausnutzung der axial orientierten Fasern nicht gegeben ist. Der lineare Abfall der mechanischen Eigenschaften ähnelt dabei einer Reduktion, die durch einen geringeren Stehfadenanteil hervorgerufen wird, da der effektive Anteil der lasttragenden Axialfasern mit sinkendem Bedeckungsgrad geringer wird.

Daraus kann geschlossen werden, dass optimale Qualität in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften des FKV nur erreicht werden kann, wenn die Fadenverläufe aller lasttragenden Fasern homogen ausgebildet sind und somit einen möglichst identischen Spannungszustand unter Last annehmen.

Ein konstanter und mit dem theoretischen Wert übereinstimmender volumenbezogener Stehfadenanteil bei triaxialen Geflechtern kann durch CT-Analysen nachgewiesen werden. Eine durch die Messmittel verursachte Überschätzung der Laminatdicke bei einseitig welligen Prüfkörper verringert zwar die berechneten Materialkennwerte, insbesondere triaxiale Geflechtern weisen jedoch eine prozentual ähnliche Überschätzung bei unterschiedlichen Bedeckungsgraden auf, so dass dies auf die relative Kennwertänderung keinen Einfluss hat. Dennoch führen die Ergebnisse zu der Erkenntnis, dass eine präzise Vermessung der Laminat-Topografie wichtig für die mechanische Bewertung des

Faserverbundwerkstoffes ist, wenn produktionsbedingt Schwankungen der Laminatdicke auftreten können. Eine vollflächige Vermessung der Oberfläche, wie z.B. durch ein Streifenlichtprojektionsverfahren, ist hierfür besonders vorteilhaft.

5.2.3 Einfluss von Ondulationen

Zur gezielten Untersuchung des Einflusses von inhärenten Fadenondulationen in Geflechtem ist eine isolierte Betrachtung dieses Faserarchitekturmerkmals notwendig, ohne dass weitere mögliche Einflussfaktoren vorliegen. Eine zusätzliche Ondulation, die sich als Sekundäreffekt eines anderen Merkmals wie dem Bedeckungsgrad ergibt, ist somit nicht zielführend. Entsprechend den Ausführungen der vorangegangenen Kapitel soll eine Variation der Ondulation bei konstanter Faserorientierung und voller Bedeckung erfolgen.

Die angewendete Methode, die Fadenondulation als isolierten Parameter zu variieren, ist die Änderung des Fadentiters. Die zu prüfende Hypothese ist, dass die mechanischen Eigenschaften durch stärkere Fadenondulationen primär in Faserrichtung reduziert werden, da der Faden im Laminat mit wachsendem Verhältnis von Amplitude zu Wellenlänge lokal stärker beansprucht wird als im gestreckten Verlauf. Die mechanische Charakterisierung erfolgt daher anhand von Zugprüfkörpern von 45° Biaxial-Geflechtem mit unterschiedlichen Ondulationsgraden in Fadenrichtung, welche somit cross-ply-Laminaten mit $[0_n/90_n]_s$ Lagenaufbau entsprechen.

Um die Möglichkeit einer verbesserten Steifigkeitsvorhersage mittels realer Ondulationswerte zu analysieren, erfolgt im Anschluss an die Beschreibung der Versuchsreihen eine exemplarische Berechnung des E-Moduls nach Krenchel [81]. Zudem wird untersucht, inwiefern Ondulationswerte aus Texturdaten abgeschätzt werden können, ohne aufwändige volumetrische Messverfahren einsetzen zu müssen.

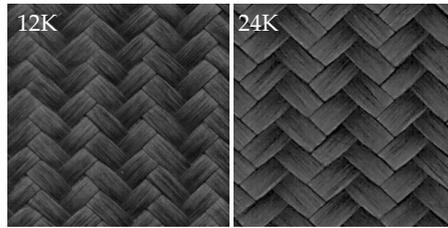


Abbildung 73: Scans von 2:2 12K- (links) und 24K-Geflechtem. Die 12K-Geflechte wurden auf einem Kern mit 120 mm Durchmesser, die 24K-Geflechte auf 140 mm produziert.

5.2.3.1 Herstellung der Testlaminat

Zur Herstellung werden Geflechte mit Fasern vom Typ Tenax HTS40 12K 800 tex und Tenax HTS40 24K 1600 tex an einer RF176 mit voller Flechtmaschinenbesetzung und einer Fadenabzugskraft von 350 g produziert (s. Abbildung 73) und mit dem Harzhärter-System RIM235/RIMH237 infiltriert. Es kommen Kerne mit 120 mm für 12K-Fasern und 140 mm für 24K-Fasern zum Einsatz, um für die jeweils erzielbare Fadenbreite den optimalen Punkt des Prozessfensters zu erreichen. In Vorversuchen ergab eine Erhöhung des Flechtkerndurchmessers für das 12K-Geflecht Lücken, eine Reduktion des 24K-Kerndurchmessers ein mangelhaftes Anliegen des Geflechts am Kern.

Um eine mögliche Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der Laminatdicke auszuschließen, werden 12K-Geflechte aufgrund des geringeren Flächengewichts mit acht, 24K-Geflechte mit vier Lagen hergestellt.

Die nasschemisch bestimmten Faservolumengehälter sind bei beiden Geflechtem mit ca. 58-59% nahezu identisch, der Porengehalt ist kleiner als 1%. Da insbesondere Geflechte mit erhöhten Ondulationen, wie im vorherigen Kapitel beschrieben, wellige Laminatoberflächen besitzen können, erfolgt die Messung der Laminatdicke nicht wie üblich mittels Bügelmessschraube, sondern direkt mithilfe des SPS ATOS Triple Scan (876 Messwerte je Prüfkörper). Die Mittelung der Dickenwerte ist in Tabelle 21 auf-

Tabelle 21: Mittelwerte μ und Standardabweichungen s der Laminatdicken der 12K- und 24K-Geflechte mit je n_L Einzellagen. Die Dickenbestimmung erfolgt mittels SPS (ATOS Triple Scan) individuell für jeden Prüfkörper (876 Messwerte je Zug-Prüfkörper).

Laminat	n_L [-]	Dicke (μ) [mm]	Dicke (s) [mm]	V_f [%]
12K	8	4,06	0,107	58,8
24K	4	3,61	0,109	58,2

geführt und ergibt beim 8-lagigen 12K-Geflecht durchschnittlich 4,06 mm, beim 24K-Geflecht 3,61 mm.

Die Prüfung der Zugeigenschaften erfolgt nach DIN EN ISO 527-4 (Prüfkörperabmaße: 250 mm x 25 mm) an einer Schenck-Trebel Universalprüfmaschine RM250 mit einseitig aufgebracht DMS.

5.2.3.2 Testergebnisse

Die in Abbildung 74 dargestellten Spannungs-Dehnungs-Verläufe der Versuchsreihen zeigen beim 12K-Geflecht ein nahezu lineares Verhalten bis zum Bruch, starke Nichtlinearitäten entstehen erst im oberen Viertel des Spannungsbereichs. Beim 24K-Geflecht hingegen entstehen früh erste Risse quer zur Prüfrichtung in 90°, welche sich bei ca. der Hälfte der Bruchspannung akkumulieren, so dass der Spannungsverlauf hier einbricht und ein Plateau bildet, bevor erneut ein Anstieg mit deutlich reduzierter Linearität bis zum Bruch erfolgt. Tabelle 22 zeigt die numerischen Ergebnisse der Zugprüfungen. Das 24K-Geflecht weist im Vergleich um 11% geringere E-Moduln und Festigkeiten auf, die Bruchdehnung des 12K-Geflechts ist um 0,4% geringer als die des stärker ondulierten 24K-Geflechts.

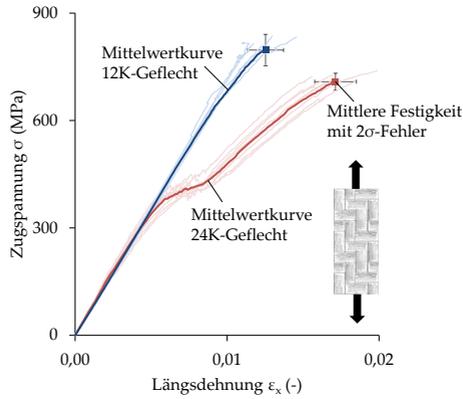


Abbildung 74: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der 12K- und 24K-Geflecht laminate. Die 24K-Geflechte zeigen aufgrund von Delaminationen einen Einbruch der Spannungsverläufe bei ca. der Hälfte der maximalen Längsdehnung.

Tabelle 22: Prüfergebnisse der 12K- und 24K-Geflechte. n_p : Anzahl der Prüfkörper; E_x : Zug-E-Modul; σ_{max} : Zugfestigkeit; ϵ_{max} : Bruchdehnung (Standardabweichungen in Klammern). *Die Bruchdehnungen der 24K-Geflechte wurden wie in Kapitel A.4 beschrieben über den Traversenweg bestimmt.

Geflecht	n_p	E_x	σ_{max}	ϵ_{max}
	[-]	[GPa]	[MPa]	[%]
12K	8	69,0 (1,2)	796,8 (44,0)	1,3 (0,12)
24K	8	61,1 (5,0)	708,4 (23,7)	1,7*(0,14)

Wie die Bruchbilder der Prüfkörper in Abbildung 75 zeigen, führen die im 24K-Laminat auftretenden Risse zu einer großflächigen Delamination der einzelnen Lagen über nahezu die gesamte freie Prüflänge. Die 12K-Coupons hingegen versagen plötzlich und in einem lokal abgegrenzten Bereich. Delaminationen der 24K-Geflechte beginnen dabei bereits bei geringen Dehnungen zunächst quer zur Prüfrichtung. Dieses in der Literatur in Bezug auf [0/90] cross-ply-Lamine beschriebene Phänomen [146] entsteht insbesondere bei dicken 90°-Lagen, wobei transversale Risse an der Kante des Prüfkörpers aufgrund der unterschiedlichen Spannungen der Einzellagen auftreten. Diese breiten sich rasch und über die gesamte Breite aus, während bei dünnen 90°-Lagen transversale Risse erst bei deutlich höheren Dehnungen entstehen.

Bei den hier verwendeten Geflechtem entspricht die theoretische Dicke der 90°-Lagen stets der der 0°-Lagen, da die Flächengewichte der beiden Flechtfadensysteme identisch sind. Der Unterschied zwischen 12K- und 24K-Geflecht muss daher seinen Ursprung in der Faserarchitektur haben. Die Delaminationen der Einzellagen des 24K-Geflechtes unter Zuglast weisen auf interlaminae Spannungen hin, die größer als die Bruchspannung des Matrixsystems sind. Anschaulich entstehen diese durch eine Streckung der ondulierten Fasern in Lastrichtung, welche wiederum out-of-plane Spannungen senkrecht zur Laminebene induzieren. Entsteht so ein Riss zwischen zwei Lagen, schreitet dieser unter aufgebrachtener Zuglast rasch fort und erzeugt das zu sehende Bruchbild. Bei den 12K-Geflechtem entstehen diese Risse erst kurz vor Erreichen der makroskopischen Bruchspannung, so dass keine vorzeitigen Delaminationen auftreten.

5.2.3.3 Analytische Steifigkeitsberechnung

Um zu überprüfen, inwiefern reale Ondulationswerte die Berechnung der Steifigkeit nach Krenchel [81] (s. Kapitel 2.2.4.2) verbessern können, werden in der Arbeit von Hermann [64] zunächst Ondulationen mittels CT-Aufnahmen für 12K- und 24K-Geflechtem bestimmt. Dies erfolgt anhand von mindestens fünf Einzelfadenverläufen als Verhältnis von Fadenlänge zu projizier-

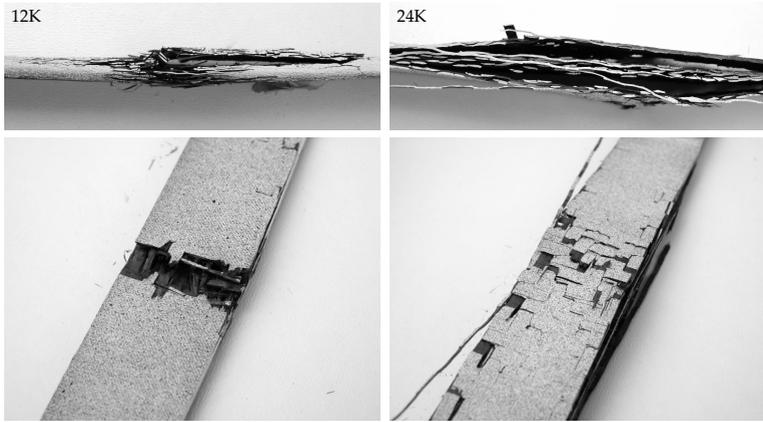


Abbildung 75: Bruchbilder der 12K- (links) und 24K-Geflechtcoupons mit großflächigen Delaminationen zwischen den Lagen des 24K-Laminats.

ter Länge nach Gleichung (29) mittels Digitalisierungs-Software (in diesem Fall *Engauge Digitizer*). Abbildung 76 zeigt beispielhaft die Fadenverläufe beider Geflechte. Die Ergebnisse zeigen mit einem Ondulationswert von 0,74 % beim 12K-Gewebe und 1,22 % beim 24K-Gewebe annähernd eine Verdopplung.

Da in der Literatur, wie in Kapitel 2.2.4 aufgeführt, häufig die Welligkeit als Verhältnis von Amplitude zu Periodenlänge \hat{z}/L eines sinusförmigen Fadenverlaufs herangezogen wird, sollen die realen Fadenverläufe der untersuchten Geflechte entsprechend beschrieben werden. Die Rohdaten des X-Z-Fadenverlaufs werden hierfür über die Curve Fitting ToolboxTM der Software Matlab[®] über eine Sinusfunktion angenähert mit der Form

$$z(x) = \hat{z} \cdot \sin\left(\frac{2\pi}{L}x + q\right) + u, \quad (30)$$

wobei die Parameter q (Phase) und u (z -Verschiebung) nur zur Approximation der Rohdaten genutzt und später zu Null gesetzt werden. Zur Auswertung der Ondulation sind die Amplitude \hat{z} sowie die Periodenlänge L der Sinusfunktion ausreichend. Die

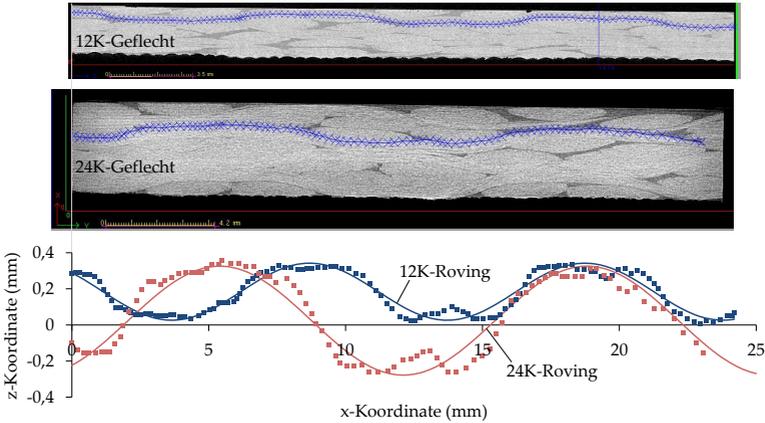


Abbildung 76: CT-Analyse der Flechtfadenverläufe eines 12K- (oben) und eines 24K-Geflecht laminats (unten) sowie mittels Sinusfunktion angenäherte Fadenverläufe.

Software optimiert die Funktionsparameter solange numerisch, bis ein maximales Bestimmtheitsmaß R^2 erreicht wird. Die Bestimmtheitsmaße der approximierten Funktion liegen bei den ausgewerteten Fadenverläufen zwischen 0,79 und 0,92. Abbildung 76 zeigt hierzu exemplarisch die Auswertung zweier Fadenverläufe.

Die Ergebnisse zeigen eine starke Zunahme der Amplitude, sowie eine größere Periodenlänge beim 24K-Gewebe. Letztere resultiert aus den größeren Fadenbreiten welche wiederum eine Zunahme der Einheitszellengröße bewirken.

Zur theoretischen Berechnung der E-Moduln kann nun der Effizienzfaktor η nach Krenchel [81] berechnet werden. Mit diesem ist eine Bestimmung der Steifigkeit über die Gleichungen (5) bis (8) möglich. Die Berechnung erfolgt anhand der klassischen Laminattheorie gemäß Kapitel A.5. Das theoretische Modell führt zwar zu einer guten Annäherung des realen Steifigkeitswertes, überschätzt aber in beiden Fällen die experimentellen Ergebnisse und liefert auch nicht dieselbe relative Änderung aufgrund der

Tabelle 23: Funktionsparameter der Sinusfunktionen zur mathematischen Beschreibung des ondulierten Fadenverlaufs und Effizienzfaktor nach Krenchel [81] mit berechneten E-Moduln ohne Ondulation (CLT) und mit vermessenen Ondulationsgraden (zur Erläuterung der Berechnung s. Kapitel A.5).

Geflecht	\hat{z} [mm]	L [mm]	\hat{z}/L [-]	η [%]	$E_{x,theor}$ [GPa]
CLT	-	-	-	100	76,0
12K	0,165	10,37	0,016	99,0	75,3
24K	0,285	13,12	0,022	98,2	74,7

Tabelle 24: Eingesetzte Kennwerte zur Berechnung laminatspezifischer Größen mittels CLT (aus Schürmann [139], zur Berechnung s. Kapitel A.5).

Parameter	Formelzeichen	Wert
Längs-E-Modul Faser	$E_{F\parallel}$	240.000 MPa
Quer-E-Modul Faser	$E_{F\perp}$	13.000 MPa
Querkontraktionszahl Faser	ν_f	0,23
Schubmodul Faser	$G_{F\parallel\perp}$	50.000 MPa
E-Modul Matrix	E_H	3.100 MPa
Schub-Modul Matrix	G_H	1.200 MPa
Querkontraktionszahl Matrix	ν_H	0,3

höheren Ondulation des 24K-Geflechts, welche im Vergleich zur Steifigkeitsreduktion im Experiment (11 %) bei nur 0,8 % liegt. Die Ergebnisse zeigt Tabelle 23. Die zur Berechnung der Ingenieurskonstanten verwendeten Kennwerte sind in Tabelle 24 aufgelistet.

Die Abweichung der theoretischen von der experimentellen Steifigkeit kann verschiedene Ursachen haben: Zum Einen

liefert das einfache Modell nach Krenchel keine komplexe mikromechanische Betrachtung und vernachlässigt so reale Spannungsverteilungen im Laminat. Zum Anderen glättet die Sinusfunktion den realen Faserverlauf, so dass mögliche Spannungskonzentrationen aufgrund lokaler Ondulationsüberhöhungen abgeschwächt und nicht ausreichend repräsentiert werden. Zuletzt wurden aufgrund des hohen Aufwandes der CT-Daten-Auswertung nur exemplarisch Prüfkörper analysiert und es findet keine prüfkörperindividuelle Untersuchung der Faserarchitektur-Kennwert-Korrelation statt. Die Methodik zeigt dennoch die Möglichkeit, Kennwertvorhersagen mithilfe real erfasster Ondulationen zu verbessern indem diese in analytische (oder numerische) Modelle integriert werden.

5.2.3.4 Indirekte Ondulationsmessung aus Texturdaten

Da sich die Auswertung mittels CT-Aufnahmen in der Praxis als sehr zeitaufwändig erweist und somit bis auf weiteres keine sinnvolle Methode zur schnellen Qualitätsbewertung großflächiger FKV-Komponenten darstellt, ergibt sich die Anforderung nach einer Bestimmung der Ondulation auf Basis flächig erfassbarer Texturmerkmale. In den Arbeiten von Birkefeld [11] und von Reden [128] sind hierfür Ansätze zu finden. Demnach ergibt sich die Amplitude \hat{z} theoretisch aus der halben Einzellagendicke, die Wellenlänge L aus dem Rapport des Flechtmusters, also in diesem Fall der vierfachen Breite der Flechtfäden. Bei den hier verwendeten Geflechten berechnet sich damit mit den Laminatdicken aus Tabelle 23 eine Amplitude $\hat{z} = 4,06 / (8 \cdot 2) = 0,254$ für die 8-lagigen 12K-Geflechte und $\hat{z} = 3,61 / (4 \cdot 2) = 0,451$ bei den 4-lagigen 24K-Geflechtem. In beiden Fällen wird sie damit ungefähr um den Faktor 1,5 überschätzt, was sich bei Betrachtung der Bilddaten aus dem ungleichmäßigen Ablageverhalten der Fasern ergibt, die sich an unterschiedlichen Positionen befinden und eine variable Querschnittsgeometrie aufweisen.

Die Wellenlänge ergibt sich zu $L = 4 \cdot 3,2 \text{ mm} = 12,8 \text{ mm}$ für 12K- und $L = 4 \cdot 3,66 \text{ mm} = 14,64 \text{ mm}$ für 24K-Geflechte, welche somit ebenfalls leicht überschätzt wird im Vergleich zur appro-

ximierten Sinusfunktion. Dies ist sowohl auf Ungenauigkeiten bei der Bestimmung der realen Fadenverläufe, als auch bei der Messung der Fadenbreiten zurückzuführen, welche naturgemäß Schwankungen unterliegen.

In Summe scheint eine Vorhersage der ondulationsbedingten Faserarchitekturen und damit zusammenhängenden mechanischen Eigenschaften nur für eine grobe Einschätzung sinnvoll und sollte experimentell gesichert werden.

5.3 KORRELATIONEN BEI GELEGEN

5.3.1 *Einfluss von Gaps*

Basierend auf den Erkenntnissen der Faserarchitekturanalyse von Gelegen in Kapitel 4.3 werden in diesem Kapitel die Auswirkungen von Gaps auf die mechanischen Eigenschaften von Multiaxialgelege-Laminaten untersucht.

Zum Einsatz kommen die in Kapitel B.2 beschriebenen Biaxial- und UD-Gelege mit Fasern vom Typ Toray T700S 50C ($\rho_F = 1,8 \text{ g/cm}^3$, $E_F = 230 \text{ GPa}$, $\sigma_{F,max} = 4900 \text{ MPa}$, $\epsilon_{F,max} = 2,1\%$).

Um den Einfluss von Gaps systematisch zu analysieren, ist zunächst eine Methode zu deren reproduzierbarer Erzeugung notwendig. Der Anspruch dabei ist, Gaps mit vergleichbaren Mechanismen und Veränderungen der ursprünglichen Faserarchitektur zu generieren, wie sie fertigungsbedingt bei realen Drapierprozessen auftreten.

Für die Untersuchungsreihe ist ebenso die Wahl der Gap-Parameter entscheidend, die potenziell Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften haben, wobei aus dem Stand der Technik die folgenden bekannt sind:

- Gaporientierung in Bezug auf die Lastrichtung: Aus der Literaturrecherche in Bezug auf AFP-Laminat ist bekannt, dass Gaps quer zur Lastrichtung den größten Effekt erzielen, da angrenzende Faserlagen durch deren Einförmigkeit in Lücken eine erhöhte Welligkeit aufweisen. Ein Gap quer zur

Lastrichtung stellt somit ein Worst-Case-Szenario dar, welches auch in dieser Arbeit untersucht werden soll.

- Gapform: Gaps treten entweder als lokale Öffnungen („Fish Eyes“) oder in Form rechteckiger Kanäle auf. Letzteres scheint für eine Untersuchung mittels normierter Prüfkörper am sinnvollsten, da es bei lokalen Öffnungen zu ungewünschten Spannungsüberlagerungen im flächig begrenzten Prüfbereich kommen kann. Daher sollen „Endlos-Gaps“ in Form rechteckiger Kanäle erzeugt werden.
- Gapbreite: Die künstlich erzeugte Gapbreite wird entsprechend Kapitel 4.3 so gewählt, dass sie die der inhärenten Gaps überschreitet aber dennoch realistisch in Bezug auf reale Drapiereffekte ist. Die Zielbreite liegt somit zwischen 3 mm und 6 mm.
- Anzahl der Gaps je Schicht und im Laminat: Da dies eine wichtige Einflussgröße ist, werden sowohl einzelne Gaps, als auch mehrere Gaps entlang der Prüfkörperlängsachse eingebracht. In Dickenrichtung wird der Faktor zur Begrenzung des Prüfprogramms mit zwei im Lagenaufbau symmetrisch angeordneten Gaps konstant gehalten.
- Relative Gappositionen zueinander: Da es bei kleinen Gap-Abständen zu Spannungsüberlagerungen kommen kann, werden mehrere Gaps mit einem vielfachen Abstand der eigentlichen Gapbreite angeordnet.

Der Einfluss von Gaps wird über Zugprüfkörper entsprechend der Norm DIN EN ISO 527-4 (250 mm x 25 mm) untersucht.

5.3.1.1 Methoden zur Gap-Erzeugung

Zur fertigungsnahen Erzeugung der Gaps sind für beide Halbzeugarten unterschiedliche Methoden notwendig, die in der Arbeit von Braun [16] entwickelt werden.

Als realitätsnah wird die Verschiebung einzelner Rovings identifiziert, wie sie auch reibungsbedingt beim Drapieren auftritt. Um dies systematisch durchführen zu können, werden Kämme konstruiert, deren Zinken einen Abstand haben, der der doppelten Stichlänge der Trikotbindung entspricht. Letztere beträgt für

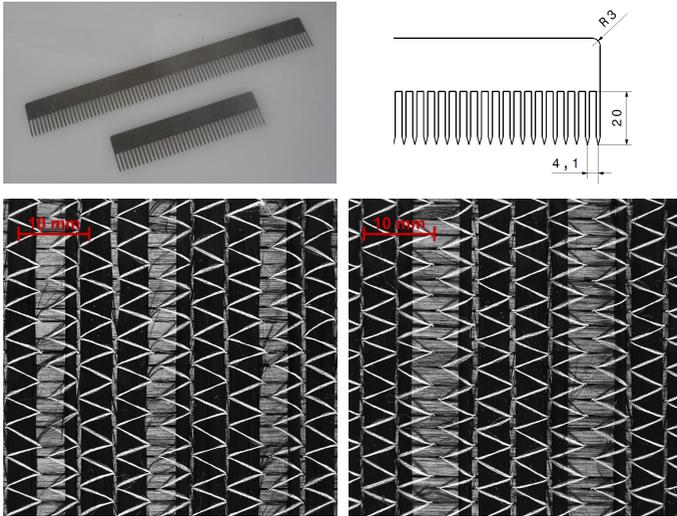


Abbildung 77: Mittels Kamm erzeugte Gaps im Biaxial-Gelege.

das verwendete Halbzeug $4,1\text{ mm}$. Gaps werden so durch das manuelle Aufschieben der Rovinge zum Rand der Trikot-Naht erzeugt, wodurch sich nur das lokale Flächengewicht des Textils ändert, ohne dass Material entfernt oder hinzugeführt wird. Der verschobene Roving wird dabei ausschließlich durch Reibung, ohne Nutzung eines zusätzlichen Bindermaterials fixiert. Es können so prinzipiell zwei Gapbreiten erzeugt werden: Breite Gaps entstehen bei der entgegengesetzten Verschiebung zweier aneinanderliegender Rovinge zum Rand der Naht, schmale Gaps bei der Verschiebung eines von zwei benachbarter Rovinge. Im folgenden Versuchsplan ist allerdings nur die Analyse der schmalen Gaps vorgesehen, da die Auswirkungen unterschiedlicher Gapbreiten zuverlässiger mit dem UD-Gelege analysiert werden können.

Die Vermessung der erzeugten Gaps erfolgt digital anhand von Bildaufnahmen mit einer Größe von $65\text{ mm} \times 65\text{ mm}$. Zu erwarten ist, dass sich die Gaps unter Vakuum verkleinern,

da die kompaktierten Rovings durch den Druck aufgeweitet werden. Daher werden ebenfalls Bilder trockener, mit ca. 30 *mbar* kompaktierter Gelege durch eine Glasscheibe aufgenommen und ausgewertet. Die Ergebnisse in Abbildung 79 zeigen eine konstante Breite von ca. 3 *mm* bzw. 6 *mm*.

Beim UD-Gelege ist aufgrund des aufgeschmolzenen Grids keine manuelle Verschiebung von Rovings zur Gaperzeugung möglich. Aufgrund der unidirektionalen Fasern lassen sich aber ähnlich dem Vorgehen bei AFP-Prozessen [134] Gaps durch Aneinanderlegen einzelner Zuschnitte erzeugen, wobei die Zuschnitte parallel zur Faserrichtung erfolgen. Zum Einstellen der Gapbreite wird ein Rahmen mit Abstandshalter eingesetzt, in den Metallleisten mit der gewünschten Gapbreite fixiert und die Zuschnitte entlang der Leisten ausgerichtet werden. Auch hier werden Gaps mit Breiten von 3 *mm* und 6 *mm* erzeugt und davon 15 Gaps an je zwei Positionen über Bildaufnahmen vermessen. Abbildung 79 zeigt, dass mithilfe des Rahmens sehr präzise Gapbreiten mit geringer Standardabweichung realisierbar sind.

5.3.1.2 Herstellung der Testlamine

Die Laminatherstellung findet mittels VARI-Verfahren statt, als Harzsystem kommen analog zu den Geflechtuntersuchungen die Komponenten Hexion RIM235 mit dem Härter RIMH237 zum Einsatz.

Als Lagenaufbau wird für beide Gelege ein symmetrisches, ausgeglichenes $[(0^\circ/90^\circ)_3]_s$ Laminat gewählt, bei dem in zwei der 90° -Lagen jeweils ein Gap eingearbeitet ist. Dies hat zum Ziel, dass jeder Gap von beiden Seiten an 0° -Lagen angrenzt, welche sich somit in die erzeugte Lücke einformen. Die in Abbildung 80 dargestellten Schliffbilder der Testlamine zeigen den Effekt der Konsolidierung auf den Faserverlauf. Wie erwartet, ergibt sich eine zusätzliche Welligkeit der 0° -Fasern im Gapbereich mit entsprechender Dickenreduktion des Laminats. Darüber hinaus entstehen Harznester an den Gap-Grenzen.

Auffällig ist die im Vergleich zu den UD-Gelegen inhomogene Dickenverteilung und unregelmäßige Faserarchitektur der

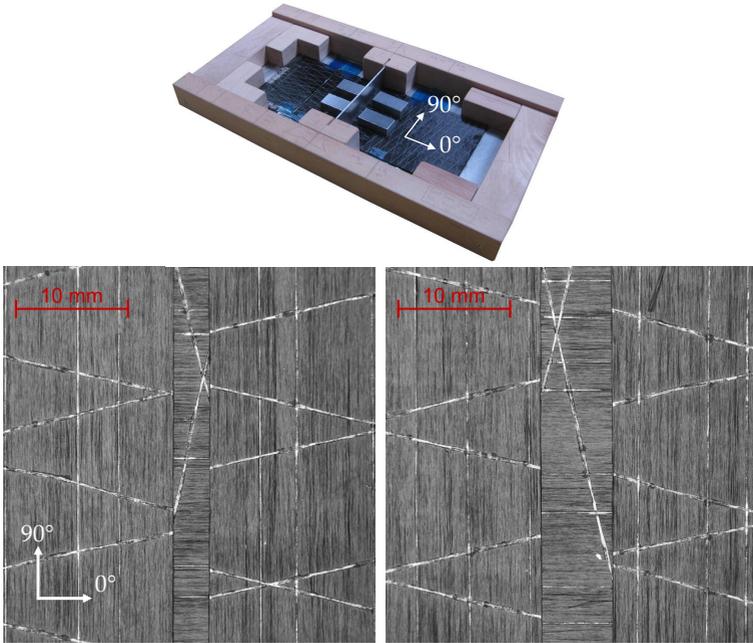


Abbildung 78: Mittels Rahmen erzeugte Gaps im UD-Gelege (links: 3 mm, rechts: 6 mm).

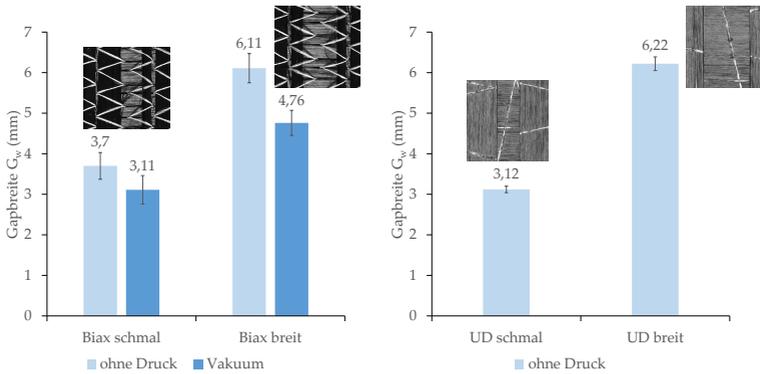


Abbildung 79: Vermessene Gapbreiten des biaxialen (links) und unidirektionalen Geleges (je 15 Gaps à zwei Messwerte).

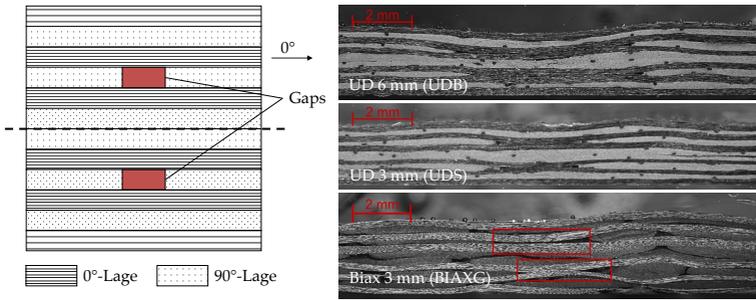


Abbildung 80: Schematischer $[(0^\circ/90^\circ)_3]_s$ Lagenaufbau der Testlaminate und Schlibfbilder mit Gaps der beiden Halbzeuge.

Biaxial-Gelege auch außerhalb der Gap-Bereiche. Dies spiegelt die inhärente Ungleichmäßigkeit der Faserverteilung in dieser Halbzeugart wieder, welche wiederum Faserwelligkeiten und Dickenschwankungen des Laminats bewirkt. Die beispielhaft anhand der Schlibfbilder bestimmten Gapbreiten des Biaxial-Geleges betragen $3,2\text{ mm}$ bzw. $2,9\text{ mm}$, welche nahe an der zuvor an trockenen Lagen gemessenen durchschnittlichen Breite von $3,1\text{ mm}$ unter Vakuum liegen. Bei den UD-Gelegen ergeben sich Gapbreiten von $2,8\text{ mm}$ und $3,0\text{ mm}$ (schmal), sowie $5,8\text{ mm}$ und $5,9\text{ mm}$ (breit). Die Bestimmung der Gapbreiten mittels trockener Halbzeuge entspricht also dem Effekt im Laminat und es kommt nicht zu signifikanten, infiltrationsbedingten Änderungen der Faserarchitektur.

Die Zugprüfkörper nach DIN EN ISO 527-4 mit einer freien Prüflänge von 150 mm werden einseitig mit DMS des Typs HBM LY11 10/120 beklebt, wobei auf der Rückseite Seite ein stochastisches Muster zur flächigen Dehnungsanalyse mittels DIC aufgesprüht wird. Der Test erfolgt an der Universalprüfmaschine Schenck-Trebel RM250 mit einer Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min . Zur Bestimmung der Laminatdicke t_{lam} werden die Prüfkörper nach Norm an je drei Stellen mittels Bügelmessschraube vermessen und den Auswertungen der Mittelwert zugrunde gelegt. Die Kennwerte beziehen sich somit nicht auf

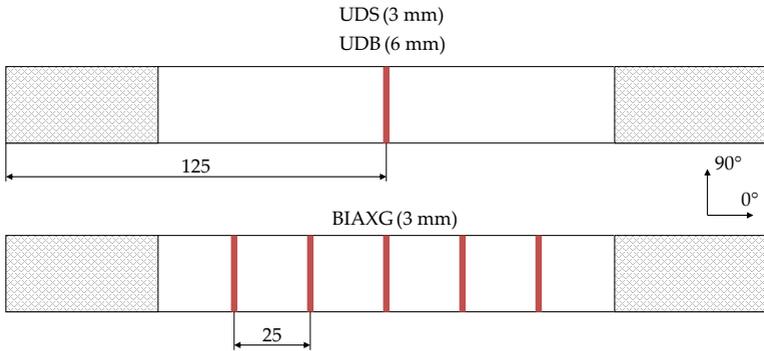


Abbildung 81: Verwendete Prüfkörperreihen nach DIN EN ISO 527-4 mit Gap-Positionen.

die lokalen Eigenschaften im Bereich des Gaps, sondern stellen homogenisierte Werte über die gesamten Prüfkörperlänge dar. Wie in Tabelle 25 zu sehen, gibt es keinen signifikanten Unterschied zwischen den gemittelten Laminatdicken defektfreier und mit Gaps hergestellter Proben. Diese Art der Auswertung ist insofern sinnvoll, als dass die lokale Reduktion der Laminatdicke so in die mechanischen Eigenschaften mit einfließt, welche zwangsläufig bei lokalen Variationen des Flächengewichts durch Gaps auftritt.

Insgesamt werden fünf Prüfreiheiten mit je sechs Prüfkörpern hergestellt und getestet: zwei Referenzprüfreiheiten mit ungestörten Faserarchitekturen der Ausgangsmaterialien BIAXR und UDR, zwei Prüfreiheiten zur Untersuchung des Einflusses der Gapbreite (UDS mit ca. 3 mm Gap und UDB mit ca. 6 mm Gap), sowie eine Prüfreiheit zur Untersuchung des Einflusses bei mehreren Gaps entlang des Prüfkörpers (BIAXG). Eine schematische Darstellung der Gappositionen im Prüfkörper zeigt Abbildung 81.

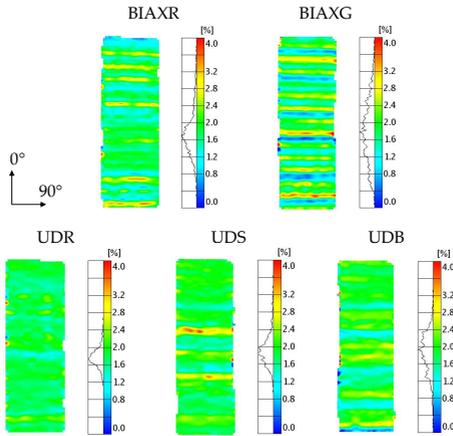


Abbildung 82: Dehnungsverteilung ϵ_x in Prüfrichtung der Zugprüfkörper mittels DIC (gom ARAMIS) unmittelbar vor Erreichen der Maximalspannung.

5.3.1.3 Testergebnisse

Die Zugprüfungen werden hinsichtlich E-Modul, Festigkeit und Bruchdehnung analysiert und die Kennwertunterschiede zwischen Gelegen mit ungestörter Faserarchitektur (UDR, BIAXR) und denen mit eingearbeiteten Gaps (BIAXG, UDS, UDB) mittels Welch-Test auf Signifikanz überprüft. Die Signifikanzniveaus betragen 5% für signifikante und 0,1% für hochsignifikante Unterschiede zwischen den Grundgesamtheiten.

Die Ergebnisse der Zugprüfungen zeigt Abbildung 83 mit einer detaillierten Auflistung der Kennwerte in Tabelle 25. In Bezug auf Festigkeiten ergibt sich eine signifikante Reduktion von 5% beim UD-Gelege für Gapbreiten von ca. 6 mm, wobei keine Signifikanz für eine Reduktion bei schmalen Gapbreiten (3 mm) nachgewiesen werden kann. Bei den Biaxial-Gelegen mit mehreren Gaps entlang der Prüfkörperachse liegt die hochsignifikante Reduktion bei 13% gegenüber dem Ausgangsmaterial.

Die mittels DIC aufgenommenen Dehnungsmuster der Längsdehnung in Abbildung 82 unmittelbar vor Versagen zeigen ein unterschiedliches Bruchverhalten der verschiedenen Prüfreihe. Das Biaxial-Gelege ohne künstliche Gaps weist im Vergleich mit dem unveränderten unidirektionalen Halbzeug eine deutlich höhere Streuung der Dehnung auf. Das Dehnungshistogramm des BIA-XG-Prüfkörpers zeigt darüber hinaus eine starke Zunahme der Dehnungsstreuung. Diese weisen ebenso - jedoch in geringerem Maß - die UD-Prüfreihe mit künstlich eingebrachten Gaps auf. Die Variation der Faserarchitektur, die im Biaxial-Gelege inhärent und stärker ausgeprägt ist - spiegelt sich also bruchmechanisch im Dehnungsverhalten wieder.

Bei den Steifigkeiten ergibt sich durch Auswertung des E-Moduls nach DIN EN ISO 527-4 zwischen 0,05% und 0,25% Dehnung zunächst ein widersprüchliches Ergebnis, da der E-Modul mit höheren Gapbreiten ansteigt. Dies scheint aufgrund der größeren Faserarchitekturstörung nicht plausibel. So ist der E-Modul der Prüfreihe UDB gegenüber der Referenzprüfreihe um 14% erhöht, beim Biax-Gelege um 7%. Einen ähnlichen Effekt beschreiben jedoch auch Lan et al. [86] bei Analysen von AFP-Laminaten mit künstlich erzeugten Gaps, so dass nicht von einer halbzeug- oder methodenspezifischen Ursache ausgegangen werden kann. Eine Auswertung des E-Moduls gemäß AITM 1-0007 zwischen 10% und 50% der erreichten Festigkeit zeigt eine Abschwächung dieses Effekts und einen Verlust der Signifikanz (s. Tabelle 25).

5.3.1.4 *Diskussion der Ergebnisse*

Die auswertungsseitige Ursache für eine scheinbar erhöhte Steifigkeit bei größeren Gaps ergibt sich aus der Betrachtung der Spannungs-Dehnungs-Verläufe einzelner Prüfkörper, wie sie exemplarisch in Abbildung 84 dargestellt sind. Die Referenzprüfkörper weisen bei kleinen Dehnungen einen progressiven Steifigkeitsverlauf auf, so dass die Steigung der Kurve mit größeren Dehnungen zunimmt. Die Prüflamine mit künstlich erzeugten Gaps hingegen zeigen einen zunächst linearen Spannungsanstieg, bis aufgrund erster Delaminationen deutlich vor

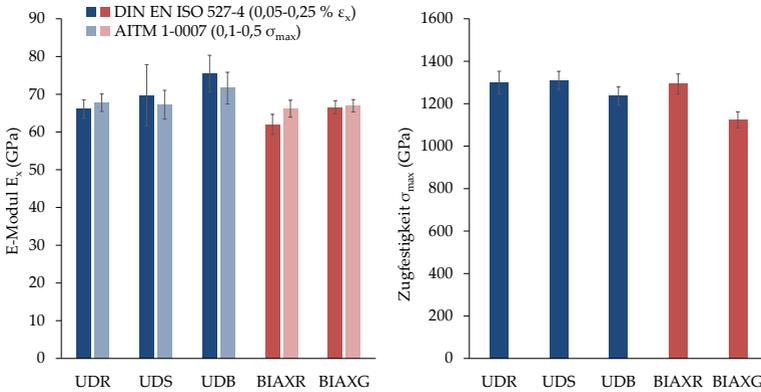


Abbildung 83: Ergebnisse der Zugprüfungen mit ausgewerteten E-Moduln nach DIN EN ISO 527-4 (0,05-0,25% Dehnung) und AITM 1-0007 (10-50% der maximalen Spannung).

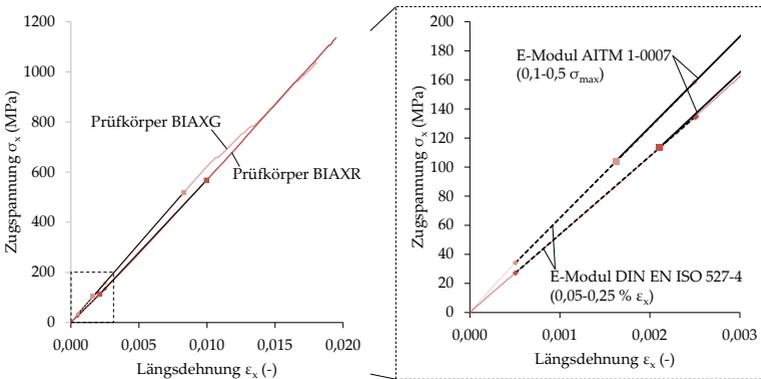


Abbildung 84: Spannungs-Dehnungskurven der Prüfreiheiten BIAXR und BIAXG mit progressivem Steifigkeitsverlauf des Referenzprüfkörpers.

Tabelle 25: Ergebnisse der Zugprüfungen von Gelegen (auf $V_f = 0,6$ normierte mittlere E-Moduln und Festigkeiten, Standardabweichung in Klammern) und Signifikanzlevel der Welch-Tests gegenüber der jeweiligen Referenzprüfreihe ($\alpha = 5\%/0,1\%$: 0 = nicht signifikant, + = signifikant, ++ = hoch signifikant).

		UDR	UDS	UDB	BIAXR	BIAXG
V_f	[%]	58,5	59,3	60,6	54,4	56,0
n	[-]	6	6	6	6	6
t_{lam}	[mm]	2,37 (0,09)	2,36 (0,08)	2,37 (0,07)	2,60 (0,14)	2,61 (0,06)
E_x ISO (s)	[GPa]	66,1 (2,4)	69,8 (8,1)	75,5 (4,9)	62,0 (2,7)	66,5 (1,7)
sign. level		-	0	+	-	0
E_x AITM (s)	[GPa]	67,8 (2,3)	67,2 (3,8)	71,6 (4,2)	66,2 (2,3)	67,0 (1,7)
sign. level		-	0	0	-	0
σ_{max} (s)	[MPa]	1299 (54)	1310 (43)	1236 (43)	1293 (47)	1123 (38)
sign. level		-	0	+	-	++
ϵ_{max} (s)	[%]	2,05 (0,14)	2,13 (0,43)	1,84 (2,38)	2,21 (0,41)	2,30 (1,16)

Erreichen der maximalen Spannung ein sukzessiver Abfall der Eigenschaften stattfindet. Die mechanische Ursache des progressiven Steifigkeitsverhaltens ungestörter Gelege-Lamine kann dadurch jedoch nicht eindeutig erklärt werden. Theoretisch plausibel ist ein Zusammenhang zwischen der Gapbreite und dem Inklinationwinkel ζ der Fasern in Bezug auf die Testrichtung. Ein schmaleres Gap führt dabei zu einem größeren ζ (s. Kapitel 2.2.4.2), da sich die Fasern der angrenzenden Lage auf kürzerer Strecke in das Gap einformen. Während des Zugversuchs kann somit zu Beginn eine geringere Spannung aufgebaut werden als bei größeren Gaps mit sanfteren Faserverläufen, bis sich die Fasern in Lastrichtung gestreckt haben, was wiederum zu einem Anstieg des E-Moduls führt.

Insgesamt führen Gaps zu einer inhomogenen Dehnungsverteilung sowie bei Erreichen einer kritischen Breite oder

bei erhöhter Anzahl im Prüfkörper zu einer signifikanten Festigkeitsreduktion, wobei ein Zusammenhang mit erhöhten Ondulationen im Gap-Bereich naheliegt. Ein negativer Einfluss auf Steifigkeiten hingegen kann nicht nachgewiesen werden.

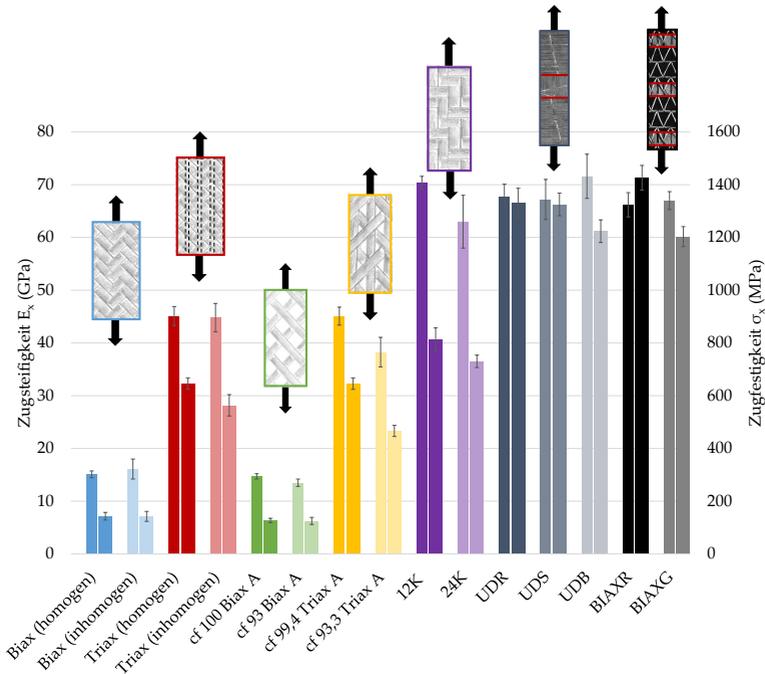


Abbildung 85: Vergleich der Zugsteifigkeiten und -festigkeiten aller Versuchsreihen (alle Werte normiert auf $V_f=0,6$).

5.4 ZUSAMMENFASSUNG

Die Analyse der mechanischen Eigenschaften von Geflecht- und Gelegelaminaten erfolgt unter Hinzunahme optischer Faserarchitektur-Auswertungen, so dass Korrelationen mit den in Kapitel 4 identifizierten Merkmalen durchgeführt werden können.

Die Ergebnisse zeigen einen starken Einfluss der untersuchten Faserarchitektur-Variationen (Streuung der Faserorientierung, Bedeckungsgrad, Gaps und Ondulationen) auf die mechanischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffes. Abbildung 85 zeigt die auf $V_f = 0,6$ normierten, absoluten Steifigkeiten und Festigkeiten aller Versuchsreihen.

Aus den Untersuchungen können folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die Korrelation prüfkörperindividueller Faserwinkel mit den mechanischen Eigenschaften von Geflechtem zeigt, dass durch die Nutzung visueller Informationen aus Einzelschichten im Laminat eine signifikante Verbesserung der Eigenschaftsprognose ermöglicht wird. Im Durchschnitt ergibt sich eine Halbierung der Festigkeitsabweichung vom Referenzwert bei Nutzung der Faserwinkelkorrelation.
- Durch CT-Analysen von Prüflaminaten kann gezeigt werden, dass Lücken in Form des Bedeckungsgrades oder von Gaps als Sekundäreffekt eine erhöhte Ondulation der angrenzenden Fasern hervorrufen. Diese ist primär für die deutliche Reduktion der Festigkeit verantwortlich. Optimale mechanische Eigenschaften können somit nur erreicht werden, wenn die Fadenverläufe aller lasttragenden Fasern homogen ausgebildet sind und somit einen möglichst identischen Spannungszustand unter Last annehmen.
- Insgesamt zeigt sich bei Geflechtem primär eine Auswirkung prozessbedingter Faserarchitekturvariationen auf Festigkeitseigenschaften: Die Reduktion der Zugfestigkeiten beträgt bei niedriger Bedeckung bis zu 28% (triaxiales Geflecht). Die Auswirkungen auf die Steifigkeiten hingegen zeigen eine geringere, wenn auch nicht vernachlässigbare Abhängigkeit von der Faserarchitektur.
- Geflechte weisen aufgrund ihrer prozessbedingt variableren Faserarchitektur deutlich höhere Kennwertstreuungen (Variationskoeffizienten der Zugfestigkeiten von bis zu 14,5%) auf als Gelege (Variationskoeffizienten der Zugfestigkeiten von bis 4,1%).
- Die Steifigkeiten von Geflechtem und Gelegen sind bei ähnlichem Fasertyp, gleichem Matrixsystem und gleicher Faserorientierung bzw. gleichem Lagenaufbau ($[0/90]_s$) nahezu identisch, obwohl Geflechte fertigungsbedingt stärkere inhärente Ondulation aufweisen.
- Die Druckeigenschaften von Geflechtem zeigen sich in Celanese-Versuchen deutlich weniger sensibel in Bezug auf Fa-

serarchitektur-Variationen. Das Matrixsystem hingegen hat einen signifikanten Einfluss auf die Druckfestigkeiten. Wahrscheinlich ist ein Zusammenhang mit den Versagensmechanismen unter Druck, die überwiegend mikroskopischer Natur sind (bspw. micro-buckling), so dass die Dominanz der mesoskopischen Faseranordnung verloren geht.

- Die isolierte Untersuchung des Einflusses von Ondulation bei Geflechtem erfolgt durch Variation des Fadentiters. Eine erhöhte Ondulation führt dabei zu einer Änderung des bruchmechanischen Verhaltens (großflächige interlaminaire Delaminationen) und damit einhergehend einer deutlichen Reduktion der Zugfestigkeit.

Für eine mechanisch basierte Qualitätsbewertung von Faserverbundwerkstoffen ist somit die Erfassung der untersuchten Textur-Merkmale Faserorientierung und Bedeckungsgrad bzw. Gaps notwendig. Die Analyse von Ondulationen, die entweder als Sekundäreffekt durch Lücken im Textil oder inhärent bei Geflechtem auftreten, erfolgt im Idealfall mit volumetrischen zerstörungsfreien Prüfmethode. Da diese Verfahren sehr aufwändig sind und nur auf verhältnismäßig kleine Volumina angewendet werden können, scheint eine direkte Ondulationsmessung auf Preform-Ebene aktuell nicht sinnvoll. Dennoch können über Texturmerkmale Ondulationen indirekt bewertet werden, was insbesondere in Bezug auf eine Festigkeitsbewertung notwendig ist.

ENTWICKLUNG EINES OPTISCHEN SYSTEMS ZUR 3D-PREFORMANALYSE

6.1 SYSTEMDEFINITION

In diesem Kapitel wird der Aufbau eines optischen Messsystems zur Erfassung der Texturinformationen von 3D-Preformen beschrieben, das die zuvor ermittelten, relevanten Faserarchitekturmerkmale erfasst und somit eine Qualitätsbestimmung auf Bauteilebene ermöglicht. Die bisher betrachteten Preforming-Verfahren Flechten und Drapieren repräsentieren dabei zwar nur einen Teil aller faserbasierten Fertigungsverfahren, eignen sich aber aufgrund ihrer hohen Komplexität hinsichtlich möglicher Bauteilgeometrien und Faserarchitekturen ideal als Beispieltechnologien. Die Nutzung der gezeigten Methode zur Texturcharakterisierung kann somit auf andere Preforming-Prozesse und Materialien angewendet werden.

Die Anforderungen an das optische System zur Texturanalyse dreidimensionaler Preformen sind:

- Möglichkeit zur Erfassung und Analyse der Textur komplexer dreidimensionaler Oberflächen aus faserbasierten Materialien, unabhängig von der Geometrie.
- Möglichkeit zur Nutzung grauwertbasierter Verfahren der Bildanalyse, da diese gemäß dem in Kapitel 3 beschriebenen Stand der Technik eine Vielzahl an Auswertungsalgorithmen für verschiedene Faserarchitekturmerkmale bieten.

- Erfassung der Textur mit hoher Bildqualität, da grauwertbasierte Verfahren eine hohe Auflösung (in der Regel ca. 20 *Pixel/mm*) benötigen.
- Erfassung der primären Merkmale (lokale) Faserorientierung(en), Gaps bzw. Bedeckungsgrad und Fadenbreiten.
- Analyse unterschiedlicher Halbzeugarten (Geflechte, Gelege, Gewebe, etc.). Dies impliziert die Auswertung halbzeugspezifischer Faserarchitekturmerkmale wie bspw. Nähfäden oder bis zu drei Faserorientierungen in einem Bild bei triaxialen Geflechten.

Da für komplexe Preform-Geometrien eine möglichst flexible Positionierung der Sensorik in Bezug auf die Oberfläche notwendig ist, ist die Nutzung eines 6-Achs-Industrieroboters zur Kameraführung sinnvoll. Bisherige Systeme, die ohne Roboterführung auskommen (z.B. DRAPETEST, Kap. 3.2.3), sind meist für eine spezielle Geometrie entwickelt und bieten so nur unzureichende Möglichkeiten zur 3D-Oberflächenanalyse. Zudem erfordert die Aufnahme komplexer Topografien mit optischer Sensorik einen ausreichend hohen Messabstand, damit es nicht zu Kollisionen zwischen Sensorkopf und Oberfläche kommen kann. Im Folgenden ist das Grundprinzip und der technische Aufbau eines Systems beschrieben, das die genannten Anforderungen erfüllt.

6.1.1 Grundprinzip der Texturerfassung

Das Grundprinzip zur Analyse der Textureigenschaften dreidimensionaler Oberflächen kann in die Schritte Bilderfassung und Bildauswertung unterteilt werden, wobei in diesem Kapitel die Methode zur Erfassung der Bilddaten beschrieben wird.

Zur Aufnahme der 3D-Textur mit Kamertechnologie sind unterschiedliche Ansätze anwendbar: Da die Daten einer einzelnen Kamera, mit der die Aufnahme eines räumlichen Objekts erfolgt, nur 2D-Informationen (in der Bildebene) liefert, wurden Verfahren entwickelt, um Texturdaten auf eine 3D-Geometrie zu projizieren. Dieses Prinzip wird Texturierung bzw. Texture Mapping genannt und kommt insbesondere in der Computer-

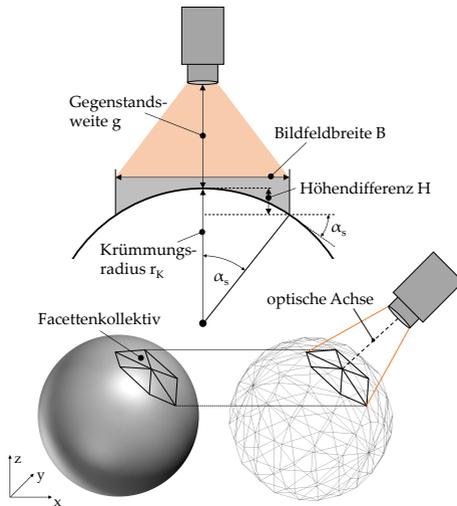


Abbildung 86: 3D-Mosaik-Prinzip zur Oberflächenerfassung mittels Einzelbilder.

grafik [61] oder für 3D-Rekonstruktionen der Archäologie oder Architektur [159] zum Einsatz. Das Prinzip der Texturierung hat den Nachteil, dass es bei automatischen Verfahren zur Zuordnung von Textur- zu Objektpixeln bei komplexen 3D-Oberflächen zu Fehlern in der Darstellung kommen kann (bspw. durch Aliasing-Effekte). Insbesondere bei Faserhalbzeugen, deren Textur aus immer wiederkehrenden Mustern ohne klar abgetrennte Oberflächenbereiche besteht, ist das Prinzip der Texturprojektion nicht ohne hohen Aufwand anwendbar.

Ein vereinfachter Ansatz zur Texturanalyse von 3D-Oberflächen, der in dieser Arbeit eingesetzt wird, wird im Folgenden als 3D-Mosaik-Prinzip bezeichnet. Wie in Abbildung 86 dargestellt, erfolgt hierbei eine Unterteilung der 3D-Oberfläche in mehrere Einzelbilder bzw. Mosaik-Flächen. Die Aufnahme der Textur kann dabei mit einer einzelnen Kamera orthogonal zur jeweiligen Einzelfläche erfolgen, ohne dass eine aufwändige Fusion von 3D-Geometrie und 2D-Bilddaten

notwendig ist. Dies setzt allerdings voraus, dass die Positionen der Aufnahmen in Bezug auf das Bauteil bekannt sind und die Gegenstandsweite (der Abstand zwischen Optik und Objekt) konstant gehalten wird. Letzteres ist wichtig, damit eine Umrechnung von Pixel in Längendimensionen stattfinden kann. Zudem dürfen die ausgewerteten Bildflächen nur so groß sein, dass keine signifikanten perspektivischen Verzerrungen der Textur in der Bildebene vorliegen. Letztere entstehen, da die optische Achse der Kamera bei gekrümmten Oberflächen immer nur entlang einer Linie bzw. bei zweifach-gekrümmten Oberflächen nur auf einen Punkt senkrecht ausgerichtet werden kann. So erscheint bspw. eine Faserorientierung, die unter einem Winkel betrachtet wird, gestaucht. Der sich dadurch ergebende Winkelfehler hängt vom Krümmungsradius, der Bildfeldbreite sowie dem Winkel in der Ebene des betrachteten Oberflächenelements ab. Zur Abschätzung erfolgt die Berechnung des Winkelfehlers in Kapitel A.6.

Beträgt die Faserorientierung im Kamerakoordinatensystem 45° , ist die Winkelabweichung durch schiefe Betrachtung maximal. Abbildung 87 zeigt die berechneten Bildfeldbreiten B und die sich dadurch ergebenden Höhendifferenzen H in Abhängigkeit des Krümmungsradius. Bei sehr kleinen Radien $< 10\text{ mm}$ ergeben sich somit maximale Bildfeldbreiten von $< 5\text{ mm}$, wenn ein Winkelfehler $< 0,5^\circ$ erreicht werden soll. Da Faserverbundbauteile in der Regel nur moderat gekrümmte Oberflächen aufweisen, sind jedoch Krümmungsradien zu erwarten, für die Bildfeldbreiten von mindestens 10 mm verwendet werden können, ohne dass signifikante Abweichungen durch eine schiefe Betrachtung der Oberfläche auftreten.

Eine weitere Randbedingung ist die Schärfentiefe des optischen Systems, die für eine scharfe Abbildung der Textur größer sein sollte als die maximal zulässige Höhendifferenz auf Basis des perspektivischen Fehlers. Die Schärfentiefe ergibt sich aus dem Zusammenspiel von Sensor, Objektiv (Brennweite) und der Blendenzahl und kann über die in Kapitel A.7 beschriebenen Gleichungen berechnet werden. Abbildung 87 zeigt exemplarisch die linsenzugewandten und -abgewandten Schärfentiefen Δg_{nah} und Δg_{fern} für zwei Linsen mit unterschiedlichen Brennweiten

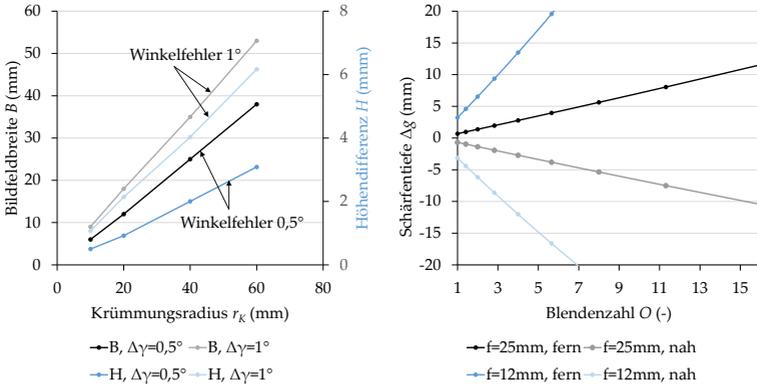


Abbildung 87: Maximale Bildfeldbreiten B und Höhendifferenzen H in Abhängigkeit des Krümmungsradius (links). Theoretische Schärfentiefen zweier Linsen mit Brennweiten von $f=25\text{ mm}$ und $f=12\text{ mm}$ in Abhängigkeit der Blendenzahl ($D_{U,max} = 10\text{ }\mu\text{m}$; $g = 220\text{ mm}$).

von $f = 25\text{ mm}$ und $f = 12\text{ mm}$ in Abhängigkeit der Blendenzahl O . Für D_U sei ein CCD-Sensor gegeben mit $D_{U,max} = 10\text{ }\mu\text{m}$, die Gegenstandsweite g beträgt beispielhaft 220 mm . Es ist auch zu sehen, dass bei kleineren Brennweiten die Asymmetrie des Schärfentiefebereichs wächst.

Für das betrachtete System ergibt sich bei einer Blendenzahl von 8 eine Schärfentiefe von ca. 10 mm , welche somit auch für große Bildfelder die Höhendifferenz übersteigt, die aufgrund des perspektivischen Fehlers nicht überschritten werden sollte. Somit ist der Winkelfehler durch schiefe Betrachtung eines Oberflächenelements das entscheidende Kriterium für die Berechnung der auswertbaren Bildfeldbereiche.

Zur automatischen Berechnung der Bildfelder auf beliebigen 3D-Oberflächen erfolgte die Implementierung des 3D-Mosaik-Prinzips im öffentlich geförderten Projekt „ZIM 3DMosaik“ [63] in der IFB-internen Software „FlexiCAM“. Hierfür ist zunächst ein Oberflächenmodell des 3D-Objekts notwendig, welches in Form eines STL-Datensatzes eingelesen wird. Jede Dreiecks-

facette besteht aus drei Eckpunkten sowie einer zugehörigen Flächennormale, deren Richtung sich aus der Reihenfolge der Eckpunkte ergibt. Um durch das STL-Netz eine möglichst präzise Darstellung der Oberfläche zu erhalten, sollte die Größe der Dreiecksfacetten deutlich unter den zu erwartenden Bildfeldgrößen liegen. Ein auszuwertendes Bildfeld ergibt sich dann ausgehend von einem Startelement als Kollektiv vieler Dreiecksfacetten, die das oben beschriebene Kriterium maximaler Höhendifferenz erfüllen. Sobald eine Facette diese Bedingung bezogen auf das Startelement verletzt, wird das Kollektiv an dieser Stelle nicht fortgesetzt und die Facette einem neuen Bildfeld zugeordnet. Somit entsteht eine sukzessive Parkettierung der Oberfläche aus vielen Dreieckskollektiven bzw. Bildfeldern.

Der Vorteil der Nutzung von STL-Daten liegt darin, dass sowohl CAD-Modelle als auch optisch vermessene Oberflächen verwendet werden können. Da in der Regel nur die Geometrie des Werkzeuges zur Preformherstellung, nicht aber die Preformgeometrie selbst bekannt ist, kann letztere somit zunächst mittels Streifenlichtprojektion oder Lasertriangulation vermessen werden. Stimmt die Werkzeuggeometrie in guter Näherung mit der Preformgeometrie überein (bspw. wenn die Fasern straff und ausreichend kompaktiert auf dem Werkzeug aufliegen), ist aber auch die Nutzung der Werkzeug-CAD-Daten möglich, welche ggf. um den Offset zwischen Preform- und Werkzeugoberfläche korrigiert werden müssen. Der Ablauf des 3DMosaik-Prinzips ist in Abbildung 88 dargestellt.

Das in der Software „FlexiCAM“ umgesetzte Programm dient dabei nicht nur zur Bestimmung der Bildfelder, sondern auch zur Berechnung der Sensor-Positionen in Bezug auf das Bauteilkoordinatensystem, wobei der Sensor stets senkrecht zur mittleren Ebene eines Facettenkollektivs ausgerichtet wird. Die Software ermöglicht darüber hinaus die Visualisierung und Überprüfung aller Roboterpositionen, so dass nicht erreichbare Achswinkel im Vorfeld identifiziert werden können. Zuletzt erfolgt der Export der Bildfelder sowie des Roboterprogramms zum Anfahren der einzelnen Positionen und anschließenden Aufnahme eines Einzelbildes an jeder Position. Ein Bildfeld-Datensatz besteht

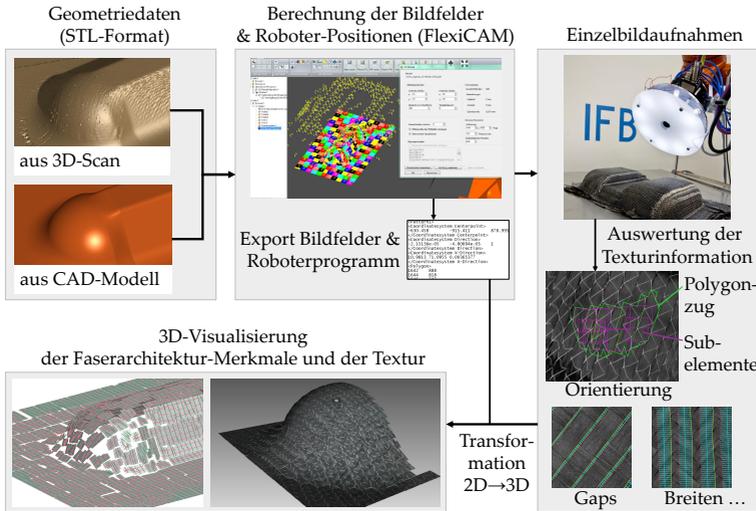


Abbildung 88: Ablaufschema der 3D-Texturauswertung

dabei aus den Koordinaten des Bildfeldmittelpunkts im Referenzkoordinatensystem des Bauteils, den Richtungsvektoren des Koordinatensystems sowie den Koordinaten des Polygonzuges, der sich aus der Umrandung der aneinandergereihten Dreiecksfacetten ergibt.

Die Auswertung eines Bildfeldes erfolgt mit Auswertungsalgorithmen des Faserinstituts Bremen e.V. zweidimensional im Bildfeldkoordinatensystem, wobei der auswertbare Bereich in definierbare Subelemente unterteilt werden kann. Dadurch ist auch bei großen Bildfeldern eine lokale Auswertung der Faserarchitekturmerkmale möglich. Zur Darstellung auf der 3D-Oberfläche des Objekts können die 2D-Informationen in das Bauteilkoordinatensystem transformiert werden. Mit entsprechender Formatierung ist dann die 3D-Darstellung der Faserarchitekturinformationen und der Texturdaten in unterschiedlichen Programmen (z.B. zum Abgleich mit Simulationsdaten) möglich.

Im folgenden Kapitel ist der Aufbau des robotisch geführten optischen Messsystems zur Umsetzung des 3D-Mosaik-Prinzips beschrieben.

6.1.2 Aufbau des Systems

Zur Anwendung des 3D-Mosaik-Prinzips auf komplex geformten Oberflächen ist eine hohe Flexibilität zur Sensorführung erforderlich. Gleichzeitig besteht die Anforderung an eine hohe Bildqualität (gleichmäßige Ausleuchtung, hohe Auflösung), um grauwertbasierte Auswertungsverfahren auf Einzelbilder anwenden zu können. Damit Faserarchitektur-Merkmale aus Bilddaten in dimensionsbehaftete Größen umgerechnet werden können, muss zudem die absolute Bildfeldgröße bekannt sein, die wiederum von der verwendeten Sensorik, der Optik und der Gegenstandsweite abhängt. Der sich daraus ergebende Wert „Pixel pro Millimeter“ (dieser sollte für die verwendeten Bildverarbeitungsverfahren bei mindestens 20 Pixel/mm liegen) ist somit eine Konstante, die für eine Reihe von Aufnahmen einmalig festgestellt werden muss, z.B. über Verwendung geeigneter Kalibriermuster.

Als Flächensensor kommt ein monochromatischer CCD-Sensor (vgl. Kapitel 3.1) mit einer Auflösung von 5 Megapixeln (2448×2050 Bildpunkte) zum Einsatz. Auf Basis der Berechnungen in Kapitel 6.1.1 und A.6 sowie der Bewertung der Bildqualität in Kapitel B.3 wird die Gegenstandsweite mit einem 25 mm -Objektiv (AZURE 2514M5M) auf 220 mm festgelegt. Dies ermöglicht neben der Erreichung der erforderlichen Bildqualität auch eine ausreichende Zugänglichkeit, um Kollisionen von Sensorik und Preform-Oberfläche zu vermeiden. Die sich dadurch ergebende Bildfeldgröße auf der Oberfläche ergibt sich zu ca. $70 \text{ mm} \times 58 \text{ mm}$, wobei aufgrund der optischen Verzeichnungseffekte (s. Abbildung 26) keine Auswertung des Randbereiches stattfindet. Die maximal nutzbare Bildfläche wird daher auf ca. $40 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$ festgelegt mit einer Auflösung von ca. 35 Pixel/mm .

Um eine hohe Reichweite und Positionsgenauigkeit zu erreichen, wird das System an einen Industrieroboter der Reihe KUKA KR120 R2500 pro installiert, der eine Positionswiederholgenauig-



Abbildung 89: Verwendete Systemkomponenten zur Aufnahme der Textur.

keit (ISO 9283) von $\pm 0,06 \text{ mm}$ besitzt.

Neben diesen kommerziell verfügbaren Komponenten ist eine homogene Beleuchtung der Textur bei den verwendeten Arbeitsabständen notwendig, deren Aufbau im folgenden Kapitel beschrieben wird.

6.1.3 Beleuchtungsmethodik

Der in Kapitel 3.3 beschriebene Stand der Technik zeigt, dass eine optimale Beleuchtung (reflexionsrobust, homogen, richtungsunabhängig, kontraststark) stark reflektierender Faserhalbzeuge entweder über eine Dombeleuchtung oder axiales Auflicht realisierbar ist. Da eine Dombeleuchtung einen sehr geringe Gegenstandsweite erfordert, ist diese für ein System zur Analyse komplexer 3D-Oberflächen allerdings nicht anwendbar. Daher werden im Folgenden verschiedene Ansätze zur Nutzung eines axialen Auflichtsystems bei für den angestrebter Gegenstandsweite von ca. 220 mm analysiert und deren Einfluss auf die Auswertung von Faserorientierungen ausgewertet.

Ein wichtiges Merkmal zur Bewertung der Bildqualität ist dabei der Kontrast des Bildes, der den Unterschied zwischen hellen und dunklen Bereichen beschreibt. Der Kontrastumfang entspricht dabei dem Intensitätsunterschieden zwischen dem hellsten und dunkelsten Punkt im Bild. Ein hoher Kontrastum-

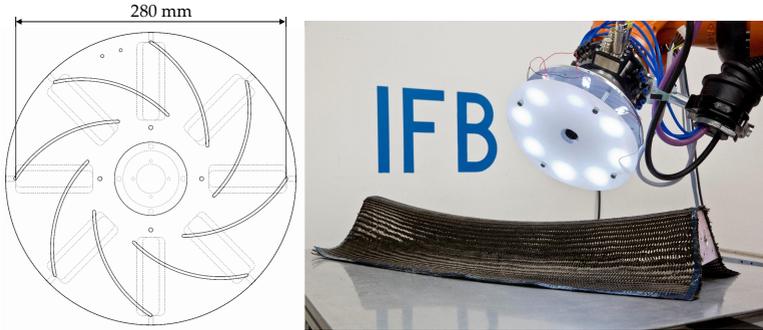


Abbildung 90: 3D-Mosaik Kamerasystem mit LED-Beleuchtung und Polycarbonat-Lichtstreufole vom Typ LEXAN 8B28 (0,5 mm Dicke). Durch Verdrehen der Trägerplatte (links) können die LEDs auf unterschiedlichen Kreisdurchmessern angeordnet werden.

fang zeigt sich in einem breit gestreuten RGB-Histogramm und führt, wie im Folgenden zu sehen, zu präziseren Ergebnissen bei der Auswertung der Faserarchitekturmerkmale, da mehr Kanteninformationen ausgewertet werden können.

Auf dem Markt existieren verschiedene Beleuchtungen für Kamerasysteme, wobei sich die LED-Technologie aufgrund ihres geringen Energieverbrauchs bei gleichzeitig hoher Lichtintensität bewährt hat. Die getestete LED-Beleuchtung der Firma disoric (BEK-R70/20-G2TI-IBS-POL) nutzt eine ringförmige LED-Anordnung mit mittiger Öffnung für das Kamerasystem. Die vor den LEDs montierte Lichtstreuplatte ist darüber hinaus mit einem Polfilter beaufschlagt, der störende Reflexionen der textilen Oberfläche herausfiltert. Dies gilt allerdings nur für eine Orientierung des Polfilters, die somit je nach Ausrichtung des Sensors in Bezug auf die Faserrichtung neu eingestellt werden müsste. Da C-Fasern, wie in Kapitel 3.2.3 beschrieben, Licht in Faserrichtung polarisieren, werden zwar Reflexionen unterdrückt (s. Abbildung 91), allerdings erscheinen die C-Fasern gleichzeitig sehr dunkel, so dass nur ein geringer Kontrastum-

fang erreicht wird. Bei Entfernen des Polfilters hingegen wirken sich die Reflexionen störend auf die Bildqualität aus.

Um diesen Nachteil zu überwinden, wird für das 3D-Mosaik-Verfahren eine neue Beleuchtung konzipiert. Hierfür werden ringförmig 8 LEDs (5 W, 340 lm, pur-weiß) auf einer Kreisscheibe mit einem maximalem Durchmesser von 280 mm angeordnet. Über zwei Scheiben, von denen eine über Spiral- und die andere über radiale Führungsnuten verfügt, lässt sich durch Verdrehung der Durchmesser des LED-Kreises variieren (s. Abbildung 90). In Vorversuchen zeigt sich, dass sich die homogenste Belichtung bei größtem Durchmesser ergibt, welcher für alle weiteren Aufnahmen verwendet wurde. Sind die LEDs sehr nahe am Objektiv positioniert, entstehen Reflexionen aufgrund der geringeren Streuung der Lichtstrahlen, die geradlinig durch die Streufolie verlaufen (helle Lichtflächen in Abbildung 90). Sind die Lichtquellen hingegen weiter entfernt positioniert, treffen sie unter einem steileren Winkel auf den relevanten Bereich der Streufolie auf und das Licht verteilt sich gleichmäßiger über die beobachtete Bildfläche.

Ein weiterer wichtiger Einflussfaktor ist der Abstand der Streufolie von den LEDs, da eine ausreichende Streuung nur erreicht werden kann, wenn der von den LEDs ausgehende Lichtkegel beim Auftreffen auf die Streufolie bereits ausreichend aufgeweitet ist. Der optimale Abstand hängt dabei von der Art der verwendeten LEDs (Intensität, Abstrahlwinkel) sowie der Beschaffenheit und Dicke der Streufolie ab. Für das Messsystem wurde der Abstand experimentell solange variiert, bis keine Lichtreflexionen im Bild mehr sichtbar waren.

Zur Bewertung der verschiedenen Beleuchtungs-Konzepte werden die Faserwinkel und der Anteil an gültigen Kanten zur Faserwinkelbestimmung am Beispiel eines Multiaxialgeleges ausgewertet, das aus identischen Positionen nur durch Austausch der Lichtquelle aufgenommen wird. Die Menge an gültigen Kanten bei Verwendung der kommerziellen LED-Beleuchtung mit Polfilter, sowie des neu konzipierten LED-Kreises ohne Streufolie ist mit 71-75% nahezu gleich. Bei Hinzunahme der

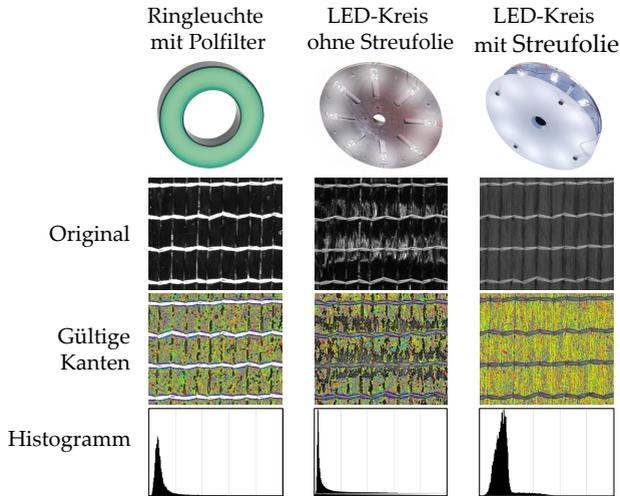


Abbildung 91: Vergleich unterschiedlicher Beleuchtungen am Beispiel eines Biaxial-Geleges.

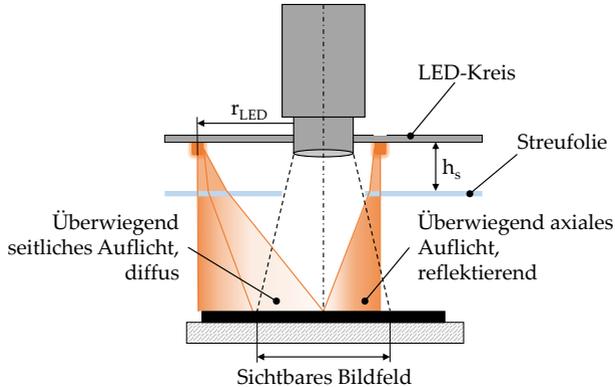


Abbildung 92: Einflussfaktoren bei Verwendung einer axialen LED-Beleuchtung. Die Anordnung der LEDs auf einem großen Kreisdurchmesser r_{LED} mit ausreichendem Abstand h_s zur Lichtstrefolie führt zur gewünschten diffusen Lichtausbeute.

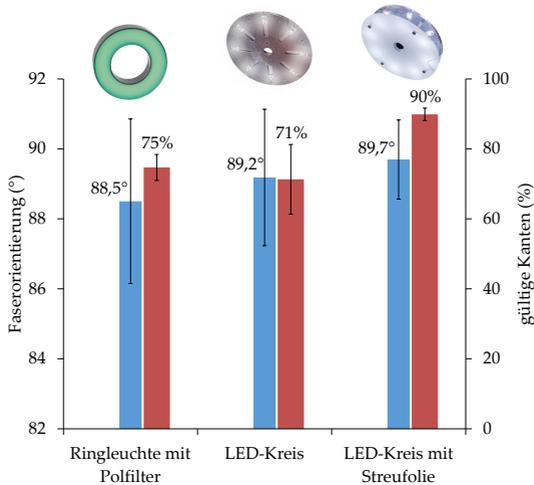


Abbildung 93: Auswirkungen der Beleuchtung auf die grauwertbasierte Analyse der Kanten und somit der Faserorientierung am Beispiel eines Geleges.

Lichtstrefolie zeigt sich eine deutliche Zunahme der verwertbaren Kanteninformation auf 90%. Dies hat auch auf den ausgewerteten Faserwinkel und dessen Standardabweichung einen Einfluss, der bei der Ringleuchte mit Polfilter $88,5^\circ$ ($s=2,35^\circ$), beim LED-Kreis ohne Streufolie $89,2^\circ$ ($s=1,95^\circ$) und beim LED-Kreis mit Streufolie $89,7^\circ$ ($s=1,13^\circ$) beträgt. Es ist davon auszugehen, dass bei Maximierung der gültigen Kanten der genaueste Wert für die Faserorientierung ausgegeben wird, da die meisten verwertbaren Information vorliegen.

Wie in Abbildung 91 zu sehen, lässt sich bereits aus den Bildhistogrammen auf die Qualität der Beleuchtung schließen: Die diffus beleuchtete Textur (rechts) zeigt eine deutlich breitere Streuung der Grauwerte als die mit Reflexionen behafteten Bilder, was sich bei den verwendeten grauwertbasierten Algorithmen positiv auf die Genauigkeit der Faserorientierungs-Messung auswirkt. Aufgrund der hohen erreichten Bildqualität mithilfe des neu kon-

zipierten Beleuchtungskonzepts mit Lichtstreufole wird dieses System für alle weiteren dargestellten Bildaufnahmen eingesetzt. Die Untersuchungen hinsichtlich der Bildqualität in Kapitel B.3 zeigen, dass sich die Beleuchtung auch für anspruchsvolle Textilien wie Geflechte im angestrebten Bereich der Gegenstandsweite von 220 mm eignet.

6.2 BILDVERARBEITUNG ZUR TEXTURANALYSE VON TEXTILIEN

Zur Auswertung von Faserarchitektur-Merkmalen aus Bilddaten mittels digitaler Bildverarbeitung stehen zahlreiche Verfahren zur Verfügung, die in Kapitel 3.2.1 beschrieben sind. Die in dieser Arbeit verwendeten Methoden basieren auf Algorithmen des Faserinstituts Bremen (s. Kapitel 3.2.1), welche im ZIM-Projekt 3DMosaik [63] weiterentwickelt wurden. Das folgende Kapitel bietet einen kurzen Überblick über Möglichkeiten zur Merkmalsbestimmung aus 2D-Bilddaten.

6.2.1 Faserorientierung

Die Faserorientierung wurde bereits als primäres Faserarchitektur-Merkmal identifiziert, welches in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften einen signifikanten Effekt erzielt. Die Methode zur Faserorientierungsbestimmung basiert auf einer grauwertbasierten Kantendetektion und ist in Kapitel 3.2.1 beschrieben. Die Algorithmen können damit zuverlässig zwei Faserorientierungen in einem Bild messen, was für die meisten Halbzeuge ausreichend ist.

Bei triaxialen Geflechten kommt allerdings eine dritte Faserorientierung hinzu, wenn die in Produktionsrichtung eingebrachten Stehfäden sichtbar sind. Die Schwierigkeit bei der Bestimmung mehrerer Faserorientierungen mittels Kantenhistogramm liegt darin, dass sich die einzelnen Anteile der Häufigkeitsverteilung überlagern, so dass ggf. keine präzise Bestimmung einzelner Richtungen mehr möglich ist. Mithilfe einer vorgeschalteten Se-

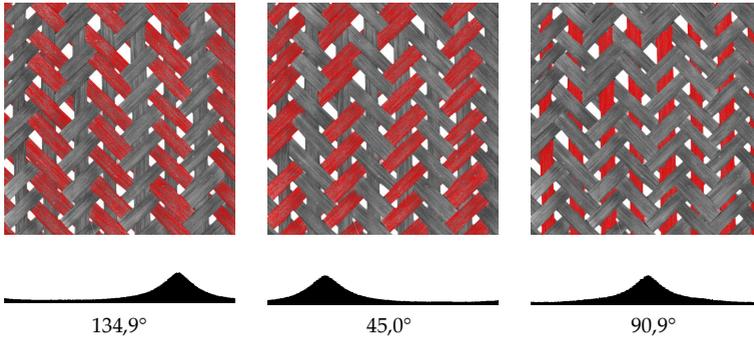


Abbildung 94: Messung von drei Faserorientierungen eines triaxialen Geflechts.

parierung der Faserrichtungen und anschließenden Auswertung lassen sich aber dennoch wie in Abbildung 94 dargestellt drei Faserorientierungen messen.

6.2.2 Fadenbreite

Auch die Fadenbreite kann unter Zuhilfenahme von Kanteninformationen aus Bilddaten gewonnen werden. Eine vom Faserinstitut Bremen entwickelte Methode nutzt hierzu die Faserorientierung zur Segmentierung des Bildes, so dass alle Flächen mit ähnlicher Faserrichtung separiert dargestellt werden (z.B. über Binarisierung). Die so stark hervortretenden Ränder der Fäden können dann hinsichtlich ihres Abstandes statistisch ausgewertet werden (s. Abbildung 95). Bei Geweben und Geflechten, bei denen Fäden teilweise verdeckt werden, muss dazu allerdings der Rovingverlauf rekonstruiert werden, welcher sich durch punktweise Zuordnung einzelner Kantensegmente zu einem Faden ergibt.

Der gleiche Ansatz kann bei Geflechten auch zur Bestimmung nicht direkt sichtbarer Stehfadenverläufe und -breiten verwendet

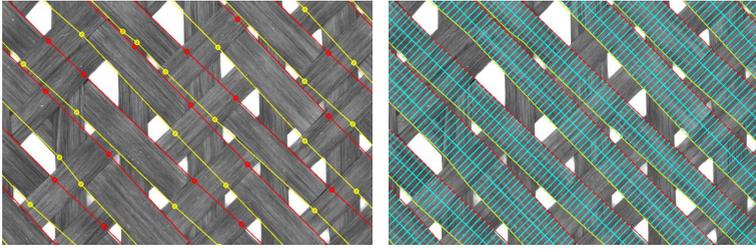


Abbildung 95: Rekonstruktion der Fadenkanten (links) und Visualisierung der Fadenbreite.

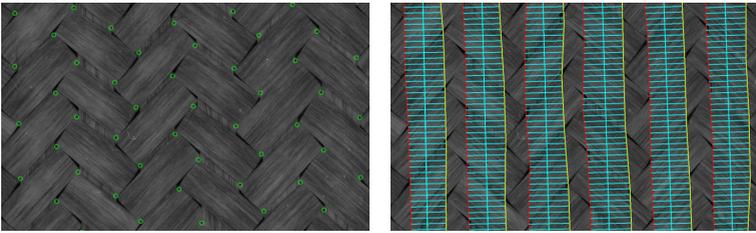


Abbildung 96: Rekonstruktion des Stehfadenverlaufs über Kreuzungspunkte und Visualisierung der Fadenbreite. Alternativ können auch Gaps zwischen den Fäden oder Fadenabstände ausgewertet werden.

werden, indem aus den Kanteninformationen die Positionen der Kreuzungspunkte bestimmt werden. Diese liegen überall dort, wo verschiedene Faserorientierungen aufeinandertreffen. Durch Punkt-zu-Punkt-Verbindung der einzelnen Kreuzungspunkte lässt sich so wie in Abbildung 96 dargestellt der Stehfadenverlauf über die axial verlaufenden Polygonzüge rekonstruieren und darüber auch die Breite der Fäden. Zusätzlich können damit die Flächen zwischen den Fäden (Gaps) bzw. die Abstände zwischen den Stehfäden ausgewertet werden.

6.2.3 *Bedeckungsgrad und Gaps*

Die Bestimmung des Bedeckungsgrades bei Geflechtem oder Gapbreiten und -flächen zwischen einzelnen Fäden kann auf unterschiedliche Art und Weise erfolgen. Liegt ein hoher Kontrast zwischen Fasern und Hintergrund vor, wie es bspw. bei einlagigen Geflechtem der Fall ist, und ist nur die prozentuale von Fasern bedeckte Fläche von Interesse, kann die Gesamtfläche der Lücken eines Bildausschnitts über RGB-Schwellwerte bestimmt werden. Hierzu werden Pixel ab einem bestimmten Grauwert dem (weißen) Hintergrund, andernfalls den (schwarzen) Fasern zugewiesen. Das Ergebnis entspricht so im Grunde einer Binarisierung der Bilddaten. Über das Verhältnis von Faserpixeln zu Gesamtpixeln kann dann der Bedeckungsgrad ausgewertet werden. Dieses Verfahren kommt in Kapitel 4.2.2 zum Einsatz.

Sind mehrere Einzellagen übereinander angeordnet, ist eine grauwertbasierte Methode zur Zuordnung in der Regel nicht mehr möglich. Für diesen Fall erfolgt die Gapbestimmung indirekt über die Auswertung der Kantenorientierung, wie es am Beispiel der Fadenbreitenmessung bereits gezeigt wurde. Eine Rekonstruktion des Fadenverlaufs ist hierfür allerdings nicht zwangsläufig notwendig, da Gapflächen ggf. auch direkt über eine Bildsegmentierung auf Basis lokaler Faserorientierungsunterschiede erfolgen kann (s. Abbildung 97). Insbesondere bei stark voneinander abweichenden Orientierungen, wie bei biaxialen Gelegen mit 90° Faserwinkeldifferenz zwischen den Lagen, können Gaps so zuverlässig identifiziert werden.

Zusammengefasst ermöglicht die grauwertbasierte Texturanalyse von C-Faser-Textilien die Auswertung aller zweidimensionalen Merkmale, die nach den vorangegangenen Untersuchungen für eine mechanisch basierte Bewertung der Qualität von Faserbundwerkstoffen relevant sind. Nicht direkt möglich ist die Auswertung von 3D-Merkmalen (z.B. Ondulationen), die, wie in Kapitel 5.2.3 beschrieben, nur indirekt unter Annahme eines regelmäßigen Fadenverlaufs und dem Wissen über textilspezifische Merkmale wie die Bindungsart näherungsweise berechnet wer-

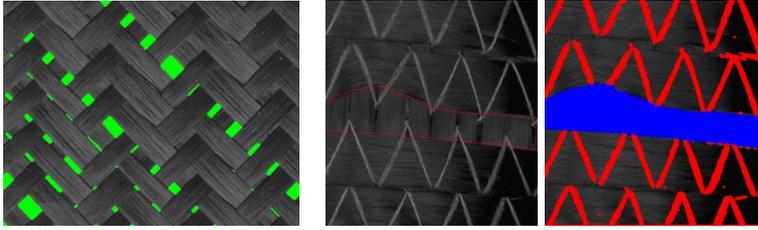


Abbildung 97: Bestimmung des Bedeckungsgrades über grauwertbasierte Flächensegmentierung (links) und Separation von Gapflächen mittels Kantenorientierungsdifferenzen.

den können. 3D-Merkmale mit Ausprägungen senkrecht zur Bauteiloberfläche sollten daher, falls erforderlich, anschließend mittels weiterer zerstörungsfreier Prüfmethoden auf Laminatenebene vermessen werden. Alternativ können auch über die experimentell festgestellten Zusammenhänge zwischen 2D-Faserarchitektur (auf Preformebene) und 3D-Merkmalen (im Laminat) Schlussfolgerungen für Bauteile gezogen werden, so dass mitunter auf eine nachgeschaltete und zeitaufwändige Volumenanalyse der Faserarchitektur verzichtet werden kann.

6.3 ZWISCHENFAZIT

Zur dreidimensionalen Vermessung der Faserarchitektur-Merkmale textiler Preformen wird ein robotisches Kamera-Messsystem vorgestellt, das durch Aufteilung komplexer Oberflächen in Teilflächen eine grauwertbasierte Texturanalyse mit Flächenkameras ermöglicht. Als entscheidend für qualitativ hochwertige Bildaufnahmen erweist sich das Zusammenspiel aus Kameraauflösung, Objektiv, Gegenstandsweite und Beleuchtung. Für letztere wird ein diffuses, axiales Auflicht mit LEDs und einer speziellen Lichtstreufole entwickelt, das homogen ausgeleuchtete Aufnahmen von Faserhalbzeugen mit großen Abstand zwischen Sensorik und Oberfläche ermöglicht. Im Gegensatz zu kommerziellen Beleuchtungsmethoden können damit bei hoher Gegenstandsweite mehr Kanteninformationen

verarbeitet werden, was zu einer präziseren Auswertung von Faserarchitektur-Merkmalen führt.

Neben bisher bereits verfügbaren Auswerteverfahren zur Detektion von Faserorientierungen kommen neue Methoden zum Einsatz, mit denen eine Auswertung weiterer Merkmale (z.B. drei Faserorientierungen, Fadenbreiten, Stehfadenverläufe etc.) möglich ist. Dies zeigt das Potenzial grauwertbasierter Verfahren zur Analyse komplexer Textil-Eigenschaften.

ANWENDUNGSPOTENZIALE DER OPTISCHEN PREFORMANALYSE

Die Digitalisierung der Faserarchitektur-Merkmale über optische Messtechnik eröffnet verschiedene Möglichkeiten im Entwicklungsprozess von Faserverbund-Bauteilen. Dazu gehören unter anderem:

- Die Bewertung der Preformqualität auf Basis von Faserarchitektur-Merkmalen,
- die Analyse von Fertigungsprozessen und Einflüssen von Prozessparametern,
- der Vergleich realer Preform-Eigenschaften mit Vorhersagen aus analytischen oder numerischen Modellen und
- die Nutzung der Faserarchitektur-Information zur Berechnung mechanischer Eigenschaften (s. Fuhr [49]).

Im Folgenden werden die Möglichkeiten der Anwendung eines optischen Messsystems zur Texturanalyse exemplarisch anhand geflochtener und drapierter Preformen gezeigt.

7.1 ANWENDUNG VON QUALITÄTSKRITERIEN ZUR BAUTEIL-AUSLEGUNG

Für die Auslegung eines FKV-Bauteils stellt sich die Frage, welche Qualitätskriterien den Texturmerkmalen wie Faserwinkeln, Gaps etc. konkret zugewiesen werden sollen, um gewünschte mechanische Eigenschaften bzw. ein angestrebtes Bauteilgewicht zu erreichen. Da die ideale Preform (lastpfadorientierte Fasern,

lücken- und ondulationsfrei) fertigungstechnisch nicht realisierbar ist, müssen prozesseitig umsetzbare Toleranzbereiche festgelegt werden, deren Wechselwirkungen mit den mechanischen Eigenschaften bekannt sind. Je kleiner die Toleranz eines bestimmten Qualitätsmerkmals, desto schmaler ergibt sich die Streuung der Kennwerte und desto präziser kann eine Bauteildimensionierung erfolgen.

Zusätzlich führen, wie in Kapitel 5 aufgezeigt, starke Faserarchitekturvariationen in der Regel nicht nur zu einer Erhöhung der Kennwertstreuung, sondern über Sekundäreffekte gleichzeitig zu einer Verringerung der Mittelwerte. Die Streuung der Faserarchitekturmerkmale um einen Zielwert ist somit zentrales Qualitätskriterium. Insbesondere für eine Dimensionierung auf Werkstofffestigkeiten, die stark von prozessinduzierten Faserarchitekturvariationen beeinflusst werden, ist die Nutzung von Verteilungsfunktionen zu empfehlen.

Tabelle 26 führt hierzu die in dieser Arbeit ermittelten Weibull-Zugfestigkeiten mit Versagenswahrscheinlichkeiten von 20%, 63,2% (σ_0) und 95% in Abhängigkeit der primären Preformmerkmale auf. Ist die Einwirkungsverteilung einer Last bekannt, können die Spannungsverteilungen der Last und die Festigkeitsverteilung des Werkstoffes überlagert werden, um zu prüfen, in welcher Höhe eine Versagenswahrscheinlichkeit besteht.

Die Vorhersage von Materialsteifigkeiten kann in erster Näherung über klassische Laminattheorie erfolgen. Allerdings ist je nach Halbzeugart die Höhe der materialinhärenten Querkontraktionsbehinderung (QKB) nicht bekannt, sodass eine Korrektur über experimentelle Werte erfolgen sollte. Abbildung 98 zeigt hierzu den Vergleich der E-Moduln des in Kapitel 5.2.1 untersuchten homogenen Biaxialgeflechts mit CLT-Berechnungen. Das Ergebnis zeigt, dass die mit prüfkörperindividuellen Faserwinkeln korrelierten Steifigkeitswerte in sehr guter Annäherung mit dem CLT-Verlauf übereinstimmen und eine maximale Abweichung von weniger als 1 GPa aufweisen. Der ohne QKB berechnete Wert liegt im Mittel ca. $5,5\text{ GPa}$ unter dem der Versuchsdaten. Ist dieser Korrekturfaktor bekannt, können auch über den experimentell bestimmten Bereich der Faserorientie-

Tabelle 26: Auf $V_f = 0,6$ normierte Weibull-Zugfestigkeiten in [MPa] (in 0° -Richtung bezogen auf den Lagenaufbau) mit 20%, 63,2% und 95% Versagenswahrscheinlichkeit aller Versuchsreihen. Biax/Triax homogen/inhomogen: Kapitel 5.2.1; Biax/Triax offen: Kapitel 5.2.2; Biax 12K/24K: Kapitel 5.2.3; UDR/S/B/-BIAXR/G: Kapitel 5.3.1.

Versuchsreihe	Lagenaufbau	Primäres Merkmal	Weib.-Festigkeiten		
			20%	63,2%	95%
Geflechte					
Biax homogen	$[+45_n / -45_n]_s$	$s_\gamma = 2,3^\circ$	132	151	167
Biax inhomogen	$[+45_n / -45_n]_s$	$s_\gamma = 3,8^\circ$	115	140	162
Biax offen	$[+45_n / -45_n]_s$	$cf = 93\%$	110	132	152
Triax homogen	$[+45_n / 0 / -45_n]_s$	$s_\gamma = 2,0^\circ$	587	616	639
Triax inhomogen	$[+45_n / 0 / -45_n]_s$	$s_\gamma = 3,8^\circ$	459	514	558
Triax offen	$[+45_n / 0 / -45_n]_s$	$cf = 93\%$	444	478	504
Biax 12K	$[0_n / 90_n]_s$	$\hat{z}/L = 0,016$	808	837	859
Biax 24K	$[0_n / 90_n]_s$	$\hat{z}/L = 0,022$	708	742	768
Gelege					
UDR	$[0_n / 90_n]_s$	inhärente Gaps	1246	1325	1387
UDS	$[0_n / 90_n]_s$	$1 \times G_w = 3 \text{ mm}$	1229	1307	1367
UDB	$[0_n / 90_n]_s$	$1 \times G_w = 6 \text{ mm}$	1193	1257	1306
BIAXR	$[0_n / 90_n]_s$	inhärente Gaps	1244	1318	1375
BIAXG	$[0_n / 90_n]_s$	$5 \times G_w = 6 \text{ mm}$	1086	1142	1185

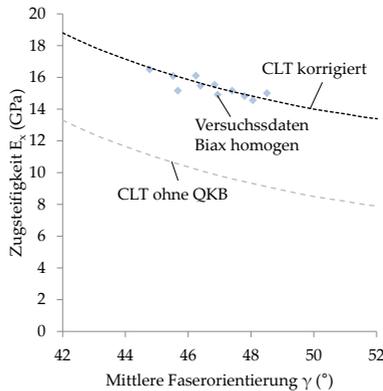


Abbildung 98: Vergleich mittels CLT-berechneter E-Moduln mit experimentellen Kennwerten. QKB: Querkontraktionsbehinderung

zung hinaus Abschätzungen der Materialeigenschaften getroffen werden.

Um den Zeitaufwand einer experimentellen Kennwertermittlung in Abhängigkeit verschiedener Faserarchitekturvariationen zu reduzieren, bieten sich numerische Methoden zur Materialbewertung an. Ebenso kann eine Abschätzung der auftretenden Texturmerkmale über Prozesssimulationen erfolgen, so dass, wie in Abbildung 99 dargestellt, mehrere Routen für eine Bauteildimensionierung beschriftet werden können:

Route 1: Die Faserarchitekturvariationen werden zunächst an einer Preform dreidimensional vermessen. Es folgen Versuchsreihen zur Kennwertbestimmung in Abhängigkeit der Texturmerkmale. Die Korrelationen werden dann z.B. in Form von Abminderungsfaktoren in das FE-Modell zur Berechnung des Bauteilverhaltens übertragen. Der Nachteil liegt in dem umfangreichen Prüfprogramm, das für ein Bauteil individuell durchgeführt werden muss. Liegt bereits eine Datenbank mit Kennwert-Faserarchitektur-Korrelationen vor, können diese

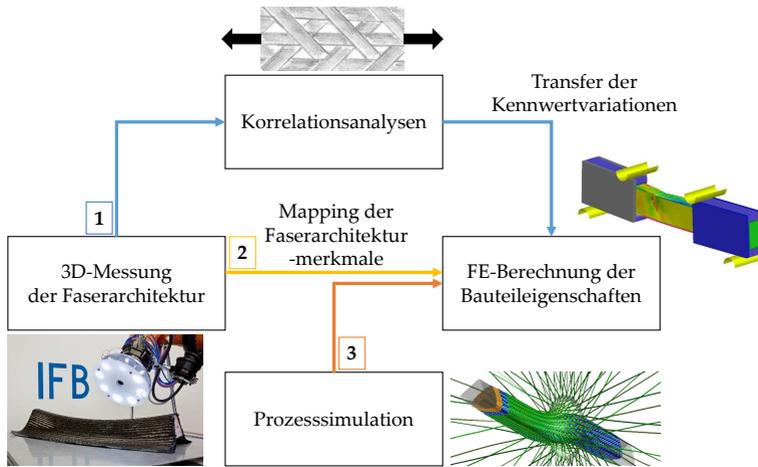


Abbildung 99: Routen zur Übertragung prozessbedingter Faserarchitekturvariationen in die Auslegung von FKV-Komponenten.

auf neue Bauteile übertragen werden, ohne erneut Prüfreihen durchführen zu müssen. Dieses Vorgehen empfiehlt sich daher für den wiederholten Einsatz desselben Ausgangsmaterials bei geringen Variationen der Faserarchitektur, also bspw. für Serienproduktionen mit geringen Anpassungen der Bauteilgeometrie und Prozessparameter.

Route 2: Die Faserarchitekturmerkmale werden direkt in ein FE-Modell übertragen, das in der Lage ist, die Auswirkungen auf das mechanische Verhalten des Werkstoffes abzubilden. Schichtbasierte Modelle geraten hier je nach Halbzeugart an ihre Grenzen, so dass eine Kombination mit Route 1 notwendig sein kann. Fuhr [49] hat dies am Beispiel eines drapierten Bauteils aus Multiaxialgelege untersucht (s. Abbildung 100). Diese Route empfiehlt sich für komplexere Geometrien mit unbekanntem Faserarchitekturvariationen, wenn das mechanische Verhalten präzise bestimmt und lokal quantifiziert werden muss, also z.B. bei strukturell hochbelasteten Komponenten mit lokalen

Spannungskonzentrationen.

Route 3: Die Faserarchitekturinformationen werden durch Prozesssimulationen erzeugt und direkt in das FE-Modell zur Berechnung der Bauteileigenschaften übertragen. Dies erfordert zunächst eine präzise Validierung des Prozesssimulationsergebnisses, welches ebenfalls anhand optisch vermessener Preformen erfolgen kann (s. hierzu Kapitel 7.2). Da Streuungen der Faserarchitektur durch deterministische Berechnungen nicht berücksichtigt werden, ist ggf. die wiederholte Simulation mit unterschiedlichen, randomisierten Prozessparametern sinnvoll. Diese Methode ist dann sinnvoll, wenn eine Vielzahl von Geometrie- und Prozessvariationen simulativ abgebildet werden soll, um ein optimales Zusammenspiel aus Material, Geometrie und Prozessparametern zu ermitteln.

Abbildung 100 zeigt exemplarisch die Ergebnisse einer mit optisch vermessenen (PREFORM-SCAN) und idealisierten (PROJEKTION) Faserwinkeln durchgeführten Bauteilberechnung von Fuhr [49]. Die realen Faserwinkel werden dabei mit dem in Kapitel 6 beschriebenen optischen Messsystem dreidimensional erfasst und auf das FE-Netz des Bauteils gemappt. Der Vergleich der Modelle mit idealisierten und realen Faserwinkeln zeigt, dass Steifigkeiten, Festigkeiten und Schädigung mit lokalen Faserwinkelinformationen in guter Übereinstimmung mit den Versuchsdaten prognostiziert werden können. Die Annahme ideal in Lastrichtung verlaufender Fasern führt je nach Lagenaufbau mitunter zu einer deutlichen Überschätzung der Bauteilsteifigkeit, da Schädigungseffekte nicht realistisch abgebildet werden. Die durch Fertigungseffekte degradierten Eigenschaften sind hier nicht über Korrekturfaktoren implementiert, sondern ergeben sich prädiktiv aus dem Materialmodell der Einzelschicht. Ein Nachbruchverhalten kann so allerdings nicht in guter Übereinstimmung mit dem Experiment abgebildet werden, da sich lokal auftretendes Versagen numerisch zu schnell auf benachbarte Elemente ausbreitet und keine Lastumlagerung stattfindet. Zudem ist zu erwarten, dass schichtbasierte Modelle bei der Abbildung ondulationsbehafteter Halbzeuge wie Geflechte an ihre Grenzen

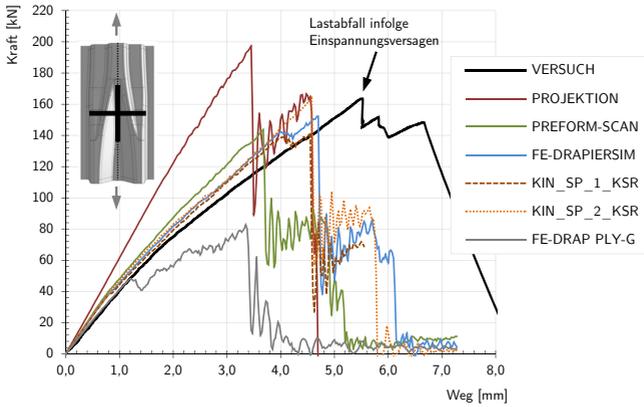


Abbildung 100: Versuchs- und Simulationsergebnisse eines generischen Bauteils aus Fuhr [49]. PROJEKTION: Ideale Faserwinkelverläufe entlang des globalen Achsensystems; PREFORM-SCAN: Lokale Faserwinkel sind aus der optischen Preform-Analyse auf die Schalenelemente gemaped

stoßen und Festigkeitsabminderungen unterschätzt werden. Hervorzuheben ist, dass auch die aus kinematischen und makroskopischen Drapiersimulationen übertragenen Faserwinkel (*Route 3*) bereits zu einer signifikanten Verbesserung der Versagensprognose führen. Der Vorteil dieser rein virtuellen Vorgehensweise zur Definition von Geometrie- und Prozessparametern in Kombination mit verschiedenen Ausgangsmaterialien liegt darin, eine Vielzahl an Kombinationsmöglichkeiten und komplexe Interaktionen analysieren zu können. Es ist daher zu erwarten, dass in Zukunft alle relevanten Produktionsdaten aus den virtuellen Entwicklungswerkzeugen abgeleitet werden. Voraussetzung hierfür ist allerdings eine umfassende Validierung der modellierten Prozessschritte und die Fähigkeit der Modelle, Auswirkungen von Materialvariationen ohne Zuhilfenahme von lokalen, experimentellen Stützwerten physikalisch korrekt abzubilden.

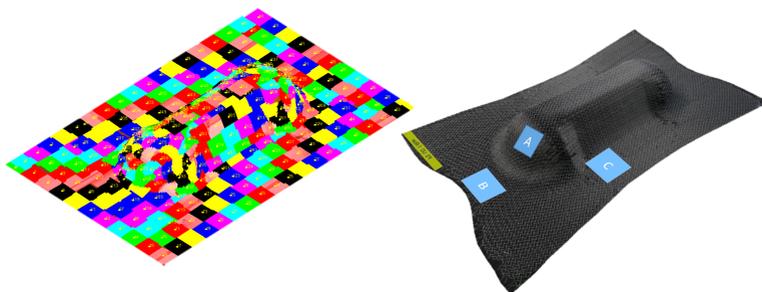


Abbildung 101: Berechnete Bildfelder (in Summe 322) zur Texturaufnahme der Double-Dome-Geometrie (links) und Positionen der Hot-Spot-Analyse in Abbildung 103.

7.2 3D-ANALYSE DRAPIERTER PREFORMEN

Das folgende Kapitel beschreibt die Möglichkeiten zur Analyse drapierter Halbzeuge am Beispiel der in Kapitel 4.3.2 beschriebenen Preformen mit Double-Dome-Geometrie. Um die komplette Oberfläche zu erfassen, wird die Preform mit ihrer konvexen Seite nach oben auf dem Stempelwerkzeug positioniert. Letzteres ist wiederum mit einer rechteckigen Grundplatte verbunden, an deren Eckpunkten das Referenzkoordinatensystem mithilfe einer Messspitze vermessen wird. Die Berechnung der Bildfelder mittels 3D-Mosaik-Ansatz ergibt 322 Einzelbildern (s. Abbildung 101), die zur Erfassung der Oberfläche notwendig sind.

Im Anschluss folgt die Aufnahme der Einzelbilder und eine 2D-3D-Rücktransformation der Bilddaten in das Referenzkoordinatensystem. Die Transformation der Faserorientierung im Raum ermöglicht so die Darstellung einer 3D-Oberfläche der Faserarchitekturinformationen, die aus den einzelnen Bildfeldern zusammengesetzt ist. Abbildung 102 zeigt das Ergebnis der Rücktransformation an allen vier Preformen in der Software ESI Pam-Crash. Insgesamt entsteht eine Darstellung mit hoher Informationsdichte, die eine Evaluierung der Fadenverläufe und

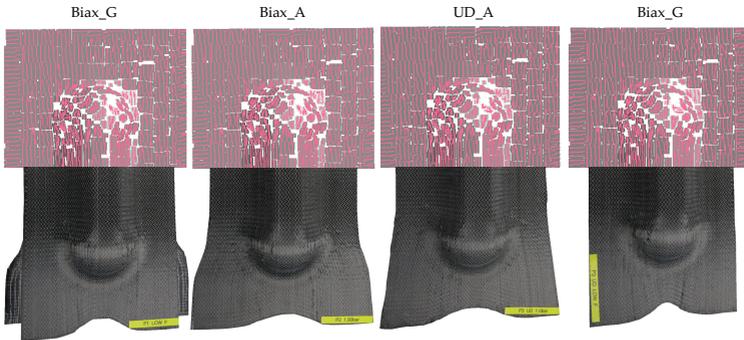


Abbildung 102: Gemessene und in ESI Pam-Crash visualisierte Faserorientierungen an vier mit unterschiedlichen Randbedingungen hergestellten Double-Dome-Preformen (s. Kapitel 4.3.2).

lokaler Faserorientierungen ermöglicht.

Die Digitalisierung der Preform bietet einerseits die Möglichkeit, makroskopische Effekte wie Halbzeugeinzüge und Preformkonturen quantitativ auszuwerten. Andererseits können durch die Kenntnis der Bildfeldposition auf der Preformoberfläche auch Hot-Spot-Analysen durchgeführt werden, wenn lokale Variationen der Faserarchitektur von Interesse sind. Die beispielhaft in Abbildung 103 dargestellten Bildfelder bieten einen direkten Vergleich der Preformvariationen und ermöglichen die Auswertung von Parametereinflüssen auf Preform-Merkmale (die Positionen der Bildfelder zeigt Abbildung 101). So ergibt sich durch die Änderung des Niederhalterdrucks in Teilbereichen eine starke Änderung der Faserorientierungen (Hot-Spots A und C) oder der Fadenbreiten (Hot-Spots B).

Zuletzt ermöglicht die Digitalisierung der Faserarchitektur auch einen Vergleich mit numerischen Prozesssimulationen, wie es von Böhler [8] oder Mallach [98] gezeigt wird. Über

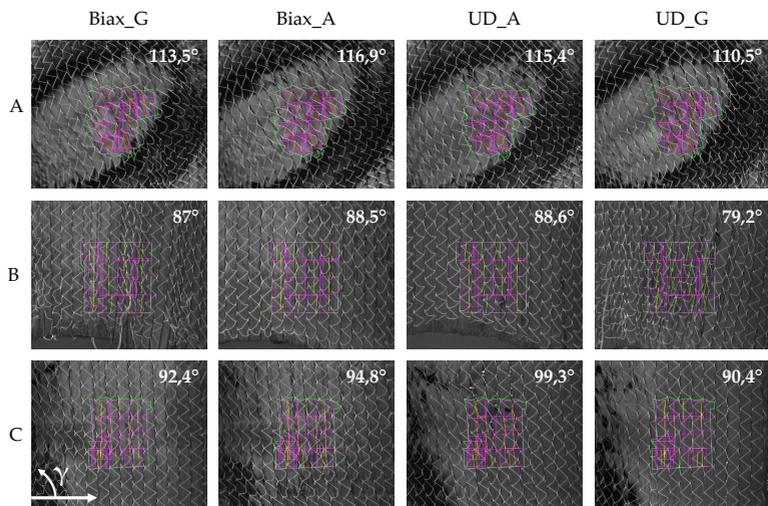


Abbildung 103: Hot-Spot-Analyse der Faserorientierung an drei unterschiedlichen Positionen (s. Abbildung 101).

einen Vergleich realer und simulierter Faserorientierungen sowie auftretende Fertigungseffekte wie Gaps oder Welligkeiten in Teilbereichen der Preform lässt sich die Prognosegüte des Simulationsansatzes quantifizieren.

7.3 OPTIMIERUNG DES FLECHTPROZESSES AM BEISPIEL EINES C-SPANTS

Das folgende Beispiel zeigt die Anwendung des optischen Messverfahrens auf geflochtene Preformen, die innerhalb der Helmholtz-Allianz DLR@Uni-Stuttgart produziert und mechanisch evaluiert wurden. Die Aktivitäten erfolgten im 7. Leitprojekt „Virtuelle Zulassungsrouten und Design für Aerostrukturen“ und hatten zum Ziel, geflochtene C-Spante hinsichtlich ihres Energieaufnahmevermögens unter Biegelast zu untersuchen [144].

Die Produktion der Preformen erfolgt an der Radialflechtmaschi-

ne RF-1-176-100 mit einem rechteckigen Kern (Maße: $110\text{ mm} \times 80\text{ mm}$, 4 mm Kantenradius, s. Abbildung 106), so dass zwei C-Spant-Preformen gleichzeitig hergestellt werden können (die Entnahme der Spante erfolgt im Anschluss an die Laminatherstellung durch Heraussägen der einzelnen Elemente). Das analysierte Biaxial-Geflecht wird mit voller Flechtfadenbesetzung und C-Fasern vom Typ Tenax HTS40 12K produziert. Der Flechtring ist an die Kontur mit ebenfalls rechteckigem Querschnitt (Maße $135\text{ mm} \times 175\text{ mm}$) angepasst, die Federstärke beträgt 350 g . Die Geschwindigkeit des Roboters wurde auf Basis von Gleichung (1) für einen durchschnittlichen Ziel-Flechtwinkel von 50° programmiert.

Die Evaluation der Faserorientierung mittels 3D-Mosaik-Sensor erfolgt entlang der gesamten Kernoberfläche über eine Länge von ca. 800 mm . Die Größe der ausgewerteten Subelemente innerhalb eines Bildes beträgt $10\text{ mm} \times 10\text{ mm}$, was somit der Auflösung der Flechtwinkelinformation entspricht, wobei für jedes Subelement beide Faserorientierungen des Biaxial-Geflechts ermittelt werden. Über den Umfang betrachtet ergeben sich so je Fadensystem 7 Winkelinformationen über die kurze und 10 Winkelinformationen über die lange Seite des Kerns. In Längsrichtung liegen je Zeile 80 Winkeldaten vor. Die Visualisierung der Winkelinformation erfolgt im Anschluss an die Auswertung der Bilddaten wie zuvor in der ESI-Software Pam-Crash. Abbildung 104 zeigt die Überlagerung der visualisierten Winkelinformation und der realen Geflechtarchitektur eines Hybridgeflechtes (Kombination aus Glas-, Kohlenstoff- und Aramidfasern), wobei letzteres nur exemplarisch zur kontrastreichen Darstellung der Faserarchitektur dient.

Die in Abbildung 105 dargestellten Ergebnisse zeigen eine starke Variation des Flechtwinkels über den Kernumfang. Der theoretische, mittlere Winkel von 50° variiert im UZS zwischen $40,3^\circ$ und 60° , gegen den UZS zwischen $42,2^\circ$ und 59° . Die maximale Winkeldifferenz beträgt somit in beide Richtungen ca. $17\text{--}20^\circ$. Dabei steigt der Winkel aufgrund der unterschiedlichen Seitenlängen im Bereich der langen Seiten an (genauere Erklärung in Kapitel 4.2.3). Dieser Effekt wird zudem mit einem S-Schlag (s. Kapitel 2.1.2) überlagert, der dadurch entsteht, dass

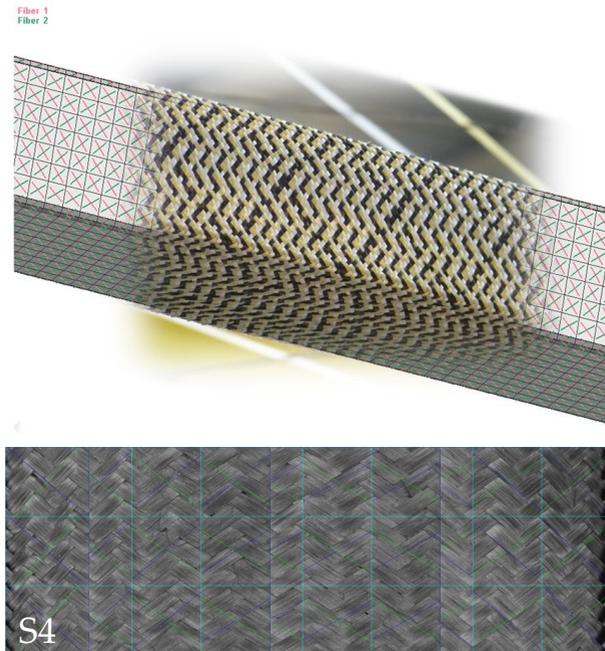


Abbildung 104: Oben: Überlagerung gemessener Faserwinkel in ESI Pam-Crash und reale Geflechtarchitektur eines Hybridgeflechtes. Unten: Darstellung der Faserorientierungs-Vektoren entlang der Oberseite (S4) des analysierten Biaxial-Geflechtes mit C-Fasern.

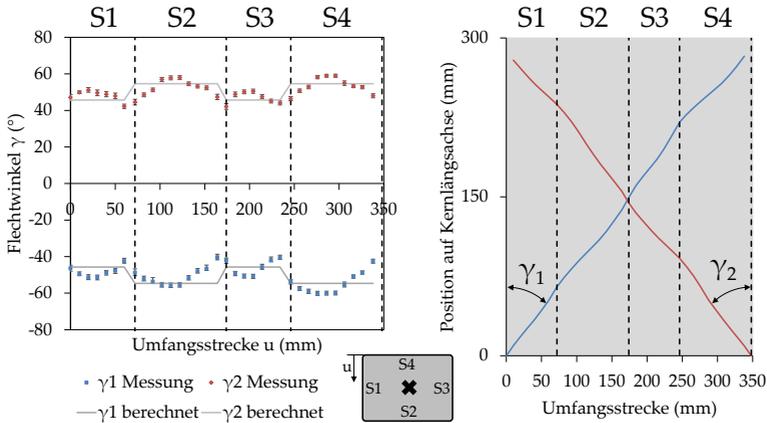


Abbildung 105: Flechtwinkelverteilung (links) und gemittelter Fadenverlauf (rechts) über den Umfang des C-Spantes anhand eines Biaxial-Geflechts. Die berechneten Winkel ergeben sich aus dem in Kapitel 4.2.3 beschriebenen Ansatz.

sich die gegenläufigen Fäden insbesondere in den Ecken des Kerns gegenseitig blockieren. Dadurch sinkt der Flechtwinkel in den Übergangsbereichen zwischen zwei angrenzenden Flächen und steigt dann zur Mitte der Teilfläche hin wieder an.

Neben den mittels optischer Messtechnik erfassten Flechtwinkel-daten zeigt Abbildung 105 auch die berechneten Flechtwinkel, die aus dem in Kapitel 4.2.3 beschriebenen Ansatz erhalten werden. Im Gegensatz zu den zuvor analysierten, kleineren Flechtkernegeometrien, zeigt das Berechnungsmodell hier mit Ausnahme der S-Schlag-Effekte eine gute Übereinstimmung mit realen Winkelvariationen. Die Ursache hierfür liegt darin, dass bei großen Bauteilen und längeren Teilstrecken die kinematischen Effekte der Fadenbewegung in den Vordergrund treten, da die Fäden sich über einen längeren Zeitraum auf den Kernflächen ablegen und sich der theoretische Flechtwinkel dadurch besser einstellen kann.

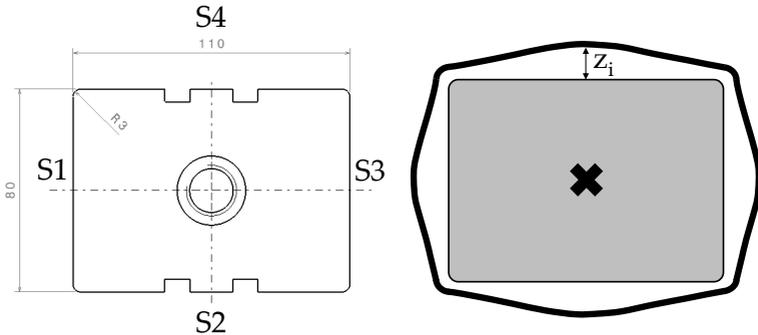


Abbildung 106: Links: Rechteckige Kernegeometrie zur Herstellung zweier C-Profile (die späteren Bauteile werden entlang der Nuten herausgesägt). Rechts: Qualitatives Konzept eines adaptierten Flechtringes mit variablem Abstand zur Kernoberfläche mit dem Ziel, die Variation des Flechtwinkels über den Umfang zu minimieren.

Ausgehend von den in Kapitel 5.2.1 ermittelten Zusammenhängen zwischen Flechtwinkel und Zug-E-Modul in Produktionsrichtung, ergibt sich unter Annahme vergleichbarer Werkstoffeigenschaften und der Nutzung der Regressionsgerade ($E_x = -0,43 \cdot \bar{\gamma} + 36$, s. Abbildung 60) eine theoretische E_x -Modul-Variation über den Umfang zwischen ca. 10 GPa ($\bar{\gamma} = 59^\circ$) und 18 GPa ($\bar{\gamma} = 42,2^\circ$). Da die beim C-Spant vorliegenden Flechtwinkelbereiche nicht identisch mit denen der Streuungsanalyse in Kapitel 5.2.1 sind, sind zwar Änderungen der Wirkzusammenhänge zu erwarten (der Zusammenhang zwischen Flechtwinkel und E-Modul ist nicht über den gesamten Flechtwinkelbereich linear), dennoch zeigen die Werte qualitativ, wie sensibel die lokalen Werkstoffeigenschaften bei realen Bauteilen auf Änderungen der Faserarchitektur reagieren.

Da die lokalen Werkstoffeigenschaften auf Komponentenebene nur in Zusammenspiel mit der Bauteilgeometrie und den aufgetragenen Lasten bewertbar sind, erfolgt die Analyse der Bauteileigenschaften in der Regel mittels numerischer

Berechnungsmethoden. Falls daraus die Notwendigkeit einer lokalen Anpassung des Flechtwinkels ersichtlich wird, können produktionstechnisch die in Kapitel 4.2 gewonnenen Erkenntnisse angewendet werden. So ergibt sich z.B. eine lokale Flechtwinkeländerung bei Nutzung eines variablen Abstandes zwischen Flechtring und Kern: Wächst dieser sinkt der Flechtwinkel und vice versa. Somit kann durch geeignete Änderung der Flechtringkontur eine Reduktion der prozessbedingten Flechtwinkelvariationen erzielt werden. Ein qualitatives Konzept für diese Anpassung zeigt Abbildung 106. Die Berechnung der Flechtringkontur könnte für einen ersten Entwurf in vektorbasierte, analytische Modelle implementiert oder mittels numerischer Prozesssimulationen [12] vorhergesagt werden.

Das Beispiel zeigt, dass eine detaillierte Erfassung der Faserarchitektur von realen Flechtbauteilen nicht nur zur mechanisch basierten Bewertung der Geflechteigenschaften, sondern ebenso zur Prozessoptimierung genutzt werden kann.

ZUSAMMENFASSUNG

Preformingverfahren ermöglichen aufgrund ihrer Fähigkeit zur variablen Formgebung die Produktion komplexer Faserverbundbauteile. Dies geht allerdings mit einer hohen Varianz der auftretenden Faserarchitekturen einher, deren lokale Ausprägungen im Entwicklungsprozess aktuell nicht mit hohem Detailgrad berücksichtigt werden können. Zudem sind viele Zusammenhänge zwischen Faserarchitekturvariationen und mechanischen Eigenschaften nur unzureichend bekannt, so dass Qualitätskriterien in der Regel in Abhängigkeit der möglichen Prozesstoleranzen, aber nicht aufgrund ihrer Auswirkungen auf die Werkstoffkennwerte definiert werden. Ziel dieser Arbeit ist daher die Entwicklung eines Verfahrens, um Variationen der Faserarchitektur in objektive Qualitätsmerkmale für FKV-Bauteile zu überführen. Hierfür werden Erkenntnisse über Wirkzusammenhänge zwischen visuellen Merkmalen und den mechanischen Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbunds erarbeitet, sowie ein optisches System zur 3D-Preformanalyse entwickelt. Als Beispielprozesse dienen die robotische Umflechttechnik sowie das Drapieren von Gelegen mittels einteiligem Stempelverfahren.

Über parametrische Studien werden im ersten Schritt prozessseitige Einflussfaktoren analysiert und deren Effekte auf Texturmerkmale quantifiziert. Ein neues analytisches Modell ermöglicht die präzise Berechnung des Bedeckungsgrades triaxialer Geflechte auf Basis einer Einheitszelle mit variabler Stehfadenposition. Die Variation von Flechtprozessparametern zeigt darüber hinaus signifikante Einflüsse auf die Homogenität der Faserarchitektur, die in einem Qualitätsindex gebündelt und so quantifiziert

bar gemacht wird. Insbesondere die Größe der Konvergenzzone zwischen Flechtring und Flechtkern kann hier als Haupteinflussfaktor identifiziert werden. Das Umformen von Gelegen anhand einer Double-Dome-Geometrie zeigt eine starke Abhängigkeit der lokalen Faserarchitektur von der Vorspannung des Textils, die mittels Niederhalterblech aufgebracht wird. Zudem entstehen lokale Flächengewichtsänderungen, die analytisch über eine Betrachtung der relativen Fadenverdichtung berechnet werden können.

Die Kenntnis der Fertigungseffekte erlaubt so eine Optimierung der Faserarchitektur mithilfe von Prozessparametern.

Im zweiten Schritt erfolgen Korrelationsanalysen zwischen Faserarchitekturen und den mechanischen Eigenschaften anhand normierter Zug- und Druckprüfkörper. Untersucht werden die Auswirkungen von inhomogenen Geflechtern, einem niedrigen Bedeckungsgrad, von inhärenten Ondulationen und Gaps in Multiaxialgelegen. Die Korrelation zwischen prüfkörperindividuellen Faserorientierungen und den Eigenschaften von Geflechtlaminate führt zu einem klaren Wirkzusammenhang, der zeigt, dass die Streuung der Werkstoffeigenschaften direkt mit der Streuung der Faserarchitekturgrößen gekoppelt ist. Die Abweichungen von Zugfestigkeiten eines biaxialen Geflechts vom Referenzwert kann so bspw. halbiert werden, wenn prüfkörperindividuelle Faserorientierungen über eine Regressionsgerade mit den Eigenschaften korreliert werden.

Die CT-Analyse von Geflechtern mit niedrigem Bedeckungsgrad führt zu der Erkenntnis, dass durch Lücken hervorgerufene Fadenondulationen primär für eine Eigenschaftsreduktion verantwortlich sind. Dies kann durch die gezielte Variation der Flechtadenondulation bestätigt werden. Auch bei Gelegen, in denen mit neuen Verfahren künstliche Gaps erzeugt werden, entstehen Festigkeitsreduktionen primär durch zusätzliche Fadenwelligkeiten der angrenzenden Lagen. In Bezug auf Steifigkeiten erweisen sich die Einflüsse als weniger signifikant. Die Versuchsreihen untermauern, dass die prozessbedingt variabelere Faserarchitektur von Geflechtern zu deutlich höheren Kennwertvarianzen führt als bei Gelegen. Insgesamt kann die Streuung der Faserarchitektur als primäres Qualitätsmerkmal identifiziert werden, dass für

die Vorhersagegenauigkeit mechanischer Eigenschaften entscheidend ist.

Das im dritten Schritt entwickelte optische System zur 3D-Preformanalyse bietet die Möglichkeit, Fertigungseffekte auf Preform-Ebene digital zu analysieren. Hierfür wird ein robotisch geführtes Bildaufnahme-Verfahren vorgestellt, mit dessen Hilfe komplexe Oberflächen erfasst und mittels digitaler Bildverarbeitung ausgewertet werden können. Eine spezielle Beleuchtung ermöglicht in Kombination mit einem CCD-Kamerasensor die homogen belichtete Aufnahme stark reflektierender Textilien mit großem Abstand zwischen Sensorik und Oberfläche. Dies ermöglicht die Nutzung von Auswertungsalgorithmen zur automatischen Bestimmung von Faserorientierungen, Gaps oder Fadenbreiten.

Das Potenzial des optischen Systems wird im Anschluss anhand verschiedener Anwendungsbeispiele demonstriert. So können die zuvor ermittelten Kennwertkorrelationen über Weibull-Verteilungen im Auslegungsprozess von Faserverbundbauteilen berücksichtigt werden, wenn die Schwächung des Materials aufgrund lokaler Fertigungseffekte bekannt ist. Darüber hinaus wird auch ein Beispiel zum Transfer von realen Faserwinkeln in ein numerisches Modell zur Versagensanalyse aufgeführt. Daneben zeigt eine Hot-Spot-Analyse unterschiedlicher Double-Dome-Preformen die Möglichkeit zur Prozessanalyse sowie die vollflächige Validierung von Prozesssimulationen. Zuletzt erfolgt an einer umflochtenen C-Spant-Geometrie ein Konzept zur Nutzung von Faserwinkelinformationen zur Optimierung der Flechtwinkelverteilung durch eine Anpassung der Flechtringgeometrie. Die Arbeit zeigt auf diesem Weg Möglichkeiten auf, optische Messtechnik mit digitaler Bildverarbeitung in den Entwicklungsprozess von Faserverbundbauteilen zu integrieren und so das Leichtbaupotenzial von Faser-Kunststoff-Verbunden weiter auszuschöpfen.

A

THEORETISCHE GRUNDLAGEN

A.1 BERECHNUNG GEFLECHTSPEZIFISCHER GRÖSSEN

Im Folgenden sind die Berechnungen einiger geflechtspezifischer Größen aufgeführt, wie der Anteil der Stehfäden, das Flächengewicht des Geflechts sowie die theoretische Laminatdicke. Bei biaxialen, unverzerrten Geflechtem ist der Faseranteil beider gegenläufiger Fadensysteme im Laminat theoretisch identisch, vorausgesetzt es werden in beide Richtungen die gleiche Fadenanzahl und der gleiche Fadentyp verwendet. Bei triaxialen Geflechtem hingegen hängt der Stehfadenanteil neben den jeweils verwendeten Fasern auch vom Flechtwinkel ab, da dieser das Flächengewicht der biaxial-Fasern beeinflusst, während das Flächengewicht der Stehfäden konstant ist. Der prozentuale Anteil der Stehfäden im Geflecht lässt sich mit folgender Gleichung berechnen:

$$C_a = \frac{1}{1 + \frac{n_b Tt_b}{n_a Tt_a \sin(2\gamma)}}, \quad (31)$$

wobei n_b die Anzahl der Flechtfäden, Tt_b die längenbezogene Masse der Flechtfäden und n_a sowie Tt_a die äquivalenten Parameter der Stehfäden sind. Der Stehfadenanteil ist demnach unabhängig vom Kerndurchmesser.

Das Gesamtflächengewicht m_F^* des Geflechts berechnet sich

durch die Anteile der Steh- und Flechtfäden und dem Kerndurchmesser D zu

$$m_F^* = (T t_a n_a + \frac{2 T t_b n_b}{\cos \gamma}) \frac{1}{\pi D}. \quad (32)$$

Um ausgehend vom Flächengewicht die Laminatdicke zu bestimmen, werden die Dichten von Matrix (ρ_H) und Fasern (ρ_F), sowie der Faservolumengehalt V_f benötigt. So ergibt sich das Flächengewicht des Harzes m_H^* zu

$$m_H^* = \frac{m_F^*}{\rho_F} (1 - V_f) \frac{\rho_H}{V_f} \quad (33)$$

und damit die theoretische Dicke des Laminats t_{lam} durch

$$t_{lam} = \frac{m_F^*}{\rho_F} + \frac{m_H^*}{\rho_H}. \quad (34)$$

A.2 BERECHNUNG DES LOKALEN FLECHTWINKELS

Zur Berechnung des lokalen Flechtwinkels für nicht-kreisrunde Kerne wird der Kernquerschnitt als zweidimensionaler Polygonzug beschrieben und für jedes Liniensegment zwischen zwei Eckpunkten ein Flechtwinkel berechnet. Dieser ergibt sich aus dem Zeitintervall, das der Faden benötigt, um sich zwischen zwei Eckpunkten auf dem Liniensegment abzulegen und der Vorschubgeschwindigkeit des Roboters.

Zur Bestimmung des Zeitintervalls werden zunächst die Klöppelpositionen zu den Zeitpunkten berechnet, an denen der Faden beginnt, sich auf einem Liniensegment abzulegen. Gegeben sei hierfür eine Kerngeometrie, die durch Punktkoordinaten (x_i, y_i) beschrieben ist mit $i \in N$ und $|N|$ der Anzahl der Eckpunkte des Polygons (s. Abbildung 107). Die Eckpunktkoordinaten seien für die folgende Betrachtung in geordneter Reihenfolge gegeben, so dass eine Kante des Polygonzugs von zwei aufeinanderfolgenden

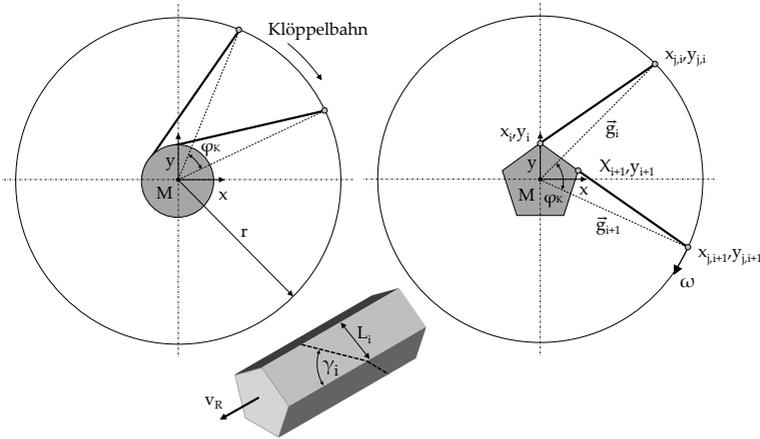


Abbildung 107: Kreisförmige Kerngeometrie mit kontinuierlicher Fadenbewegung (links) und mittels Polygon diskretisierte Kerngeometrie zur Berechnung des Faserwinkels bei diskontinuierlichen Querschnitten.

Eckpunkten (x_i, y_i) und (x_{i+1}, y_{i+1}) definiert ist. Der Moment, in dem sich ein Faden auf dem nächsten Liniensegment ablegt, beginnt, wenn die Verbindungslinie zwischen Faden und Klöppel parallel zu einem Liniensegment orientiert ist. Die Geradengleichung des Fadens zu diesem Zeitpunkt kann dann über die Eckpunktkoordinaten bestimmt werden und ergibt sich zu

$$\begin{aligned}
 y &= qx + u \text{ mit} \\
 q &= \frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i} \text{ und} \\
 u &= y_i - q x_i.
 \end{aligned}
 \tag{35}$$

Zur Berechnung der Klöppelposition können die Kreuzungspunkte des Fadens mit der Kreisbahn der Klöppel mit Radius r berechnet werden, die durch die Kreisgleichung

$$(x - x_M)^2 + (y - y_M)^2 = r^2
 \tag{36}$$

definiert sind. Einsetzen von (35) in (36) ergibt eine quadratische Gleichung, deren Lösungen die Kreuzungspunkte $(x_{j,i}, y_{j,i})$ der Fäden mit der Klöppelbahn sind. Zur Bestimmung des Zeitintervalls für die Ablage eines Fadens auf einem Liniensegment wird der Winkel zwischen den Geraden benötigt, die durch das Zentrum $M = (0,0)$ der Flechtmaschine und je einer der beiden Klöppelpositionen verlaufen. Die Geradengleichungen der Kreuzungspunkte auf der Klöppelbahn sind somit

$$\vec{g}_i = w \begin{pmatrix} x_{j,i} \\ y_{j,i} \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad \vec{g}_{i+1} = w \begin{pmatrix} x_{j,i+1} \\ y_{j,i+1} \end{pmatrix} \quad (37)$$

und der Winkel α zwischen den Geraden ergibt sich zu

$$\alpha_i = \arccos\left(\frac{\vec{g}_i \vec{g}_{i+1}}{|\vec{g}_i| |\vec{g}_{i+1}|}\right). \quad (38)$$

Die Zeit, die ein Klöppel von einer Position zur nächsten benötigt, ergibt sich nun aus der Flügelradzahl Ω . Da mit jeder halben Flügelradrotation der Klöppel von einem Flügelrad zum nächsten weitergegeben wird, ergibt sich die Zeit für eine Umrundung der Flechtmaschine zu

$$T = \frac{n_{hg}}{2\Omega} \quad (39)$$

für eine Flechtmaschine mit n_{hg} Flügelrädern. Die Winkelgeschwindigkeit eines Klöppels ω ist somit $\omega = \frac{360^\circ}{T}$ und das Zeitintervall für die Ablage eines Fadens über eine Kante berechnet sich zu

$$\Delta t_i = \frac{\alpha_i}{\omega} \quad (40)$$

Letztendlich ergibt sich der lokale Flechtwinkel γ_i mithilfe der Länge des Liniensegments L_i , dem Vorschub des Roboters v bei

der Durchführung des Kerns durch die Flechtmaschine und dem Zeitintervall zu

$$\gamma_i = \arctan \left(\frac{L_i}{v \Delta t_i} \right). \quad (41)$$

Dieser Zusammenhang zeigt, dass tendenziell größere Kantenlängen mit einer Vergrößerung des Flechtwinkels einhergehen.

A.3 ERMITTLUNG DER WEIBULL-PARAMETER

Die Weibull-Verteilung ist eine stetige Wahrscheinlichkeitsverteilung, die u.a. zur Bestimmung der Ausfallhäufigkeit spröder Werkstoffe (ursprünglich Keramiken) herangezogen wird [150]. Die kumulative Verteilungsfunktion ergibt sich nach [30] durch die Wahl zweier Parameter ζ (Skalenparameter) und m (Formparameter oder Weibull-Modul) zu:

$$F(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x}{\zeta}\right)^m} \quad (42)$$

bzw. für die Verteilung von Werkstoff-Festigkeiten als

$$F(\sigma_i) = 1 - e^{-\left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0}\right)^m}. \quad (43)$$

Der Weibullparameter m ist dabei ein Maß für die Streuung der Werte, je größer m desto geringer ist die Streuung und desto zuverlässiger ist die Vorhersage. σ_0 ist die Festigkeit, bei der 63,2% (= $1 - 1/e$) aller Proben versagen und wird auch Weibull-Festigkeit genannt.

Zur Bestimmung der Weibull-Parameter auf Basis von Versuchsreihen wird wie folgt vorgegangen:

Zunächst werden die Festigkeiten nach Höhe des Wertes sortiert und die Ausfallwahrscheinlichkeiten $P(\sigma)$ nach [103] berechnet mit

$$P(\sigma) = \frac{i - 0,3}{n + 0,4}, \quad (44)$$

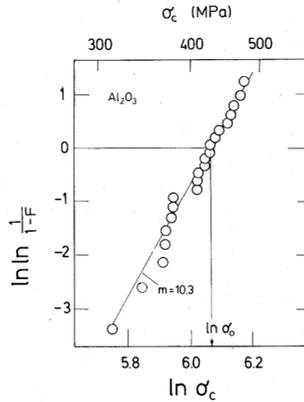


Abbildung 108: Doppelt-logarithmische Darstellung der Festigkeitsverteilung von Aluminiumoxid mit der Weibull-Verteilung [118]. Die Bestimmung der Weibull-Parameter erfolgt über die Steigung m der Gerade (Weibull-Modul) und dem y-Achsenabschnitt $\ln(\sigma_0)$.

mit i der Ordnungszahl des jeweiligen nach Größe sortierten Festigkeits-Wertes ($i = 1, 2, 3, \dots, n$) und n der Anzahl der Stichproben der Versuchsreihe.

Anschließend werden die Festigkeiten mit den zugehörigen Ausfallwahrscheinlichkeiten doppelt logarithmisch in einem Diagramm aufgetragen und eine Regressionsgerade angelegt. Die Steigung der Regressionsgeraden entspricht dem Weibull-Modul m , der Skalenparameter ξ bzw. σ_0 ergibt sich durch den y-Achsenabschnitt der Gerade, also dort wo $\ln \ln [1/(1-F)] = 0$ ist (s. Abbildung 108).

A.4 BESTIMMUNG DER DEHNUNG ÜBER DEN TRAVERSENWEG

Aufgrund der hohen Bruchdehnungen biaxialer Geflechte im Zugversuch kann die Darstellung der Spannungs-Dehnungs-

Diagramme nur mithilfe des Traversenwegs der Prüfmaschine erfolgen. Da dieser in Folge der Eigensteifigkeit der Prüfanlage nicht dem korrekten Dehnungswert des Prüfkörpers entspricht, erfolgt eine Korrektur auf Basis des intakten DMS-Signals zwischen 0% und 5% Dehnung. Dafür wird ein Korrekturfaktor c_{korr} als Mittelwert aller der Quotienten aus DMS-Dehnung ϵ_{DMS} und Traversendehnung ϵ_{Tr} berechnet mit

$$c_{korr} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\epsilon_{DMS,i}}{\epsilon_{Tr,i}} \text{ mit } 0 < \epsilon_{DMS,i} < 0,05 \quad (45)$$

Der korrigierte Dehnung aus dem Traversenweg $\epsilon_{Tr,korr}$ ergibt sich dann als Produkt aus dem Korrekturfaktor mit dem Quotienten von Traversenweg L_{Tr} und der freien Prüflänge L_{frei} zu

$$\epsilon_{Tr,korr} = c_{korr} \frac{L_{Tr}}{L_{frei}}. \quad (46)$$

Letztendlich kann über den Traversenweg zwar eine Annäherung der Spannungs-Dehnungs-Diagramme zur qualitativen Darstellung des Prüfkörper-Verhaltens erfolgen, diese ist jedoch fehlerbehaftet und hängt stark von der verwendeten Prüfmaschine ab.

Eine Nutzung des Traversenweges zur Bestimmung der Dehnung von Druckprüfkörpern, die mittels Celanese-Vorrichtung getestet werden, hat sich als nicht praktikabel erwiesen.

A.5 BESTIMMUNG DER ELASTIZITÄTSGRÖSSEN MITTELS CLT

Die Berechnung laminatspezifischer Kennwerte erfolgt anhand der klassischen Laminattheorie (CLT) wie sie bspw. von Schürmann [139] beschrieben wird.

Hierfür werden zunächst die Scheiben-Steifigkeitsmatrizen \underline{Q}_k der Einzelschicht k im 1-2-Koordinatensystem aufgestellt mit der Form

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}}{1-v_{\perp\parallel} \cdot v_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\parallel} \cdot v_{\parallel\perp}}{1-v_{\perp\parallel} \cdot v_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{E_{\perp} \cdot v_{\perp\parallel}}{1-v_{\perp\parallel} \cdot v_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\perp}}{1-v_{\perp\parallel} \cdot v_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\perp\parallel} \end{bmatrix}}_{\underline{Q}_k} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \chi_{21} \end{Bmatrix} \quad (47)$$

Zur Berechnung der Felder von \underline{Q}_k werden die Elastizitätsgrößen E_{\parallel} , E_{\perp} , $v_{\perp\parallel}$, $v_{\parallel\perp}$ und $G_{\perp\parallel}$ bestimmt. Da für biaxiale oder triaxiale Geflechte keine unidirektionalen Einzellagen getestet werden können um die Elastizitätsgrößen experimentell direkt zu bestimmen, kann entweder rechnerisch auf die Einzellagen-Eigenschaften geschlossen werden, oder die Größen werden aus Versuchsreihen indirekt bestimmt, wobei dies nicht für alle Parameter möglich ist. Im vorliegenden Fall werden die Werte rechnerisch bestimmt, um die Möglichkeiten der theoretischen Vorhersage von Steifigkeitsgrößen von Geflechtlaminaten mit unterschiedlichen Ondulationsgraden exemplarisch zu untersuchen. Der E-Modul parallel zur Faser E_{\parallel} kann näherungsweise über die Mischungsregel berechnet werden, die hier um den Effizienzfaktor von Krenchel für ondulierte Fasern erweitert wird:

$$E_{\parallel} = \eta E_F V_f + E_H (1 - V_f), \quad (48)$$

wobei η für nicht-ondulierte (gestreckte) Fasern den Wert 1 hat. Die Werte für E_F und E_H sind aus dem Datenblatt der Faser- und Matrixhersteller ersichtlich, V_f wird für alle Prüfreihe experimentell bestimmt.

Zur Bestimmung des transversalen E-Moduls E_{\perp} müsste entweder ein UD-Laminat getestet und die Querdehnung erfasst, oder eine Bestimmungsgleichung verwendet werden. Für letztere existiert

tieren verschiedene Varianten, wobei in diesem Fall die halbempirische Gleichung nach Puck [125] eingesetzt wird mit

$$E_{\perp} = \frac{E_H}{1 - \nu_H^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot V_f^2}{(1 - V_f)^{1,25} + \frac{E_H}{(1 - \nu_H^2)E_{F\perp}} \cdot V_f}. \quad (49)$$

Innerhalb dieser Gleichung sind die Größen ν_H (Querkontraktionszahl der Matrix) sowie $E_{F\perp}$ (E-Modul in Faserquerrichtung) unbekannt, so dass hierfür Literaturkennwerte aus [139] verwendet werden.

Die Bestimmung des Schubmoduls $G_{\perp\parallel}$ wird ebenfalls mit einer halbempirischen Gleichung von Förster [48] durchgeführt:

$$G_{\perp\parallel} = G_H \frac{1 + 0,4V_f^{0,5}}{(1 - V_f)^{1,45} + \frac{G_H}{G_{F\parallel\perp}} V_f}. \quad (50)$$

Auch hier sind die Größen G_H und $G_{F\parallel\perp}$ unbekannt und es werden Literaturkennwerte eingesetzt.

Zur Berechnung der Querkontraktionszahlen wird zunächst $\nu_{\perp\parallel}$ über die Mischungsregel bestimmt mit

$$\nu_{\perp\parallel} = \nu_F V_f + (1 - V_f)\nu_H, \quad (51)$$

für $\nu_{\parallel\perp}$ existiert dann der Zusammenhang

$$\nu_{\parallel\perp} = \frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} E_{\perp}. \quad (52)$$

Nach der Berechnung der Elastizitätsgrößen erfolgt die Transformation der Einzelschichten ins globale x-y-KS:

$$\underline{\bar{Q}}_k = \underline{T}_{1,2 \rightarrow x,y}^{\sigma} \cdot \underline{Q}_k \cdot \underline{T}_{x,y \rightarrow 1,2}^{\epsilon} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11,k} & \bar{Q}_{12,k} & \bar{Q}_{16,k} \\ \bar{Q}_{12,k} & \bar{Q}_{22,k} & \bar{Q}_{26,k} \\ \bar{Q}_{16,k} & \bar{Q}_{26,k} & \bar{Q}_{66,k} \end{bmatrix} \quad (53)$$

Die Transformationsmatrizen haben hierfür die Form

$$\underline{T}_{1,2 \rightarrow x,y}^{\sigma} = \begin{bmatrix} \cos^2(\alpha) & \sin^2(\alpha) & -\sin(2\alpha) \\ \sin^2(\alpha) & \cos^2(\alpha) & \sin(2\alpha) \\ 0,5\sin(2\alpha) & -0,5\sin(2\alpha) & \cos(2\alpha) \end{bmatrix} \quad (54)$$

$$\underline{T}_{x,y \rightarrow 1,2}^{\epsilon} = \begin{bmatrix} \cos^2(\alpha) & \sin^2(\alpha) & 0,5\sin(2\alpha) \\ \sin^2(\alpha) & \cos^2(\alpha) & -0,5\sin(2\alpha) \\ -\sin(2\alpha) & \sin(2\alpha) & \cos(2\alpha) \end{bmatrix} \quad (55)$$

Mit diesem System an Gleichungen kann die Scheibensteifigkeitsmatrix A des Laminats aufgestellt werden:

$$\underline{A} = \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{11,k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12,k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{16,k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12,k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{22,k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{26,k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{16,k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{26,k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{66,k} \cdot t_k \end{bmatrix} \quad (56)$$

Diese beinhaltet als Information die Einzellagendicken $t_{lam,k}$ aller n Einzellagen und bildet mit

$$\{N\} = \underline{A} \cdot \{\epsilon\} \quad (57)$$

das mechanische Elastizitätsgesetz des Laminataufbaus wobei N die Belastungen des Laminats beschreiben mit dem Zusammenhang

$$\{N\} = \{\sigma\} \cdot t_{lam} = \sum_{k=1}^N \{\sigma\}_k \cdot t_{lam,k} \quad (58)$$

Zum Abgleich mit experimentellen Kennwerten sind vor allem die sogenannten Ingenieurskonstanten interessant, also bspw. die E-Moduln des gesamten Laminats. Diese lassen sich direkt aus den Koeffizienten der inversen Scheibensteifigkeitsmatrix \underline{A}^{-1} ableiten und es gilt bspw.:

$$E_x = \frac{1}{\underline{A}_{11}^{-1} \cdot t_{lam}}; E_y = \frac{1}{\underline{A}_{22}^{-1} \cdot t_{lam}}; G_{xy} = \frac{1}{\underline{A}_{66}^{-1} \cdot t_{lam}} \quad (59)$$

Es ist darauf zu achten, dass es sich dabei um Elastizitätsmoduln ohne Querkontraktionsbehinderung handelt.

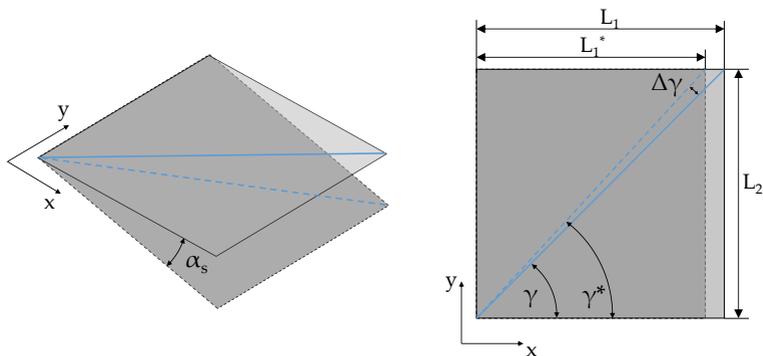


Abbildung 109: Winkelfehler bei schiefer Betrachtung eines Flächenelements.

A.6 BERECHNUNG DES PERSPEKTIVISCHEN WINKELFEHLERS

Bei gekrümmten Bauteiloberflächen kann die optische Achse nur entlang einer Linie bzw. bei zweifach-gekrümmten Oberfläche nur auf einen Punkt rechtwinklig ausgerichtet werden. Angrenzend kommt es somit zwangsläufig zu einer nicht exakt orthogonalen Betrachtung des Textils und somit potenziell zu perspektivischen Fehlern bei der Bestimmung der Faserorientierung, welche nur als Projektion in die Betrachtungsebene aufgenommen wird. Im Folgenden wird dieser Fehler berechnet.

Abbildung 109 zeigt ein Flächenelement mit eingezeichneter Faserorientierung, welche bei schiefer Betrachtung in einer um den Winkel α_s geneigten Ebene gestaucht wahrgenommen wird. Mit $\cos(\alpha_s) = \frac{L_1^*}{L_1}$ gilt somit

$$\gamma^* = \arctan\left(\frac{L_2}{L_1 \cdot \cos(\alpha_s)}\right) = \arctan\left(\frac{\tan(\gamma)}{\cos(\alpha_s)}\right). \quad (60)$$

Der Neigungswinkel der schiefen Ebene ergibt sich aus Abbildung 86 mit

$$\alpha_s = \arcsin\left(\frac{B}{2 \cdot r_K}\right), \quad (61)$$

wobei die Bildfeldbreite B hier als Koordinate verstanden werden kann, die den Abstand der einfallenden optischen Achse zum Ort auf der gekrümmten Oberfläche beschreibt, an der ein projizierter Winkel berechnet werden soll.

Eingesetzt in Gleichung (60) folgt für den projizierten Winkel

$$\gamma^* = \arctan\left(\frac{\tan(\gamma)}{\cos\left(\arcsin\left(\frac{B}{2 \cdot r_K}\right)\right)}\right) = \arctan\left(\frac{\tan(\gamma)}{\sqrt{1 - \left(\frac{B}{2 \cdot r_K}\right)^2}}\right). \quad (62)$$

Die lokale Winkeldifferenz entspricht somit

$$\Delta\gamma = \gamma - \gamma^*, \quad (63)$$

wobei die Abweichung des projizierten Winkels vom Soll-Winkel bei $\gamma = 45^\circ$ maximal ist. Abbildung 110 zeigt hierfür exemplarisch die berechneten Winkelfehler in Abhängigkeit des Krümmungsradius r_K , der Bildfeldbreite (bzw. dem Abstand von der optischen Achse) B und des ursprünglichen Winkels γ .

Um den Winkelfehler zu berechnen, der aufgrund der schiefen Betrachtung eines Oberflächenelements entsteht, ist allerdings nicht die lokale Winkeldifferenz, sondern die Mittelung des Winkels über den gesamten Bildfeldbereich mit der Breite B sinnvoll. Der mittlere Winkel ergibt sich durch Integralbildung von Gleichung (62) über ein Breitenintervall ΔB zu

$$\bar{\gamma} = \frac{1}{B_{max}} \cdot \int_0^{B_{max}} \gamma^*(B, r_K, \gamma) dB, \quad (64)$$

wobei B_{max} auch als maximal zulässige Bildfeldbreite definiert werden kann, für die der mittlere Winkelfehler

$$\Delta\bar{\gamma} = \gamma - \bar{\gamma} \quad (65)$$

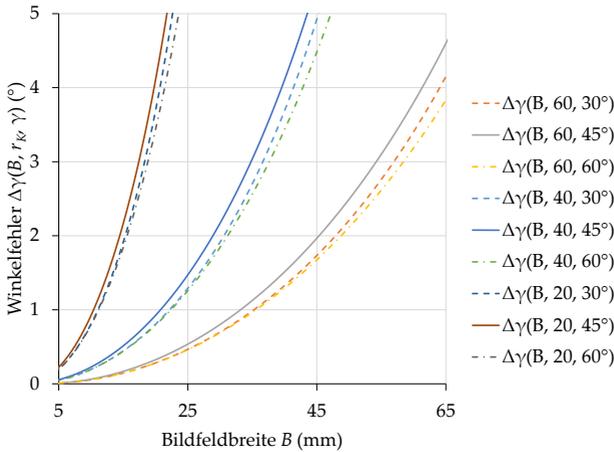


Abbildung 110: Berechneter Winkelfehler in Abhängigkeit des Krümmungsradius r_K , der Bildfeldbreite B und des ursprünglichen Winkels γ .

einen tolerierbaren Wert nicht überschreitet. Beispielwerte hierfür werden in Kapitel 6.1.1 dargestellt.

A.7 ABBILDUNG MIT EINER LINSE

Damit ein Objektpunkt als ein einziger scharfer Bildpunkt auf dem Sensor abgebildet wird, müssen sich alle Lichtstrahlen, die vom Objekt durch die Linse verlaufen, in der Bildebene schneiden. Dadurch ergibt sich nach [6] das Abbildungsgesetz einer dünnen Linse mit der Brennweite f zu:

$$\frac{1}{f} = \frac{1}{g} + \frac{1}{e_U}. \tag{66}$$

Eine Linse bildet somit nur die Ebene mit dem Abstand $g = \frac{e_U \cdot f}{e_U - f}$ scharf auf die Bildebene ab.

In der Praxis ist jedoch eine gewisse Unschärfe tolerabel, wodurch sich ein Entfernungsbereich ergibt, in dem das Objekt ausreichend scharf abgebildet wird: die Schärfentiefe.

Ist D_L der Durchmesser der Eintrittspupille der Linse, $O := \frac{f}{D_L}$ die Blendenzahl und D_U der Durchmesser der Unschärfescheibe (s. Abbildung 111), auf die ein Bildpunkt außerhalb der scharfen Bildebene vergrößert wird, ergibt sich die Schärfentiefe zu:

$$\Delta g = \pm \frac{D_U g}{\frac{f^2}{O(g-f)} - D_U}. \quad (67)$$

Die maximale Größe der Unschärfescheibe ϵ_{max} wird dabei je nach Anwendung vorgegeben und liegt meist in der Größenordnung des Pixelabstands auf dem Kamerachip. In der von der Kamera abgewandten Richtung erhält man den maximal tolerierbaren Abstand des Objekts von der Schärfenebene mit

$$\Delta g_{fern} = \Delta g(D_{U,max}) > 0 \quad (68)$$

und den minimalen Abstand mit

$$\Delta g_{nah} = \Delta g(-D_{U,max}) < 0. \quad (69)$$

Eine genaue Herleitung der Abbildungsgleichungen ist in [6], S. 129-147 gegeben.

Die Blendenzahl O ist somit in der Praxis der gebräuchlichste Parameter, um die Schärfentiefe zu beeinflussen. Typischerweise lässt sich diese als Potenzreihe von $\sqrt{2}^n$ einstellen, also 1, 1.4, 2, 2.8, 4, 5.6, 8 usw. Neben der Erhöhung der Schärfentiefe Δg halbiert sich mit jeder nächsthöheren Stufe die Fläche der Blende und somit auch die Lichtausbeute, was insbesondere für Anwendungen mit kurzen Belichtungszeiten, z.B. in der Inline-Prüftechnik, relevant ist. Zudem ergibt sich durch die Zusammenhänge in Gleichung (67), dass für die Aufnahme weit entfernter Objekte eine deutlich größere Schärfentiefe vorliegt als bspw. Mikroskopaufnahmen mit sehr kleiner Gegenstandsweite g .

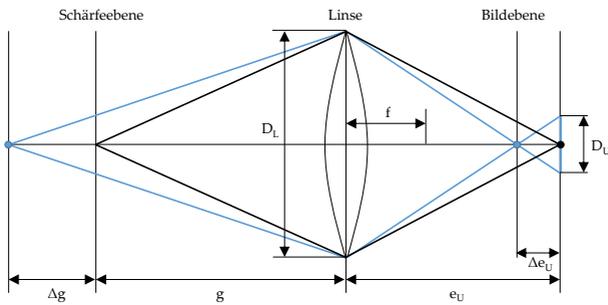


Abbildung 111: Unschärfe optische Abbildung mit einer dünnen Sammellinse aus [6]. Die Blendenzahl $O = \frac{f}{D_L}$ bestimmt die Größe der Eintrittspupille und somit die Schärfentiefe Δg .

B

ERGÄNZENDE INFORMATIONEN

B.1 VERSUCHSPLAN KAPITEL 4.2.5

Nr.	Geflechttyp	Flechtringdurchmesser D_{FR}	Flechtwinkel γ	Fadenkraft
		[mm]	[°]	[g]
1	biax	50	30	350
2	biax	50	45	350
3	biax	50	60	350
4	biax	180	30	350
5	biax	180	45	350
6	triax	180	30	350
7	triax	180	45	350
8	triax	180	60	350
9	triax	50	30	350
10	triax	50	45	350
11	triax	50	60	350
12	biax	50	30	600
13	biax	50	45	600
14	biax	50	60	600
15	biax	180	30	600
16	biax	180	45	600
17	biax	180	60	600
18	triax	180	30	600
19	triax	180	45	600
20	triax	180	60	600
21	triax	50	30	600
22	triax	50	45	600
23	triax	50	60	600
24	biax	50	45	130
25	biax	180	45	130

Tabelle 27: Versuchsprogramm zur Bestimmung der Fertigungseinflüsse verschiedener Flechtparameter auf die Faserarchitektur.

B.2 INHÄRENTE GAPS IN GELEGEN

Die Vermessung der inhärenten Gelege-Gaps aus Kapitel 4.3.1 erfolgt anhand von Bildaufnahmen textiler Zuschnitte (400 mm x 500 mm). Um Messungenauigkeiten direkt am Textil zu ver-

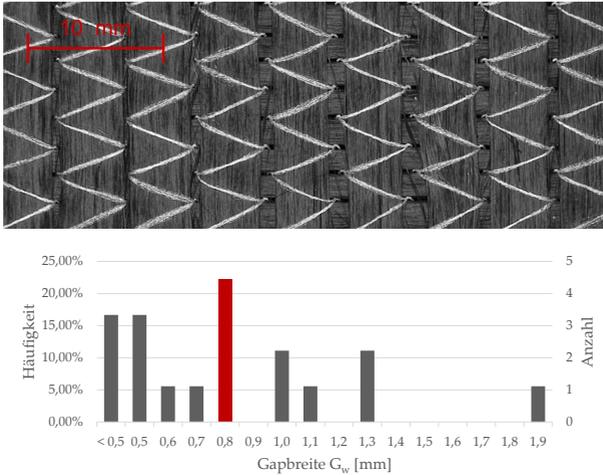


Abbildung 112: Gaps auf der Oberseite des BIAx-Geleges und vermessene inhärente Gapbreiten (Mittelwert: 0,8 mm).

meiden, werden die Gaps in der Software Gimp 2.0 anhand der Pixelbreiten ausgewertet.

Die Gap-Vermessung erfolgt auf der Oberseite der Trikotbindung (s. Abbildung 112), da hier Lücken deutlich stärker ausgeprägt sind. Die Gaps der Ober- und Unterseite verlaufen aufgrund der Vernähung senkrecht zueinander.

Die Größe eines einzelnen Bildfeldes beträgt $65\text{ mm} \times 65\text{ mm}$, so dass auf einem Bild 13 Gaps zwischen den Rovingen zu sehen sind, die geradlinig zwischen den Fasern verlaufen und eine rechteckige Form (Kanal) annehmen. Zur Auswertung wird jeder Gap-Kanal an drei Stellen vermessen, somit liegen den Ergebnissen 39 Messstellen für das BIAx-Gelege zugrunde.

Der Mittelwert der Gapbreiten beträgt $0,8\text{ mm}$, wobei minimale Gapbreiten unter $0,5\text{ mm}$ und eine maximal gemessene Gapbreite von $1,9\text{ mm}$ auftreten (s. Abbildung 112). Die in Abbildung 113 dargestellte Unterseite des Halbzeugs zeigt, dass hier aufgrund der Wirkbindung Gaps mit kleinerer Ausprägung, aber höherer

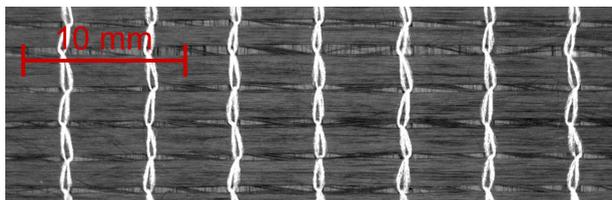


Abbildung 113: Inhärente Gaps auf der Unterseite des BIAx-Geleges.

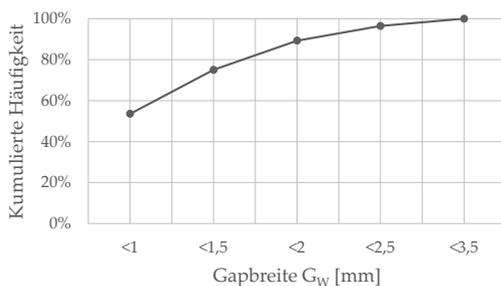
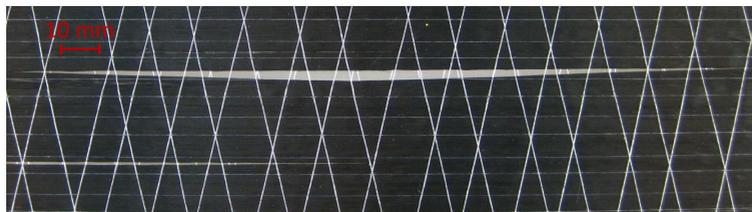


Abbildung 114: Bildaufnahme des UD-Geleges und kumulierte Gapsbreiten-Verteilung aus 28 Messungen.

Frequenz auftreten.

Beim UD-Gelege entstehen keine Kanäle parallel zur Faserrichtung, da das Gitter nur äußerlich aufgebracht wird und keine Durchdringung des Textils stattfindet. Allerdings entstehen herstellungsbedingt Verschiebungen der Rovinge, so dass lokal linsenförmige Öffnungen auftreten. Die Längen dieser Gaps variieren bei dem verwendeten Material zwischen 8 cm und 115 cm, wobei kürzere Gaps die Ausnahme darstellen. Da das

UD-Gelege im Vergleich zum BIAx einen deutlich geringeren Gapanteil aufweist und die Gaps nicht regelmäßig auftreten, werden die Gapbreiten hier von Hand mit einem Lineal an vier Zuschnitten (ebenfalls $400\text{ mm} \times 500\text{ mm}$) vermessen. Insgesamt weisen die verwendeten Zuschnitte 28 Gaps auf, deren Breiten vermessen und in $0,5\text{ mm}$ -Schritten abgestuft werden. Abbildung 114 zeigt die kumulierten Häufigkeiten der gemessenen Gapbreiten. Dabei beträgt die größte gemessene Gapbreite ca. $3,5\text{ mm}$ und ca. 54% der Gaps sind kleiner als 1 mm .

B.3 EINFLUSS DER GEGENSTANDSWEITE

Neben einer ausreichenden Schärfentiefe und Auflösung hat die Gegenstandsweite g (der Abstand zwischen Objektiv und Oberfläche) auch potenziell Einfluss auf die beleuchtungsabhängigen Reflexionen und Schattenbildungen und somit auf die Auswertung der Bilddaten. In diesem Kapitel wird daher der Einfluss der Gegenstandsweite unter Verwendung der in Kapitel 6.1.2 definierten Hardware-Komponenten (inkl. der neu entwickelten LED-Beleuchtung mit Lichtstreufole) untersucht. Zugrunde liegen hierfür je 8 Aufnahmen mit Arbeitsabständen zwischen 180 mm und 320 mm von triaxialen Geflechten und einem Multiaxialgelege, um auch eine mögliche Abhängigkeit von der Halbzeugart in die Betrachtung mit einzubeziehen. Die Bilder werden hierfür in 8×8 Teilbilder unterteilt, wobei aufgrund der beschriebenen Verzeichnungseffekte nur die inneren 4×4 Teilbilder ausgewertet werden. Von allen Teilbildern werden die Faserorientierungen sowie die gültigen Kanten betrachtet.

Wie in Abbildung 115 zu sehen, zeigt sich bei den Geflechten eine deutliche Reduktion an gültigen Kanten ab ca. 240 mm Gegenstandsweite, wobei bei 320 mm eine Reduktion von anfänglich über 90% auf ca. 67% auftritt. Die Bilddaten in Kombination mit ihren Histogrammen zeigen, dass bei steigendem Abstand von Sensorik zur Textur starke Schatteneffekte in den Kreuzungsbereichen der Rovings auftreten, welche aufgrund des niedrigen Kontrasts zu Informationsverlust führen.

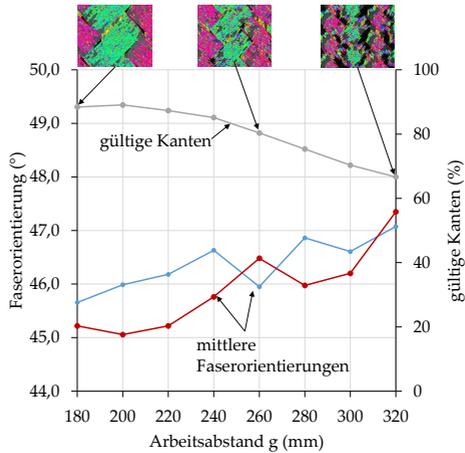


Abbildung 115: Einfluss der Gegenstandsweite g auf die Auswertung der Faserorientierung von Geflechtem

Die Reduktion der verwertbaren Kanten führt hier zu einem scheinbaren Anstieg des Faserwinkels um bis zu 2° , wobei das starke Rauschen der Histogramme keine eindeutige Zuordnung von Kantenrichtungen und Faserorientierungen mehr erlaubt.

Die Auswertung der Multiaxialgelege hingegen zeigt keine signifikanten Auswirkungen der Gegenstandsweite auf die gültigen Kanten (konstant bei ca. 91,5%) und Faserorientierungen. Auch die Bilddaten weisen keine nennenswerten Unterschiede hinsichtlich Schattenbildung oder Reflexionen auf.

Geflechte weisen somit deutlich anspruchsvollere visuelle Charakteristika für das bildgebende System auf. Die Ursache hierfür liegt in den fertigungsbedingten Kreuzungen und damit einhergehenden Ondulationen der Flechtfäden, welche starke Schattenwürfe in den abfallenden Bereichen des Fadenverlaufs hervorrufen. Eine homogene Beleuchtung mit axialem Auflicht ist hier bei Gegenstandsweiten von über 240 mm schwierig. Der Bereich, in dem eine Auswertung sinnvoll erscheint, liegt für die

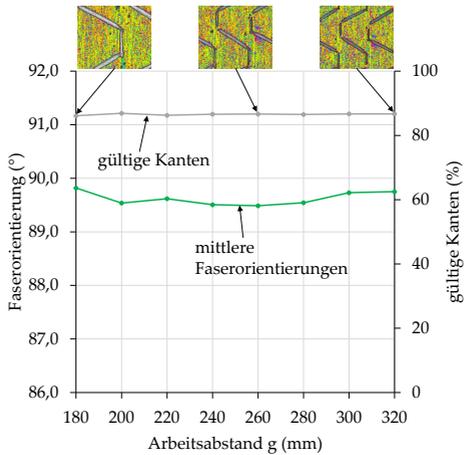


Abbildung 116: Einfluss der Gegenstandsweite auf die Auswertung der Faserorientierung von NCF

verwendeten Hardware-Komponenten somit zwischen 180 mm und 220 mm . Die Beleuchtungsmethodik eignet sich daher auch für anspruchsvolle Textilien im angestrebten Bereich der Gegenstandsweite.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] DIN SPEC 8100. *Textilien- Verstärkungstextilien- Automatische Prüfung der Drapierbarkeit an Gelegen und Geweben für endlofaserverstärkte Werkstoffe*. Norm. Berlin, 2015.
- [2] S. Allaoui, P. Boisse, S. Chatel und N. Hamila. „Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42.6 (2011), S. 612–622.
- [3] S. Allaoui, G. Hivet, A. Wendling, P. Ouagne und D. Soulat. „Influence of the dry woven fabrics meso-structure on fabric/fabric contact behavior“. In: *Journal of Composite Materials* 46.6 (2012), S. 627–639. DOI: 10 . 1177 / 0021998311424627.
- [4] Dieffenbacher Maschinen und Anlagenbau GmbH. „Dra-piervorrichtung zum Herstellen eines dreidimensionalen Vorformlings aus Fasermaterial“. Pat. DE202013104091U1.
- [5] Steffen Baitinger. „Einsatz von multiaxialen Gelegen im Automobilbereich: Herstellung, Vorteile und Verarbeitung“. In: CFK-Roadshow. 2011.
- [6] Jürgen Beyerer, Christian Frese und Fernando Puente León. *Automatische Sichtprüfung: Grundlagen, Methoden und Praxis der Bildgewinnung und Bildauswertung*. Berlin: Springer Vieweg, 2012. ISBN: 3642239668.
- [7] P. Böhler, A. Pickett und P. Middendorf. „Advances in Braiding Technology: Specialized Techniques and Applications“. In: Hrsg. von Y. Kyosev. Woodhead Publishing Series in Textiles. Woodhead Publishing, 2016. Kap. Finite element method (FEM) modeling of overbraiding, S. 457–474. ISBN: 978-0-08-100926-0.

- [8] Patrick Böhler. „Einzelfadenbasierte Modellierung von textilen Preform-Prozessen“. Dissertation. Stuttgart: Universität Stuttgart, 1.01.2018.
- [9] E. de Bilbao, D. Soulat, G. Hivet und A. Gasser. „Experimental Study of Bending Behaviour of Reinforcements“. In: *Experimental Mechanics* 50.3 (2010), S. 333–351. ISSN: 1741-2765. DOI: 10.1007/s11340-009-9234-9. URL: <http://dx.doi.org/10.1007/s11340-009-9234-9>.
- [10] Karin Birkefeld. „Virtuelle Optimierung von Geflecht-Preforms unter Berücksichtigung von Fertigungsaspekten“. Dissertation. Stuttgart: Universität Stuttgart, 13.01.2013.
- [11] Karin Birkefeld, Mirko Röder, Tjark Reden, Martina Bulat und Klaus Drechsler. „Characterization of Biaxial and Triaxial Braids: Fiber Architecture and Mechanical Properties“. In: *Applied Composite Materials* 19.3-4 (2012), S. 259–273. ISSN: 0929-189X. DOI: 10.1007/s10443-011-9190-2.
- [12] P. Boehler, F. Michaelis, F. Heieck und P. Middendorf. „Numerical Prediction and Experimental Validation of Triaxially Braided Fibre Architecture on Curved Mandrels“. In: *TEXCOMP-11*. Leuven, September 2013.
- [13] P. Böhler, J. Dittmann, D. Michaelis, P. Middendorf und C. Liebold. „Manufacturing Simulation as Part of the Digital Prototype“. In: *11th European LS-DYNA Conference 2017*. Salzburg, Österreich, Mai 2017.
- [14] P. Boisse, N. Hamila, E. Vidal-Sallé und F. Dumont. „Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses“. In: *Composites Science and Technology* 71.5 (2011), S. 683–692. ISSN: 0266-3538. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compscitech.2011.01.011>. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S026635381100039X>.

- [15] Dennis Brass. „Einfluss des Bedeckungsgrades offener Rundgeflechte auf die mechanischen Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbunds“. Studienarbeit. Universität Stuttgart, 2014.
- [16] Carl-Jonas Braun. „Experimentelle Untersuchung zur Erzeugung von Lücken in Gelegen und deren Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften“. Bachelorarbeit. Universität Stuttgart, April 2016.
- [17] K. Buet-Gautier und P. Boisse. „Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements“. In: *Experimental Mechanics* 41.3 (2001), S. 260–269. ISSN: 1741-2765. DOI: 10.1007/BF02323143. URL: <http://dx.doi.org/10.1007/BF02323143>.
- [18] J. Cao u. a. „Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39.6 (2008), S. 1037–1053. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2008.02.016.
- [19] Chokri Cherif. *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011.
- [20] Mirko Christ, Andrea Miene und Ulrich Mörschel. „Measurement and Analysis of Drapeability Effects of Warp-Knit NCF with a Standardised, Automated Testing Device“. In: *Applied Composite Materials* 47 (2016), S. 343. ISSN: 0929-189X.
- [21] Jörg Cichosz, Tobias Wehrkamp-Richter, Hannes Koerber, Roland Hinterhölzl und Pedro P. Camanho. „Failure and damage characterization of ($\pm 30^\circ$) biaxial braided composites under multiaxial stress states“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 90 (2016), S. 748–759. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2016.08.002.
- [22] B. Cornelissen. „The role of friction in tow mechanics“. Dissertation. Enschede, 2013. URL: <http://doc.utwente.nl/83264/>.

- [23] B. Cornelissen und R. Akkerman. „Analysis of yarn bending behaviour“. In: *ICCM-17 17th International Conference on Composite Materials*. The British Composites Society, 2009. URL: <http://doc.utwente.nl/74055/>.
- [24] G. Creech. „Mesoscopic Finite Element Modelling of Non-Crimp Fabrics for Drapage and Failure Analyses“. PhD Thesis. Cranfield University, April 2006.
- [25] Kaven Croft, Larry Lessard, Damiano Pasini, Mehdi Hojjati, Jihua Chen und Ali Yousefpour. „Experimental study of the effect of automated fiber placement induced defects on performance of composite laminates“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42.5 (2011), S. 484–491. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2011.01.007.
- [26] P. B. Crosby. *Quality is Free: The Art of Making Quality Certain*. Mentor book. McGraw-Hill, 1979. ISBN: 9780070145122. URL: <https://books.google.de/books?id=n4IubCcpm0EC>.
- [27] DIN 13018:2016. *Zerstörungsfreie Prüfung - Sichtprüfung - Allgemeine Grundlagen*. Norm. Berlin, 2016.
- [28] DIN 53814:1974-10. *Bestimmung des Wasserrückhaltevermögens von Fasern und Fadenabschnitten*. Norm. Berlin, 1974.
- [29] DIN 60000:1969-01. *Textilien; Grundbegriffe*. Norm. Berlin, 1969.
- [30] DIN EN 2007 843-5. *Hochleistungskeramik - Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur - Teil 5: Statistische Auswertung*. Norm. Berlin, 2007.
- [31] DIN EN ISO 23606:2009-08. *Textilien - Maschenstoffe - Darstellungsformen und Patronierung*. Norm. Berlin, 2009.
- [32] DIN EN ISO 9000:2015-11. *Qualitätsmanagementsysteme - Grundlagen und Begriffe*. Norm. Berlin, 2015.
- [33] J. Dittmann und P. Middendorf. „Experimental Validation of Numerical Dual-Scale Permeability Prediction“. In: *FPCM - 14th International Conference on Flow Processes in Composite Materials*. Luleå, Sweden, 2018.

- [34] J. Dittmann, P. Böhler, D. Michaelis, M. Vinot, C. Liebold, F. Fritz, H. Finckh und P. Middendorf. „DigitPro – Digital Prototype Build-Up Using the Example of a Braided Structure“. In: IMTC 2015. Leipzig, Oktober 2015.
- [35] Luke P. Djukic, Israel Herszberg, William R. Walsh, Gregory A. Schoepner, B. Gangadhara Prusty und Don W. Kelly. „Contrast enhancement in visualisation of woven composite tow architecture using a MicroCT Scanner. Part 1: Fabric coating and resin additives“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40.5 (2009), S. 553–565. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2008.12.016.
- [36] M. Draskovic, U. I. K. Galappathithi, A.K Pickett, M. Capellaro und P. Middendorf. „Influence of Ply Waviness on Residual Strength and Fatigue Degradation of Composite Wind Turbine Blades“. In: The 19th International Conference on Composite Materials (ICCM19). Montreal, Canada, 28.07.-02.08.2013.
- [37] EASA. *AMC 20-29: Composite Aircraft Structures*.
- [38] Charlotte Eisenhauer. „Characterisation of UD-Braids“. Master Thesis. RWTH Aachen, 21.06.2006.
- [39] Christian Eitzinger. *FibreMap: Automatic Mapping of Fibre Orientation for Draping of Carbon Fibre Parts: Deliverable D6.3: Final demonstration*. URL: <http://fibremap.eu/>.
- [40] M. Elkington, C. Ward und K. Potter. „Automated Layup of Sheet Prepregs on Complex Moulds“. In: *17th European Conference on Composite Materials*. Munich, 28.-30.06.2016.
- [41] M. Engelfried, T. Nosek, F. Heieck, P. Böhler und P. Middendorf. „LOWFLIP - Draping simulation of prepregs at mesoscopic and macroscopic level“. In: ECCM17 - 17th European Conference on Composite Materials. München, 26.-30.06.2016.
- [42] Andreas Erber, Karin Birkefeld und Klaus Drechsler. „The Influence of Braiding Configuration on Damage Tolerance of Drive Shafts“. In: Paris, 2009.

- [43] *FALCON - Fiber Automatic Live Control: Aufbau eines Inline-Prüfsystems zur automatisierten Konfektion faserverstärkter Kunststoffstrukturen, Verbundprojekt IN-5011*. Projektabschlussbericht. Aachen.
- [44] P. J. Falzon und I. Herszberg. „Mechanical performance of 2-D braided carbon/epoxy composites“. In: *Composites Science and Technology* 58 (1998), S. 253–265. ISSN: 02663538.
- [45] Luis Miguel Ferreira, Enrique Graciani und Federico París. „Modelling the waviness of the fibres in non-crimp fabric composites using 3D finite element models with straight tows“. In: *Composite Structures* 107 (2014), S. 79–87. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2013.07.038.
- [46] Oliver Focke, Andrea Miene und Maximilian Koerd. „Automated quality inspection in a continuous preforming process for Non Crimped Fabrics (NCF)“. In: *The 11th International Symposium of Measurement Technology and Intelligent Instruments*. Aachen, 1.-05.07.2013.
- [47] Fraunhofer-Institut für Integrierte Schaltungen. *Qualitätskontrolle in der CFK-Produktion mit der Polarisationskamera POLKA*. Infobroschüre.
- [48] R. Förster und W. Knappe. „Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Rißbildungsgrenze an zweischichtigen Wickelrohren aus Glasfaser/Kunststoff unter Innendruck“. In: *Kunststoffe* 61.8 (1971), S. 583–588.
- [49] Jan-Philipp Fuhr. „Schichtbasierte Modellierung von Fertigungseffekten in der Struktursimulation von Faserverbundwerkstoffen“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2017.
- [50] Thomas Gereke, Oliver Döbrich, Matthias Hübner und Chokri Cherif. „Experimental and computational composite textile reinforcement forming: A review“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 46 (2013), S. 1–10. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.10.004.

- [51] Rafael Garcia Gil. „Forming and Consolidation of Textile Composites“. PhD Thesis. University of Nottingham, Mai 2003.
- [52] Saertex GmbH. *Datenblatt Carbon*. 6.02.2017. URL: <https://www.saertex.com/de/produkte/datenblatt-carbon>.
- [53] Matthias Graf. „Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines dreidimensionalen Vorformlings im Zuge der Herstellung von faserverstärkten Formteilen“. Pat. DE102010043666A1.
- [54] Thomas Gries, Dieter Veit und Burkhard Wulforst. *Textile Fertigungsverfahren*. eine Einführung. München: Hanser, 2014. ISBN: 3-446-43218-3.
- [55] S. Gubernatis, A. Miene, F. Dumont und C. Weimer. „Vergleich von Simulation und Experimenten zur Validierung von Drapiersimulationen für Fasergelege“. In: Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2011. Bremen, 27.-29.09.2011.
- [56] G. Guyader, A. Gabor und P. Hamelin. „Analysis of 2D and 3D circular braiding processes: Modeling the interaction between the process parameters and the preform architecture“. In: *Mechanism and Machine Theory* 69 (2013), S. 90–104. ISSN: 0094114X. DOI: 10 . 1016 / j . mecmachtheory . 2013 . 04 . 015.
- [57] H. Wagner, H. Bansemir, K. Drechsler und C. Weimer. „Impact Behavior and Residual Strength of Carbon Fiber Textile based Materials“. In: Proceedings SAMPE Europe Technical Conference, Madrid, Spanien, 5.08.2007.
- [58] M. Harries und T. Ströhlein. „Vorrichtung und Verfahren zum Drapieren von flächigen Halbzeugen zur Herstellung eines Faserverbundwerkstoffs“. Pat. DE102013007382B4.
- [59] P. Harrison, R. Gomes und N. Curado-Correia. „Press forming a 0/90 cross-ply advanced thermoplastic composite using the double-dome benchmark geometry“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 54 (2013), S. 56–69. ISSN: 1359835X. DOI: 10 . 1016 / j . compositesa . 2013 . 06 . 014.

- [60] Frank Härtel. „Entwicklung eines Vorentwurfansatzes für die automatisierte Drapierung von Faserhalbzeugen“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2015.
- [61] Paul S. Heckbert. „Survey of Texture Mapping“. In: *IEEE Computer Graphics and Applications* 6 (11) (November 1986), S. 56–67.
- [62] F. Heieck, S. Carosella und S. Zuleger. „Advances in Braiding Technology: Specialized Techniques and Applications“. In: Hrsg. von Y. Kyosev. Woodhead Publishing Series in Textiles. Woodhead Publishing, 2016. Kap. Exemplary manufacturing process of a braided manipulator in serial production, S. 395–404. ISBN: 978-0-08-100926-0.
- [63] F. Heieck, T. Hanning, J. Greiner und A. Miene. „ZIM 3DMosaik - Merging virtual and real development of textile based composites with optical measurement techniques“. In: Aachen-Dresden-Denkendorf International Textile Conference. Dresden, 24.-25.11.2016.
- [64] Florian Hermann. „Investigation of the 3D-fiber architecture of dry and impregnated carbon fiber textiles by means of computed tomography“. BSc Thesis. Universität Stuttgart, 2016.
- [65] Thorsten Hermes. *Digitale Bildverarbeitung: Eine praktische Einführung*. Hanser, 2005. ISBN: 978-3446229693.
- [66] Hindersmann A., Exner W., et al. „Forschungsplattform für endkonturnahe Faserverbundbauteile im automatisierten Fertigungsprozess“. In: Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2012. Berlin, 10.-12.09.2012.
- [67] Gilles Hivet und Philippe Boisse. „Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension“. In: *Composites Part B: Engineering* 39.2 (2008), S. 345–361. ISSN: 13598368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2007.01.011.
- [68] Astrid Hölzing, Katja Schladitz, Oliver Wirjadi und Simon Zabler. *Leitfaden zur industriellen Röntgentechnik: Beitrag 25: Qualitätskontrolle für CFK-Bauteile*.

- [69] H. M. Hsiao und I. M. Daniel. „Effect of fiber waviness on stiffness and strength reduction of unidirectional composites under compressive loading“. In: *Composites Science and Technology* 56.5 (1996), S. 581–593. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/0266-3538(96)00045-0.
- [70] Roberts Joffe, David Mattsson, Janis Modniks und Janis Varna. „Compressive failure analysis of non-crimp fabric composites with large out-of-plane misalignment of fiber bundles“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36.8 (2005), S. 1030–1046. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2004.10.028.
- [71] Textechno Herbert Stein GmbH & Co. KG. *DRAPETEST - Automatic Drapability Tester: Produktbroschüre*.
- [72] L. Kärger, D. Magnato, A. Schön, P. Böehler, S. Fischer, F. Fritz und F. Henning. „Aufbau einer durchgängigen CAE-Kette durch Verknüpfung von Drapier-, Formfüll- und Struktursimulation zur ganzheitlichen Bewertung von Bauteilen aus Hochleistungsfaserverbunden“. In: DGM Tagung Verbundwerkstoffe/Werkstoffverbunde. Karlsruhe, Juli 2013.
- [73] L. Kärger, A. Schön, F. Fritz, P. Böehler, D. Magnato, S. Fischer und F. Henning. „Virtual Process Chain for an Integral Assessment of High-Performance Composite Structures“. In: NWC13 NAFEMS. Salzburg, Juni 2013.
- [74] M. Kawai, S. Yajima, A. Hachinohe und Y. Takano. „Off-Axis Fatigue Behavior of Unidirectional Carbon Fiber-Reinforced Composites at Room and High Temperatures“. In: *Journal of Composite Materials* 35.7 (2001), S. 545–576. ISSN: 0021-9983. DOI: 10.1106/WQMQ-524H-6PKL-NGCY.
- [75] J.F.A. Kessels und R. Akkerman. „Prediction of the yarn trajectories on complex braided preforms“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* (2002), S. 1073–1081. ISSN: 1359835X.
- [76] F. K. Ko. *Engineered Materials Handbook: Composites*. Volume 1. ASM International, 1987, S. 519–528.

- [77] Paul-August Koch und Günther Satlow. *Großes Textil-Lexikon: Fachlexikon für das gesamte Textilwesen*. Bd. A-K, S. 175. Stuttgart: Deutsche Verlags-Anstalt, 1965.
- [78] S. Kokot. „Untersuchung des Zusammenhanges zwischen elektrischem Widerstand und Zugfestigkeit von Carbonfasern in Abhängigkeit der Faserschädigung“. Studienarbeit. Universität Stuttgart, 2015.
- [79] J. Krautkrämer und H. Krautkrämer. *Werkstoffprüfung mit Ultraschall*. 5. Auflage. Berlin: Springer, 1986. ISBN: 978-3662109106.
- [80] A. F. Kregers und Y. G. Melbardis. „Determination of the deformability of three-dimensionally reinforced composites by the stiffness averaging method“. In: *Polymer Mechanics* 14 (1978), S. 3–8.
- [81] H. Krenchel. „Fibre reinforcement: Theoretical and practical investigations of the elasticity and strength of fibre-reinforced materials“. Diss. Copenhagen, 1964.
- [82] Julian Gregor Kuntz. „Einfluss von Fadenführungsparametern auf die Schädigung von Carbonfaserrovings“. Studienarbeit. Universität Stuttgart, 2004.
- [83] Christoph Kuon. „Streuung mechanischer Geflechtkennwerte in Abhängigkeit von der Faserarchitektur“. Masterarbeit. Universität Stuttgart, Februar 2016.
- [84] Y. Kyosev, Hrsg. *Braiding Technology for Textiles*. Woodhead Publishing Series in Textiles. Woodhead Publishing, 2015. ISBN: 978-0-85709-135-2.
- [85] Y. Kyosev. *Advances in Braiding Technology: Specialized Techniques and Applications*. Bd. Number 177. Duxford, UK: Woodhead Publishing Series in Textiles, 2016. ISBN: 978-0-08-100926-0.
- [86] Marine Lan, Denis Cartié, Peter Davies und Christophe Baley. „Microstructure and tensile properties of carbon-epoxy laminates produced by automated fibre placement: Influence of a caul plate on the effects of gap and overlap embedded defects“. In: *Composites Part A: Applied Science*

- and Manufacturing* 78 (2015), S. 124–134. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2015.07.023.
- [87] R. Lange. „Zur Wirbelstromprüfung von kohlefaserverstärkten Kunststoffen“. Dissertation. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 1997.
- [88] R. Lässig, M. Eisenhut, A. Mathias, R. Schulte, F. Peters, T. Kühmann, T. Waldmann und W. Begemann. *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen: Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau*. Studie. Roland Berger Strategy Consultants, 2012.
- [89] C. S. Lee, W. Hwang, H. C. Park und K. S. Han. „Failure of carbon/epoxy composite tubes under combined axial and torsional loading 1. Experimental results and prediction of biaxial strength by the use of neural networks“. In: *Composites Science and Technology* 59.12 (1999), S. 1779–1788. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/S0266-3538(99)00038-X.
- [90] Hauke Lengsfeld. *Composite technology: Prepregs and monolithic part fabrication technologies*. Munich und Cincinnati: Hanser Publications, 2016.
- [91] Gerhard Linß. *Qualitätsmanagement für Ingenieure*. München: Hanser, 2016. ISBN: 978-344-64393-6-8. DOI: 10.3139/9783446439368.
- [92] S.V. Lomov. *Non-crimp Fabric Composites: Manufacturing, Properties and Applications*. Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering Series. Woodhead Publishing, 2011. ISBN: 9781845697624. URL: <https://books.google.de/books?id=iuV0YgEACAAJ>.
- [93] S.V. Lomov. „Non-crimp Fabric Composites: Manufacturing, Properties and Applications“. In: Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering Series. Woodhead Publishing, 2011. Kap. Understanding and modelling the effect of stitching on the geometry of non-crimp fabrics, S. 84–102. ISBN: 9781845697624.

- [94] S.V. Lomov, Ph. Boisse, E. Deluycker, F. Moestin, K. Vanclooster, D. Vandepitte, I. Verpoest und A. Willems. „Full-field strain measurements in textile deformability studies“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39 (8) (2008), S. 1232–1244.
- [95] A. C. Long, C. D. Rudd, M. Blagdon und P. Smith. „Characterizing the processing and performance of aligned reinforcements during preform manufacture“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27A (1996), S. 247–253. ISSN: 1359835X.
- [96] A.C. Long und C.D. Rudd. „Resin Transfer Moulding for Aerospace Structures“. In: Hrsg. von Teresa M. Krukenberg und Rowan Paton. Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering Series. Springer Science+Business Media, B.V., 1998. Kap. Fabric drape modelling and preform design, S. 112–146. ISBN: 978-94-011-4437-7.
- [97] David Maass. „Progress in automated ply inspection of AFP layups“. In: *Reinforced Plastics* 59.5 (2015), S. 242–245. ISSN: 00343617. DOI: 10.1016/j.rep1.2015.05.002.
- [98] Annegret Mallach, Frank Härtel, Frieder Heieck, Jan-Philipp Fuhr, Peter Middendorf und Maik Gude. „Experimental comparison of a macroscopic draping simulation for dry non-crimp fabric preforming on a complex geometry by means of optical measurement“. In: *Journal of Composite Materials* 51.16 (2017), S. 2363–2375.
- [99] Martina Bulat. „Untersuchung des Einflusses der Fadenspannungen beim Flechten auf Faserschädigung und Bauteilkennwerte“. Diplomarbeit. Universität Stuttgart, 16.07.2007.
- [100] Garrett W. Melenka, Eric Lepp, Benjamin K.O. Cheung und Jason P. Carey. „Micro-computed tomography analysis of tubular braided composites“. In: *Composite Structures* 131 (2015), S. 384–396. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2015.05.057.

- [101] C. Mersmann. „Industrialisierende Machine-Vision-Integration im Faserverbundleichtbau“. Dissertation. Aachen: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 22.02.2012.
- [102] C. Mersmann, R. Schmitt und A. Schönberg. „Machine Vision Industrialising the Textile-Based FRP Production“. In: *6th International Symposium on Image and Signal Processing and Analysis*. Salzburg, Austria, 2009.
- [103] M. Miao. „Production, structure and properties of twistless carbon nanotube yarns with a high density sheath“. In: *CARBON* 50 (2012), S. 4973–4983.
- [104] W. Michaeli, U. Rosenbaum und M. Jehrke. „Processing strategy for braiding of complex-shaped parts based on a mathematical process description“. In: *Composites Manufacturing* 1 (4) (December 1990), S. 243–251.
- [105] D. Michaelis und P. Middendorf. „Characteristic load cases of biaxial braids“. In: 17th European Conference on Composite Materials. Munich, Germany, 26.-30.06.20016. ISBN: 978-1-6817-4073-7. DOI: 10.1088/978-1-6817-4073-7.
- [106] P. Middendorf. „Auslegung und Simulation von Composite Strukturen in der Luftfahrt“. In: *NAFEMS Magazin* 1 (April 2008), S. 34–42.
- [107] A. Miene, A. S. Herrmann und M. Göttinger. „Quality Assurance by Digital Image Analysis for the Preforming and Draping Process of Dry Carbon Fiber Material“. In: *SAMPE Europe International Conference and Forum*. Paris, 1.-03. April 2008.
- [108] Andrea Miene, Marvin Heumüller, Frank Weiland und Christian Weimer. „Quality Assurance System for Aircraft Structural Profile Preforms“. In: *SETEC 11*. Leiden, Netherlands, 14.-16. September 2011.

- [109] Alessandro Mirone, Emmanuel Brun, Emmanuelle Gouilart, Paul Tafforeau und Jerome Kieffer. „The PyHST2 hybrid distributed code for high speed tomographic reconstruction with iterative reconstruction and a priori knowledge capabilities“. In: *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms* 324 (2014). 1st International Conference on Tomography of Materials and Structures, S. 41–48.
- [110] Maximilian Mitwalsky. „Strategien zur Steigerung der Variabilität bei der Herstellung von geflochtenen Hohlbauteilen“. Dissertation. Technische Universität München, 2015.
- [111] N. K. Naik und V. K. Ganesh. „Prediction of on-axes elastic properties of plain weave fabric composites“. In: *Composites Science and Technology* 45 (1992), S. 135–152. ISSN: 02663538.
- [112] Rajiv A. Naik, Peter G. Ifju und John E. Masters. „Effect of Fiber Architecture Parameters on Deformation Fields and Elastic Modulus of 2-D Braided Composites“. In: *Journal of Composite Materials* 1994.28 (), S. 656–681. ISSN: 0021-9983.
- [113] Manfred Neitzel, Peter Mitschang und Ulf Breuer. *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. 2. Aufl. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2014. ISBN: 978-3-446-43697-8.
- [114] F. N. Nezami. „Automated Preforming of Carbon-Fibre Reinforcements with Active Forming Manipulation for the Manufacturing of Complex Shaped Composite Components“. Dissertation. Technische Universität Dresden, 2015.
- [115] S. Orawattanasrikul. „Experimentelle Analyse der Scherdeformation biaxial verstärkter Mehrlagengestricke“. Dissertation. Technische Universität Dresden, 2006.

- [116] Alexandre Orth. „Entwicklung eines Bildverarbeitungssystems zur automatisierten Herstellung faserverstärkter Kunststoffstrukturen“. Dissertation. Aachen: Rheinisch-Westfälische Technische Universität Aachen, 2008.
- [117] D. Paganin, S. C. Mayo, T. E. Gureyev, P. R. Miller und S. W. Wilkins. „Simultaneous phase and amplitude extraction from a single defocused image of a homogeneous object“. In: *J. Microsc.* 206.1 (2002), S. 33–40.
- [118] Carlos Pagliosa. „Werkstoffpraktikum WS-22 2003/2004: Versuch 5: Mechanisches Verhalten von Keramik“. Vorlesungsskript. Schweiz: ETH Zürich, 2003.
- [119] F. Pedrotti, L. Pedrotti, W. Bausch und H. Schmidt. *Optik für Ingenieure: Grundlagen*. 3. Auflage. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2005. ISBN: 3-540-22813-6.
- [120] Josephine Petermann. „Untersuchungen zum Einfluss des Bedeckungsgrades von Geflechtem auf die mechanischen Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbundes“. Bachelorarbeit. Universität Stuttgart, 2015.
- [121] A. Pickett. „Textiles process simulation and coupled mesoscopic composites analysis“. Habilitation. Universität Stuttgart, März 2010.
- [122] B. Pourdeyhimi und R. Dent. „Measuring Fiber Orientation in Nonwovens Part IV: Flow Field Analysis“. In: *Textile Research Journal* 67 (1997), S. 181–187. ISSN: 0040-5175. DOI: 10.1177/004051759706700304.
- [123] B. Pourdeyhimi, R. Dent und H. Davis. „Measuring Fiber Orientation in Nonwovens Part III: Fourier Transform“. In: *Textile Research Journal* 67 (1997), S. 143–151. ISSN: 0040-5175.
- [124] B. Pourdeyhimi, R. Ramanathan und R. Dent. „Measuring Fiber Orientation in Nonwovens: Part II: Direct Tracking“. In: *Textile Research Journal* 66.12 (1996), S. 747–753. ISSN: 0040-5175. DOI: 10.1177/004051759606601202.
- [125] A. Puck. *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München: Hanser, 1996. ISBN: 3-446-18194-6.

- [126] H. G. Rai, C. W. Rogers und D. A. Crane. „Mechanics of Curved Fiber Composites“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 11.5 (1992), S. 552–566. ISSN: 0731-6844. DOI: 10.1177/073168449201100505.
- [127] J. Rantala, D. Wu und G. Busse. „Amplitude modulated lockin vibrothermography for NDE in polymers and composites“. In: *RNDE* 7 4 (1998), S. 215–228.
- [128] Tjark von Reden. „Erweiterung der Systemgrenzen der Flechttechnik durch elektronisch gesteuerte Klöppel“. Dissertation. München: Technische Universität München, 15.07.2015.
- [129] Tjark von Reden, Karin Birkefeld, Antoine Vigoureux, Yannik Blanchard, Frank Henkel und Gregor Baumgart. „Development of an UD-Braided Longeron With Variable Cross Sections“. In: 2012.
- [130] C. Redenbach, A. Rack, K. Schladitz, O. Wirjadi und M. Godehardt. „Beyond imaging: on the quantitative analysis of tomographic volume data“. In: *International Journal of Materials Research* 2 (2012), S. 217–227.
- [131] M. Rheinfurth, F. Schmidt, D. Döring, I. Solodov, G. Busse und P. Horst. „Air-coupled guided waves combined with thermography for monitoring fatigue in biaxially loaded composite tubes“. In: *Composites Science and Technology* 71.5 (2011), S. 600–608. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/j.compscitech.2010.12.012.
- [132] Jens Ulrich Rosenbaum. „Flechten: Rationelle Fertigung faserverstärkter Kunststoffbauteile“. Dissertation. Aachen: Technische Hochschule, 1991.
- [133] C.D Rudd, M.R Turner, A.C Long und V. Middleton. „Tow placement studies for liquid composite moulding“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 30.9 (1999), S. 1105–1121. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/S1359-835X(99)00010-X.

- [134] A. Sawicki und P. Minguett. „The effect of intraply overlaps and gaps upon the compression strength of composite laminates“. In: *39th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit*. 20 April 1998 - 23 April 1998. DOI: 10.2514/6.1998-1786.
- [135] H. Scharr. „Optimale Operatoren in der Digitalen Bildverarbeitung“. Dissertation. Heidelberg: Ruprecht-Karl-Universität, 10.05.2000.
- [136] M. Schneider. „Konstruktion von dreidimensional geflochtenen Verstärktextilien für Faserverbundwerkstoffe“. Dissertation. Aachen: Technische Hochschule, 2000.
- [137] M. Schneider, K. Edelmann und U. Tiltmann. „Quality Analysis of Reinforcement Structures for Composites by Digital Image Processing“. In: 25th International SAMPE Europe Conference. Paris, 30.03.-01.04.2004.
- [138] N. Schur. „Drapieren und Handhaben von unidirektionalen Faserhalbzeugen in einer automatisierten Prozesskette zur Herstellung komplexer Preforms“. Dissertation. Universität Stuttgart, 11.01.2016.
- [139] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2004. ISBN: 3-540-40283-7.
- [140] Kunigal N. Shivakumar. „Compression Strength of Textile Composites“. In: *Proceedings of ICCM-11*. Gold Coast, Australia, 1997.
- [141] Karl Siebertz, David Theo van Bebbber und Thomas Hochkirchen. *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DOE)*. 1. Aufl. Heidelberg und Dordrecht [u.a.]: Springer, 2010. ISBN: 3642054935.
- [142] A. Sjogren, F. Edgren und L. E. Aps. *Effects of stitching pattern on the mechanical properties of non-crimp fabric composites*. Rhodos, Greece, 2004.
- [143] H. Stroppe und K. Schiebold. *Wirbelstrom-Materialprüfung: Ein Lehr- und Arbeitsbuch für Ausbildung und Prüfpraxis*. Castell-Verlag, 2012. ISBN: 978-3-934255-49-4.

- [144] R. Sturm und F. Heieck. „Energy absorption capacity of braided frames under bending loads“. In: *Composite Structures* 134 (2015), S. 957–965. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2015.09.008.
- [145] G. Taguchi. *Taguchi on Robust Technology Development: Bringing Quality Engineering Upstream*. ASME Press series on international advances in design productivity. ASME Press, 1993. ISBN: 9780791800287. URL: <https://books.google.de/books?id=ZdxTAAAMAAJ>.
- [146] Ramesh Talreja und Chandra Veer Singh. *Damage and Failure of Composite Materials*. New York: Cambridge University Press, 2012. ISBN: 928-0-521-81942-8.
- [147] Thanh Chi Truong, Matteo Vettori, Stepan Lomov und Ignaas Verpoest. „Carbon composites based on multi-axial multi-ply stitched preforms. Part 4. Mechanical properties of composites and damage observation“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36.9 (2005), S. 1207–1221. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.02.004.
- [148] K. Vallons, I. Duque, S. V. Lomov und I. Verpoest. „Fibre Orientation Effects on the Tensile Properties of Biaxial Carbon/Epoxy NCF Composites“. In: 17th International Conference on Composite Materials (ICCM 17). Edinburgh, United Kingdom, 27.-31.07.2009.
- [149] M. Vinot, M. Holzapfel und R. Jemmali. „Numerical Investigation of Carbon Braided Composites at the Mesoscale: using Computer Tomography as Validation Tool“. In: 10th European LS-DYNA Conference 2015. Würzburg, Deutschland, Juni 2015.
- [150] Weibull Waloddi. „A Statistical Distribution Function of Wide Applicability“. In: *ASME Journal of Applied Mechanics* (1951), S. 293–297.
- [151] L. Wang. „Effects of in-plane fiber waviness on the static and fatigue strength of fiberglass“. PhD Thesis. Bozeman: Montana State University, 2001.

- [152] C. Weimer und F. Dumont. „Non-crimp Fabric Composites: Manufacturing, Properties and Applications“. In: Hrsg. von S.V. Lomov. Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering Series. Woodhead Publishing, 2011. Kap. Non-crimp fabric: preforming analysis for helicopter applications, S. 449–460. ISBN: 9781845697624.
- [153] C. Weimer, A. Miene, E. Landuyt, V. Kranjenski, B. Köhnke, F. Stadler, S. Preussler, M. Göttinger und T. Bischoff. „Prozessbegleitende Schadensanalyse (PROSA) - Ein wesentlicher Baustein für die kosteneffiziente Fertigung und Analyse von CFK-Strukturen“. In: DGLR Tagung. Friedrichshafen, 14.-16.09.2011.
- [154] A. Weng. „Generierung und Messung einer Rovingschädigung und Bewertung des Einflusses auf die Kennwerte einer CFK-Struktur in Flechttechnologie“. Studienarbeit. Universität Stuttgart, 2010.
- [155] O. Wirjadi, K. Schladitz, P. Easwaran und J. Ohser. „Estimating Fibre Direction Distributions of Reinforced Composites from Tomographic Images“. In: *Image Analysis and Stereology* (2016). submitted.
- [156] Oliver Wirjadi, Michael Godehardt, Katja Schladitz, Björn Wagner, Alexander Rack, Martin Gurka, Sebastian Nissle und Andreas Noll. „Characterization of multilayer structures in fiber reinforced polymer employing synchrotron and laboratory X-ray CT“. In: *International Journal of Materials Research* 105.7 (2014), S. 645–654. ISSN: 1862-5282. DOI: 10.3139/146.111082.
- [157] M.R Wisnom. „The effect of fibre misalignment on the compressive strength of unidirectional carbon fibre/epoxy“. In: *Composites* 21.5 (1990), S. 403–407. ISSN: 0010-4361. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/0010-4361\(90\)90438-3](http://dx.doi.org/10.1016/0010-4361(90)90438-3). URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0010436190904383>.

- [158] Datong Wu und Gerd Busse. „Lock-in thermography for nondestructive evaluation of materials“. In: *Revue Générale de Thermique* 37 (8) (1998).
- [159] Eduardo Zalama, Jaime Gómez-García-Bermejo, José Llamas und Roberto Medina. „An Effective Texture Mapping Approach for 3D Models Obtained from Laser Scanner Data to Building Documentation“. In: *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering* 26.5 (2011), S. 381–392. ISSN: 10939687. DOI: 10.1111/j.1467-8667.2010.00699.x.
- [160] Sebastian Zambal, Werner Palfinger, Matthias Stöger und Christian Eitzinger. „Accurate fibre orientation measurement for carbon fibre surfaces“. In: *Pattern Recognition* 48.11 (2015), S. 3324–3332. ISSN: 00313203. DOI: 10.1016/j.patcog.2014.11.009.
- [161] Zhengyou Zhang. *The proceedings of the Seventh IEEE International Conference on Computer Vision: September 20 - 27, 1999, Kerkyra, Greece*. Los Alamitos, Calif.: IEEE Computer Society, 1999.
- [162] J. H. van Ravenhorst und R. Akkerman. „A yarn interaction model for circular braiding“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 81 (2016), S. 254–263. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2015.11.026.
- [163] B. van den Broucke u. a. „Multilevel Modelling Of Mechanical Properties Of Textile Composites: ITOOL Project“. In: *SAMPE Europe International Conference, SEICO 2007*. Paris, 2007.