

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen
Kohlenstofffaser-Preforms mittels
prozessintegrierter Wirbelstromsensor-Arrays**

Band 221



Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen
Kohlenstofffaser-Preforms mittels
prozessintegrierter Wirbelstromsensor-Arrays**

Band 221

Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels prozessintegrierter Wirbelstromsensor-Arrays

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der KIT-Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dietrich Berger

aus Kemerowo

Tag der mündlichen Prüfung: 25.01.2019

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Hans-Georg Herrmann

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2019

Copyright Shaker Verlag 2019

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-6561-9

ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen
Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9
Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort des Herausgebers

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT).

Mein besonderer Dank gilt Frau Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza für die Übernahme des Hauptreferats sowie die Entfaltungsmöglichkeiten und Freiheiten, die mir am wbk geboten wurden. Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Hans-Georg Herrmann für die Übernahme des Korreferats sowie Prof. Dr. rer. nat. Frank Gauterin für den Prüfungsvorsitz.

Allen Kolleginnen und Kollegen am wbk danke ich für die gemeinsame Zeit, die fachliche Unterstützung und das freundschaftliche Miteinander. Besonders bedanke ich mich bei meinen Kollegen Dr.-Ing. Daniel Brabandt, Dr.-Ing. Benjamin Häfner, Johannes Fisel, Niclas Eschner, Raphael Wagner und Leonard Schild für die konstruktiven Diskussionen und wertvollen Ratschläge vor und während der Ausarbeitung dieser Dissertation. Ein weiterer Dank gilt allen Studenten, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Dem gesamten Lernfabrik-Team danke ich besonders für die Abende im Produktionstechnischen Labor und die gemeinsamen Erfolgserlebnisse.

Meinen Eltern danke ich nicht nur für die uneingeschränkte Unterstützung während meines Studiums, sondern auch für die Inspiration und den Mut, den ich durch sie schöpfe. Ihr seid und werdet immer meine größten Vorbilder bleiben.

Mein größter Dank gilt meiner Frau Milena und unseren gemeinsamen Kindern Luise und Carl. Der letzte Abschnitt eines Vorwortes ist bei weitem nicht genug, um zu sagen, wie dankbar ich für eure Unterstützung und Liebe bin. Euch widme ich diese Arbeit.

Karlsruhe, 20. Oktober 2018

Dietrich Berger

Abstract

To meet the need for resource-efficient individual mobility, the productivity of the production processes for carbon fibre-reinforced plastics must be increased. The presented work follows the approach of process integration of eddy current sensors to identify defective components in quality-critical manufacturing steps in order to exclude them before further process steps. The work focuses on the so-called preforming of resin transfer moulding (RTM) where carbon fibre mats are formed into semi-finished textile products at an early stage in the process chain. Therefore, defects critical to quality that must be reliably detected are faulty fibre bundle orientations, wrinkles or other defects. The researched sensor concept, with which these defects must be detected, is based on the operating principle of half-transmission eddy current sensors. These are interconnected to a coil array and can thus be integrated into the forming tool of the preforming process. This allows a high degree of process proximity to the semi-finished product and thus permits a so-called 100% quality assurance.

This type of sensor integration however, goes hand in hand with both freedom and boundary conditions with regard to the design of the sensor. In addition to the design and geometry of the coils, this also includes their relative arrangement to each other, which is determined by the shape of the tool. Therefore, an experimental approach is pursued to identify the relevant influences on the signal transmission behaviour and to derive optimal design parameters for the sensor array. It was demonstrated that flat coils designed as printed circuit boards are highly suitable for testing flat component areas. In contrast, conventional cylindrical coils are preferred for the testing of shell-shaped components.

Based on these findings, prototypical eddy current sensor arrays are developed, constructed and tested. This includes the mechanical and electronic components of the presented systems. Furthermore, methods are discussed with which the raw data can be converted into an evaluable form. The measurement results obtained allow the quantitative determination of fibre bundle orientations in carbon fiber preforms. The result of these investigations can be summarized to the effect that the developed sensor concept does not meet the requirements for a process-integrated 100% quality assurance. However, a process-integrated classification test with a class width of 6.662° relative fibre misorientation of fabrics is made possible. In order to further increase the usability of this testing system, defective samples of textile semi-finished products are produced and examined with an eddy current sensor array. Based on the data obtained, a method of machine learning is presented with which the defects can be classified automatically.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Formelzeichen und Abkürzungen	V
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung	3
1.3 Vorgehen und Gliederung der Arbeit	4
2 Grundlagen	5
2.1 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe	5
2.1.1 Fasern und Faserhalbzeug	6
2.1.2 Matrix	8
2.1.3 Resin-Transfer-Moulding und Preforming	9
2.2 Messtechnische Grundlagen	13
2.2.1 Messen und Prüfen	13
2.2.2 Messunsicherheit	14
2.2.3 Integrationsgrade von Fertigungsmesstechnik	16
2.3 Qualitätssicherung für Kohlenstofffaserhalbzeuge	18
2.3.1 Defekte im Kohlenstofffaserhalbzeug	19
2.3.2 Mess- und Prüfprinzipien im Vergleich	21
2.3.3 Physikalische Grundlagen der Wirbelstromprüfung	23
2.3.4 Elektrische Spulen	27
3 Stand der Forschung und Technik	38
3.1 Konventionelle Ansätze für die Wirbelstromprüfung von CFK	38
3.2 Konzepte für Wirbelstromsensor-Arrays für die Prüfung von CFK	44
3.3 Defizit im Stand der Forschung und Technik	48
4 Prozessintegrierte Wirbelstromprüfung im Preforming	49
4.1 Sensorkonzept	49
4.2 Forschungsfragen	50

4.3	Methodischer Lösungsansatz	50
5	Definition des Versuchsraums und Versuchsplanung	53
5.1	Untersuchte Einflussfaktoren	53
5.1.1	Spulenbauform	53
5.1.2	Relativposition	55
5.1.3	Material und Geometrie	57
5.2	Zielgrößen	58
5.2.1	Amplitude der effektiv induzierten Spannung	61
5.2.2	Amplitudenverlauf zwischen Kett- und Schussrichtung	62
5.2.3	Monotonie materialspezifischer Kennlinien	64
5.3	Resultierender Versuchsplan	66
5.3.1	Materialunabhängige Sensorbewertung	66
5.3.2	Materialabhängige Sensorbewertung anhand von Probekörpern	67
5.4	Verwendeter Prüfstands Aufbau	68
5.4.1	Mechanische Struktur	69
5.4.2	Elektronische Struktur	71
5.4.3	Informationstechnische Struktur	71
6	Versuchsdurchführung und Ergebnisdiskussion	75
6.1	Einflüsse der Relativpositionen zwischen Sende- und Empfängerspule	75
6.1.1	Zylinderspulen	75
6.1.2	Flachspulen	80
6.2	Einflüsse durch untersuchtes Material	84
6.2.1	Amplitudenverlauf zwischen Kett- und Schussrichtung	84
6.2.2	Monotonie	89
6.3	Versuchsbewertung	90
7	Prototypische Umsetzung statischer Wirbelstromsensor-Arrays	92
7.1	Sensor-Layout	93
7.2	Elektronikstruktur	98
7.2.1	Elektronikkonzept	98

7.2.2	Prototypische Umsetzung der Elektronikkomponenten	100
7.3	Daten- und Signalverarbeitung	103
7.3.1	Nutzerschnittstelle	104
7.3.2	Berechnung des Faservorzugswinkels	106
7.3.3	Null-Referenzierung	111
7.4	Mechanische Integration	119
7.4.1	Gehäusekomponenten	120
7.4.2	Systematische Werkzeugintegration	121
8	Messtechnische Bewertung und Defektklassifizierung	127
8.1	Prüfprozessanalyse und Unsicherheitskomponenten	127
8.2	Messsystemeignung	128
8.2.1	Standardunsicherheit durch Kalibrierung des verwendeten Normal	128
8.2.2	Standardunsicherheit durch Auflösung	138
8.2.3	Standardunsicherheit aus der Wiederholbarkeit am Normal	139
8.2.4	Standardunsicherheit in Folge der Linearitätsabweichung	142
8.2.5	Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung	143
8.2.6	Erweiterte Messsystemunsicherheit und Messsystemeignung	144
8.3	Messprozesseignung	145
8.3.1	Standardunsicherheit in Folge der Wiederholbarkeit am Prüfobjekt	146
8.3.2	Erweiterte Messprozessunsicherheit	146
8.4	Abschließende Bewertung der messtechnischen Betrachtung	147
8.5	Defektklassifizierung	148
8.5.1	Defektauswahl, Modellierung und Probenherstellung	148
8.5.2	Analytische Betrachtung der Signalcharakteristika defektbehafteter Proben	150
8.5.3	Machine Learning-Ansatz zur Defektklassifizierung	155
9	Zusammenfassung, Diskussion und Ausblick	160
9.1	Zusammenfassung und Diskussion	160
9.2	Zukünftiger Handlungsbedarf	162
10	Literaturverzeichnis	163

Abbildungsverzeichnis	176
Tabellenverzeichnis	184
Anhang	187

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen	Größe	Einheit
$\%RE$	Prozentualer Anteil an zu fertigender Toleranz an Messsystemauflösung	[%]
A	Querschnittsfläche elektrischer Spulen	[mm ²]
a_k	Koeffizient für Linearkombinationen aus cos()-Komponenten	-
B	magnetische Flussdichte	[T]
b	Faltenbreite	[mm]
b_{hyp}	Absolutglied der Hyperebene	-
b_0	Absolutglied einer Modellgleichung	-
b_1	linearer Koeffizient des radialen Versatzes	-
b_2	linearer Koeffizient des vertikalen Versatzes	-
b_3	linearer Koeffizient der Verkipfung	-
b_4	linearer Koeffizient des lateralen Versatzes	-
b_5	quadratischer Koeffizient des radialen Versatzes	-
b_6	quadratischer Koeffizient des vertikalen Versatzes	-
b_7	quadratischer Koeffizient der Verkipfung	-
b_8	quadratischer Koeffizient des lateralen Versatzes	-
b_9	Zweifachwechselwirkungen zwischen radialem und vertikalem Versatz	-
b_{10}	Zweifachwechselwirkungen zwischen radialem Versatz und Verkipfung	-
b_{11}	Zweifachwechselwirkungen zwischen radialem und lateralem Versatz	-
b_{12}	Zweifachwechselwirkungen zwischen vertikalem Versatz und Verkipfung	-
b_{13}	Zweifachwechselwirkungen zwischen vertikalem und lateralem Versatz	-
b_{14}	Zweifachwechselwirkungen zwischen Verkipfung und lateralem Versatz	-
b_k	Koeffizient für Linearkombinationen aus sin()-Komponenten	-
C	elektrische Kapazität	[F]

D	elektrische Flussdichte	[A*s/m ²]
ΔD_C	Abweichung des kalibrierten Durchmessers des Einmessnormals	[μ m]
ΔD_E	Abweichung des Tasterdurchmessers bei Einmessen des Tasters	[μ m]
D_{min}	Mindestamplitudendifferenz entlang und zwischen Faserrichtungen	[V]
d	Breite fehlender Rovings	[mm]
\overline{d}_{ist}	Mittlerer Abstand zwischen zwei Referenzkugeln	[mm]
E	elektrische Feldstärke	[V/m]
E_{MPE}	Längenmessabweichung	[μ m]
f	Funktion von	-
f_{abtast}	Abtastfrequenz	[Hz]
f_{grund}	Grundfrequenz	[1/360°]
$f_{min,DFT}$	Frequenz mit minimaler Unsicherheit bei DFT	[1/360°]
$f_{n,min}/f_{n,max}$	Minima/Maxima des approximierten induzierten Spannungsverlaufs	[V]
f_{res}	Resonanzfrequenz	[Hz]
$f_{Träger}$	Frequenz des Trägersignals	[Hz]
H	magnetische Feldstärke	[A/m]
H	Koordinatensystem CT eigen	-
H^*	An Referenzkörpern ausgerichtetes Koordinatensystem	-
I	Stromstärke	[A]
i, n, k	kontextabhängige Indizes	-
J	elektrische Stromdichte	[A/m ²]
k	Erweiterungsfaktor	-
L	Induktivität	[H]
ΔL_{KMG}	Grenzabweichung	[mm]
l_z	Länge einer Zylinderspule	[m]
l	Gaplänge	[mm]
M	Monotoniegrad	[%]

m_1	Linearer Koeffizient bei der Spline-Interpolation	-
m_2	Quadratischer Koeffizient bei der Spline-Interpolation	-
m_3	Kubischer Koeffizient bei der Spline-Interpolation	-
m_0	Absolutglied bei der Spline-Interpolation	-
MS_{evo}	Mittlere Quadrierte Abweichung	[°]
N	Windungszahl	-
n	Kontextabhängiger Index bzw. Laufvariable	-
P_X	Flachspule des Typs X	-
QMS	Messsystemeignungskennwert	[%]
r	Vektor zwischen Sender und Empfänger	-
RE	Auflösung	[°]/[bit]
RF	Toleranz	[°]/[bit]
$SSevo$	Summe der quadrierten Abweichungen	[°]
S_X	Zylinderspule des Typs X	-
S_X-S_Y/P_X-P_Y	Zylinder- bzw. Flachspule X als Senderspule, Zylinder- bzw. Flachspule Y als Empfängerspule	-
t	Zeit	[s]
Tol	Toleranzweite	[°]
U	erweiterte Messunsicherheit	[°]
$u(t)$	Zum Zeitpunkt i gemessene Spannung u	[V]
U_{\perp}	induzierte Spannung quer zur Faserrichtung	[V]
U_{\parallel}	induzierte Spannung entlang der Faserrichtung	[V]
u_{BI}	Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung	[°]
U_{CAL}	Erweiterte Standardunsicherheit durch Kalibrierung	[°]
$u_{CAL,BI}$	Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung bei der Kalibrierung	[°]
$u_{CAL,\mu m}$	Standardabweichung durch Kalibrierung in [μm]	[μm]
$u_{CAL,\varphi}$	Standardunsicherheit durch Kalibrierung in [°]	[°]

U_{eff}	Effektivwert Spannung	[V]
u_{EVR}	Standardunsicherheit aus der Wiederholbarkeit der Wirbelstromsensor-Array-Messungen am Normal	[°]
$u_{EVR,CT}$	Standardunsicherheit aus der Wiederholbarkeit der CT-Messungen am Normal	[°]
u_i	Standardunsicherheit einer Größe i	-
U_i	effektiver Spannungswert ohne Material	-
U_{\perp}	induzierte Spannung entlang der Faserrichtung	[V]
U_{ind}	induzierte Spannung	[V]
u_{LIN}	Standardunsicherheit in Folge der Linearitätsabweichung	[°]
U_{MP}	Erweiterte Messprozessunsicherheit	[°]
U_{MS}	Erweiterte Messsystemunsicherheit	[°]
u_n	n-te gemessene Spannung über den Umfang einer Probe	[V]
u_{OBJ}	Standardunsicherheit in Folge der Homogenität des Materials	[°]
u_{RE}	Standardunsicherheit durch Auflösung	[°]
$U_{ref,i}$	referenzierte Spannung in Spule i	[V]
u_{sim}	Unsicherheit durch Simulation	[°]
u_{stab}	Unsicherheit durch verschiedene Zeitpunkte	[°]
$U_{unref,i}$	unreferenzierte Spannung in Spule i	[V]
w	Gapweite	[mm]
w_{hyp}	Orthogonalenvektor	-
x	Klassierungsmerkmal	-
X_c	kapazitiver Widerstand	[Ω]
x_g	Erwartungswert durch Wirbelstromsensor	[°]
X_i	Einflussgröße	-
$X_{M/L/R}$	Abweichungen der Kugelschwerpunkte M/L/R	[μm]
x_i	Faktor	-
x_m	Erwartungswert durch CT	[°]

xx	Tensoreintrag in x-Hauptrichtung	-
xy	Tensoreintrag in xy-Richtung	-
xz	Tensoreintrag in xz-Richtung	-
Y	Messwert	-
yy	Tensoreintrag in y-Hauptrichtung	-
yz	Tensoreintrag in yz-Richtung	-
zz	Tensoreintrag in z-Hauptrichtung	-
α_{\perp}	Relative Orientierung quer zur Faserrichtung	[°]
α_{\parallel}	Relative Orientierung entlang der Faserrichtung	[°]
$\alpha_{n,min}/\alpha_{n,max}$	Winkel der Minima/Maxima des approximierten induzierten Spannungsverlaufs	
δ	Standardeindringtiefe	[m]
ε	Permittivität	[A·s·V ⁻¹ ·m ⁻¹]
θ	Winkelauflösung	[°]
θ_{mess}	gemessene Orientierung der Faserbündel	[°]
θ_{soll}	Soll-Orientierung der Faserbündel	[°]
π	Kreiszahl	-
ρ	Ladungsdichte	[A·s·m ⁻³]
σ	elektrische Leitfähigkeit	[Sm ⁻¹]
Φ	magnetischer Fluss	[Tm ²]
ψ	Windungsfluss	[Tm ²]
ω	Kreisfrequenz	[Hz]
μ_0	Permeabilität	[V·s·A ⁻¹ ·m ⁻¹]
μ_r	relative Permeabilität	[V·s·A ⁻¹ ·m ⁻¹]
Υ	Abstand Hyperebene zu Stützvektor	-

Abkürzung	Volltext
BNC	Bayonet Neil Concelman
CT	Computertomograph

DFT	Diskrete Fourier Transformation
GPIO	General Purpose Input/Output
GUI	Graphical User Interface
KB	Klassenbreite
PCB	Printed Circuit Board
SVM	Support Vector Machine

1 Einleitung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Effizienzsteigerung des bislang als unreif geltenden Resin Transfer Moulding (RTM) Prozesses, mit dem kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe hergestellt werden (Fleischer & Wagner 2013; Brabandt & Lanza 2015; Kang, Jung & Lee 2000). Der verfolgte Ansatz basiert auf der Prozessintegration von Messtechnik, mit der relevante Qualitätsinformationen aller gefertigten Bauteile in Form von sog. 100%-Prüfungen erhoben und defekte Bauteile frühzeitig aus dem Fertigungsprozess ausgeschleust werden können.

1.1 Motivation

Schadstoffemissionen durch Kraftfahrzeuge sind durch Verstärkung von Phänomenen wie dem Treibhauseffekt mitverantwortlich für negative Entwicklungen des Erdklimas (Rodt et al. 2010). Dieser Umstand ist auf die sog. Fahrwiderstände zurückzuführen, die der Fahrzeugbewegung entgegenwirken und für die Fortbewegung überwunden werden müssen (Friedrich 2013). Diese beinhalten neben dem Luftwiderstand ebenso die Widerstände durch beschleunigte Massen sowie den Steigungs- und Rollwiderstand. Die Masse des Fahrzeugs bildet einen wesentlichen Bestandteil dieser Komponenten und ist ein Stellhebel zur Minderung der Fahrwiderstände. Folglich bestehen Möglichkeiten Schadstoffemissionen zu reduzieren darin, bewegte Massen im Fahrzeug zu reduzieren (Rodt et al. 2010).

Eine dieser Möglichkeiten ist der Stoffleichtbau, der den Ersatz von konventionellen Materialien durch innovative Materialien geringerer Dichte und gleichzeitig höherer Festigkeit vorsieht. Dabei nehmen kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) eine wichtige Rolle ein. Denn bei gleicher Funktionserfüllung lassen sich durch den Einsatz von CFK bis zu 50% des erforderlichen Bauteilgewichtes im Vergleich zu Stahl, 30% zu Kunststoffen und 20% im Vergleich zu Aluminium einsparen (Heuss et al. 2012). Um die ökologischen und technologischen Vorteile des Faserverbundleichtbaus umfänglich ausschöpfen zu können, muss die Verbreitung dieser Bauteile global gesteigert werden, was nur durch eine großserientaugliche Produktion mit hohem Automatisierungsgrad ermöglicht wird. Diese Anforderung an die Produktionstechnik wird durch Prognosen gestützt, die den Bedarfszuwachs an CFK zwischen 2014 und 2021 von 83 Tsd. t auf 175 Tsd. t einschätzen (Witten & Schuster 2015).

Die gegenwärtige Situation in der industriellen Fertigung stellt jedoch Herausforderungen an die Erreichung dieses Ziels dar. Denn die Produktionskosten von hoch automatisierten Fertigungsprozessen wie dem Resin Transfer Moulding (RTM) übersteigen die der Stahlbauteilfertigung um das Fünffache (Heuss et al. 2012). Dies ist unter anderem auf hohe Qualitätskosten zurückzuführen, die durch den Prozessschritt Preforming bedingt sind (Ehinger 2012).

Preforming, das die Drapierung textiler Halbzeuge zu endkonturnah geformten, komplexen Geometrien beinhaltet, konnte in verschiedenen Arbeiten als qualitätskritischer Schritt identifiziert werden (Fleischer & Wagner 2013; Brabandt & Lanza 2015; Berger et al. 2017a; Brabandt & Lanza 2015; Berger et al. 2018). Dies ist darauf zurückzuführen, dass in diesem Prozess unerwünschte charakteristische Mängel am Bauteil entstehen können, die sich durch Faserfehlorientierungen oder Faltenbildung im Halbzeug äußern. Im finalen Bauteil führen diese Defekte zu einer reduzierten Bauteilbelastbarkeit und müssen deswegen bereits während des Fertigungsprozesses erkannt und vermieden werden (Berger & Lanza 2016; Berger et al. 2017b). Gleichzeitig ist die Handhabung durch mangelnde mechanische Stabilität des Halbzeuges erschwert, was den Einsatz separater Qualitätssicherungsstationen behindert (Förster 2014; Förster 2013). Der Einsatz prozessintegrierter Sensorik (auch: in-process Sensorik) erlaubt dabei die Erfassung von Qualitätsmängeln am Ort ihrer Entstehung, sodass defekte Bauteile direkt aus dem Prozess ausgeschleust werden können, ohne unnötige Wertschöpfung in weiteren Prozessschritten zu erzeugen.

Es existieren keine Ansätze oder technologische Konzepte, die den Ansatz einer prozessintegrierten Sensorik hinreichend verfolgen, weswegen sich die vorliegende Arbeit auf die Behebung der damit verbundenen Defizite fokussiert. Zerstörungsfreie Prüfverfahren bieten hierbei prinzipbedingte Vorteile, da Werkstücke durch Ihren Einsatz schnell und zuverlässig geprüft werden können. Insbesondere das Prinzip der Wirbelstromprüfung erlaubt die Prüfung qualitätskritischer Merkmale von Bauteilen auf Kohlenstofffaserbasis. Die Herausforderungen, die dabei jedoch bewältigt werden müssen, liegen darin, dass die im Stand der Wissenschaft und Technik verwendeten Konzepte sich nicht für eine Prozessintegration im Preforming eignen. Dabei werden die eingesetzten, meist trivial gestalteten Sensoren, mechanisch über die Werkstückoberfläche bewegt, um orts aufgelöste Informationen über die Laminatstruktur zu erheben. Der statische Einsatz der Sensoren ohne mechanische Bewegung ließe hingegen die Möglichkeit zu, kostspielige und großflächige Kinematiken zu erübrigen.

Um den Einsatz eines solchen Systems zur Qualitätssicherung von Carbonfaserhalbzeugen zu ermöglichen, müssen verschiedene wissenschaftliche Fragen beantwortet werden, die unter anderem die geeignete Gestalt des Sensorsystems, die zuverlässige Auswertung der Messdaten sowie die Bewertung der Messsystemtauglichkeit einschließen. Daraus ergibt sich die Zielsetzung für die vorliegende Arbeit.

1.2 Zielsetzung

Auf Basis des Standes der Forschung und Technik sollen zunächst Sensorprinzipien identifiziert werden, mit denen die Prüfung von Kohlenstofffaserhalbzeugen möglich ist. Darauf aufbauend soll ein Sensorsystem konzipiert werden, mit dem die prozessintegrierte Prüfung im Preforming des RTM-Prozesses erlaubt wird.

Anschließend sollen verschiedene Ausprägungen des diskutierten Sensorkonzeptes systematisch untersucht und anhand definierter Zielgrößen bewertet werden. Dazu gehören verschiedene Bauformen und räumliche Anordnungen der physischen Sensorkomponenten sowie die Einflüsse durch unterschiedliche Materialstrukturen der zu prüfenden Kohlenstofffaserhalbzeuge. Die dabei gesammelten Informationen erlauben die systematische Bewertung verschiedener Sensorkonfigurationen sowie die Ableitung optimaler Parameter für das Sensorsystem. Die Ergebnisse müssen anschließend in ein prototypisches Messsystem überführt werden. Dabei wird ein neuartiges Wirbelstromsensor-Array entwickelt, das in den Preforming-Prozess integriert werden kann, um die Lagenstruktur von inspizierten Carbonfaser-Preforms während des Preforming-Prozesses zu untersuchen. Die Entwicklung umschließt sowohl das elektronische Konzept, die Wahl geeigneter Methoden zur Datenverarbeitung sowie die mechanische Integration in ein Sensorgehäuse. Das somit geschaffene System muss zudem hinsichtlich seiner Messunsicherheit für die quantitative Ermittlung von Faserbündelorientierungen bewertet werden. Zudem soll die Detektierbarkeit qualitätskritischer Defekte charakterisiert und Methoden diskutiert werden, mit denen verschiedene Defektausprägungen zuverlässig voneinander unterschieden werden können.

Damit soll das erforschte System es ermöglichen, 100%-Messungen von funktionskritischen Bauteilbereichen vorzunehmen und damit die Zuverlässigkeit der Bauteile zu erhöhen. Gleichzeitig wird durch einen hohen Integrationsgrad die Produktivität des Prozesses erhöht, indem zusätzliche Handhabungsschritte zwischen Produktionslinie und separaten Messstationen vermieden werden.

1.3 Vorgehen und Gliederung der Arbeit

Ausgehend von den theoretischen Grundlagen in Kapitel 2, die für das Verständnis dieser Arbeit erforderlich sind, wird in Kapitel 3 der Stand der Forschung und Technik dargelegt. Dieser umfasst die technologischen Umsetzungen im Einsatz befindlicher Wirbelstromprüfsysteme für kohlenstofffaserverstärkte Bauteile. Das daraus hervorgehende Defizit, das zur Erreichung der beschriebenen Zielsetzung überwunden werden muss, zielt unmittelbar auf die Notwendigkeit prozessintegrierter Systeme zur zerstörungsfreien Qualitätsprüfung. Die Ableitung eines Konzeptes zur prozessintegrierten Wirbelstromprüfung von Carbonfaser-Preforms bildet den Übergang zu Kapitel 4, in dem die konkreten Forschungsfragen und der Lösungsansatz im Detail vorgestellt werden. Kapitel 5 beschreibt die untersuchten Parameter, Zielgrößen sowie die Systeme, mit der die Auswahl verschiedener Sensorausprägungen ermöglicht wird. Kapitel 6 hat die Vorstellung der erhobenen Daten sowie ihre Diskussion zum Ziel. Darauf aufbauend wird in Kapitel 7 die Umsetzung prototypischer Sensorsysteme vorgestellt, die hinsichtlich ihrer messtechnischen Eigenschaften sowie der Detektierbarkeit qualitätskritischer Defekte in Kapitel 8 diskutiert wird. Die kritische Auseinandersetzung mit den Ergebnissen und die Zusammenfassung der Arbeit erfolgt in Kapitel 9.

2 Grundlagen

Um die in der Arbeit behandelten Inhalte sowie die damit verbundenen Problemstellungen zu verdeutlichen, ist es unabdinglich, die damit verbundenen theoretischen Grundlagen zu erläutern. Zunächst werden die materialwissenschaftlichen Eigenschaften von kohlenstofffaserverstärkten (auch: carbonfaserverstärkten) Kunststoffen (CFK) sowie ihre industrielle Fertigung durch das Resin Transfer Moulding betrachtet. Anschließend erfolgen die Erläuterung messtechnischer Grundlagen sowie die Präsentation verschiedener Aspekte der Qualitätssicherung von faserverstärkten Kunststoffen. Die theoretischen Grundlagen der Wirbelstromprüfung nehmen dabei eine wichtige Rolle ein, auf die der Forschungsansatz sowie die damit verbundene Entwicklungssystematik der Folgekapitel aufbaut.

2.1 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe gehören zur Klasse der Verbundwerkstoffe. Diese sind grundsätzlich durch zwei oder mehr ineinander nicht lösbare Komponenten gekennzeichnet, die sich in Faser und Matrix gliedern. Kohlenstofffasern kommt deshalb eine besondere Bedeutung zu, weil sich im Vergleich zu den anderen Fasermaterialien wie Aramid oder Glas verbesserte mechanische Eigenschaften erreichen lassen, die zu einer höheren Bauteilbelastbarkeit hinsichtlich Steifigkeit und Gesamtfestigkeit führen (Eickenbusch & Kraus 2013). Gleichzeitig lassen sich komplexe Geometrien realisieren, die für die Fertigung unebener Bauteilgeometrien notwendig sind. Diese Eigenschaften sind die Grundvoraussetzung für die Substitution konventioneller Werkstoffe durch CFK in Volumen Anwendungen wie dem Automobilbau, denn im Vergleich zu Stahl oder Aluminium lassen sich bei identischer Bauteilfunktion zwischen 55 und 75% des Bauteilgewichtes einsparen (Lässig et al. 2012) (Dufloy, JR et al. 2009).

Um CFK-Bauteile großserientauglich produzieren zu können, müssen diese frei von qualitätskritischen Defekten sein, die den Aufbau des Verbundes und somit seine Funktionserfüllung als lasttragendes Element stören können (Berger et al. 2017a; Lanza & Brabandt 2012; Potter 2012). Um verstehen zu können, welche Arten von Defekten negativen Einfluss auf die Bauteilstruktur haben können, muss zunächst näher auf den grundsätzlichen Aufbau des Verbundes eingegangen werden.

2.1.1 Fasern und Faserhalbzeug

Die Hauptaufgabe der Fasern in einem Faserverbundbauteil ist die Übertragung von Kraft. Dies erfolgt auf verschiedene Weisen, die insbesondere durch die Längen der Fasern bestimmt sind: Mit zunehmender Länge der Fasern steigt die sog. Anisotropie (Richtungsabhängigkeit) der Kraftübertragungseigenschaften im Bauteil. Endlosfasern treten dabei im Halbzeugzustand in Rollen von mehreren Metern Abrolllänge auf, wohingegen Stapelfasern im Längenbereich von 0,1 bis 50 mm einzuordnen sind (Overhoff 1972). Dieser Längenbereich wird im industriellen Umfeld wiederum in Teilchen, Kurzfasern sowie Langfasern unterteilt (Mitschang et al. 2014). Abbildung 2-1 verdeutlicht die beschriebenen Zusammenhänge in der Einteilung des Fasermaterials nach Faserlänge.

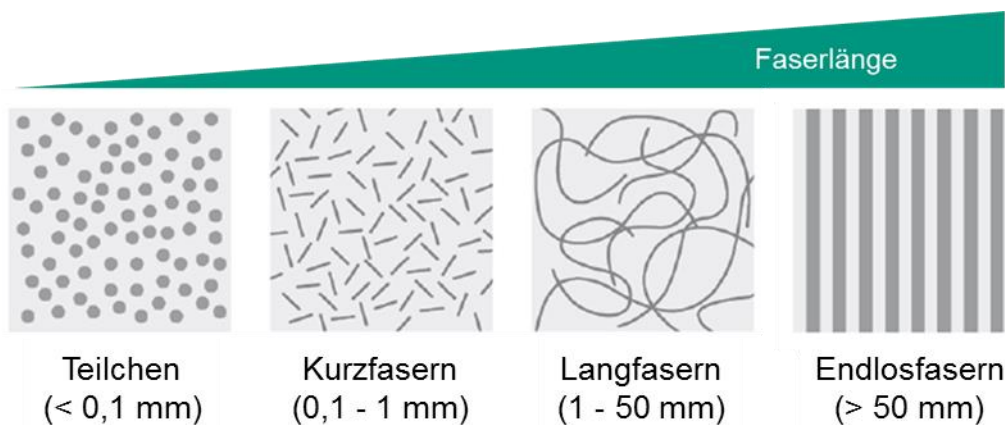


Abbildung 2-1: Schematische Darstellung verschiedener Faserlängen, nach (Neitzel, Mitschang & Breuer 2014)

Eine weitere Unterteilung erfolgt nach der Form, in der das Halbzeug vorliegt. Um hochbelastbare Bauteile für automobiler Anwendungen realisieren zu können, ist häufig eine Materialzwischenstufe notwendig, die in Form von Geweben oder Gelegen auftritt (Himmel 2014). Gewebe können durch die Form ihrer Bindung unterschieden werden, die in industriellen Anwendungen als Leinwand-, Köper- oder Atlasbindungen auftreten (Valk et al. 1979). Dabei lassen sich Gewebe durch die Anzahl von vier Faserorientierungen charakterisieren, die in die sog. Kett- und Schussrichtungen zeigen. Der Kettfaden wird dabei im klassischen Sinne in Längsrichtung eines Textils aufgespannt, wohingegen die Schussfäden quer zu ihm verlaufen. Entlang dieser beiden Richtungen entstehen bei gleichem Ausgangsmaterial sowie identischem Aufbau die höchsten Steifigkeiten sowie die höchsten Festigkeiten. Im Gegensatz dazu sind diese Eigenschaften entlang der Winkelhalbierenden zwischen ihnen am geringsten.

Deswegen stellt die Faserbündelorientierung ein wichtiges Qualitätsmerkmal dar. Relevante Unterschiede in der Textilstruktur von Geweben ergeben sich zudem durch bindungsspezifische Webpunkte, an denen sich Faserbündel überkreuzen und maßgeblich für das mechanische Verhalten verantwortlich sind (Rieber 2011). Dies ist nicht nur für die maximale Belastbarkeit des Endbauteils relevant, sondern ebenso für seine Drapier- und Handhabungseigenschaften. Die Leinwandbindung ermöglicht diesbezüglich daher gute Eigenschaften, da sie durch eine hohe Anzahl an Webpunkten gekennzeichnet ist und insbesondere für automatisierte Prozesse Vorteile birgt (Härtel, Nezami & Schur 2015). Die hohe Anzahl an Faserumlenkungen, die als Ondulation bezeichnet wird, ist jedoch für eine verminderte Belastbarkeit im Endbauteil im Vergleich zu Köper- und Atlasbindungen verantwortlich. Abbildung 2-2 verdeutlicht die beschriebenen Zusammenhänge schematisch.

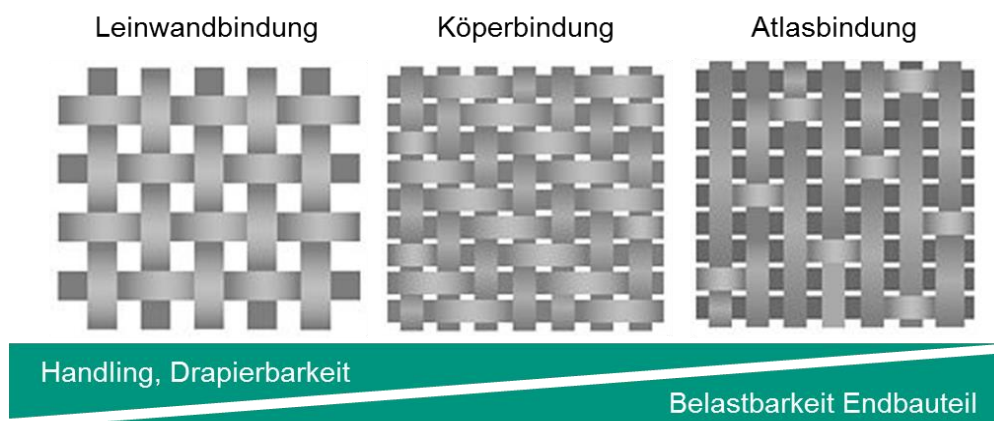


Abbildung 2-2: Bindungstypen mit Endlosfasern im Vergleich nach (R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH 2018)

Die mechanischen Eigenschaften der Carbonfasern bieten im Vergleich zu konventionellen Werkstoffen lediglich entlang der Faserrichtung Vorteile, weswegen bei der Bauteilauslegung und -fertigung auf die entstehende Anisotropie geachtet werden muss (Tushtev & Koch 2005). Die maximalen Zugspannungen, die in einem unidirektional verstärkten Laminat erreicht werden können, nehmen mit zunehmender Abweichung zwischen Belastungsachse und Faserorientierung drastisch ab, was in Abbildung 2-3 dargestellt ist (Himmel 2014).

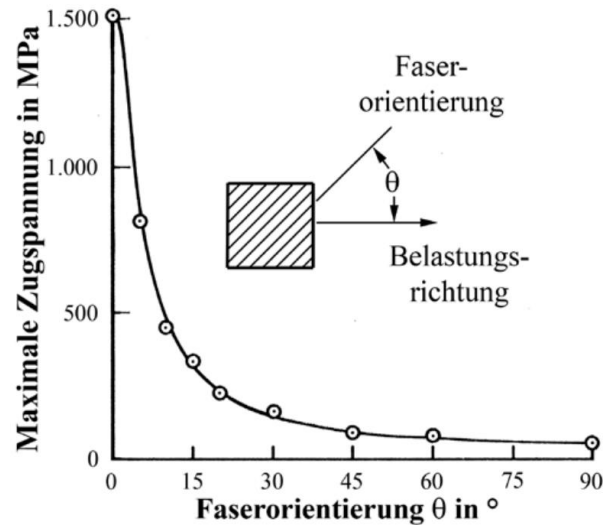


Abbildung 2-3: Einfluss der Faserorientierung auf die maximale Festigkeit eines unidirektionalen Laminats unter Zugbelastung (Himmel 2014)

Dieser Zusammenhang stellt für die Formgebung komplex geformter Bauteile eine Herausforderung in der Fertigung dar, da die Umformung textiler Halbzeuge zu nachteiligen Zuständen im Material führen kann.

2.1.2 Matrix

Die Matrix hat innerhalb eines Verbundes die Aufgabe, die kraftleitenden Komponenten (Fasern) zu fixieren, um ihre relative Anordnung zueinander im Endbauteil beibehalten zu können. Diese umgibt die Fasern im ausgehärteten Zustand. Matrixwerkstoffe können als Duroplast oder Thermoplast auftreten und umgeben die eingesetzten Fasern als Schutz vor äußeren Einflüssen. Im Gegensatz zum Fasermaterial ist der Matrixwerkstoff durch verhältnismäßig niedrige Steifigkeiten und Festigkeiten gekennzeichnet und ist nur untergeordnet für die Kraftübertragung im Bauteil verantwortlich (Neitzel, Mitschang & Breuer 2014).

Die automatisierte Fertigung von CFK-Bauteilen kann durch das Resin Transfer Moulding erfolgen, das im Folgenden beschrieben wird.

2.1.3 Resin-Transfer-Moulding und Preforming

Neben den werkstoffwissenschaftlichen Herausforderungen, die sich an die Herstellung carbonfaserverstärkter Kunststoffe stellen, müssen Prozesse herangezogen werden, die ebenso in der Lage sind, weiteren Randbedingungen zu begegnen, die über die Verbreitung von CFK-Bauteilen entscheiden. So stellen die fertigbare Bauteilgröße sowie ihre Komplexität wichtige Kriterien dar, nach denen ein Fertigungsverfahren ausgesucht wird (Mitschang et al. 2014). Die Automatisierbarkeit von einzelnen Prozess- und Handhabungsschritten entscheidet darüber hinaus über die erreichbaren Stückzahlen in einer vorgesehenen Fertigungsperiode sowie über die Bauteilqualität. Das Resin-Transfer-Moulding Verfahren (RTM) bietet eine Möglichkeit, den genannten Herausforderungen zu begegnen und stellt den Betrachtungsgegenstand der vorliegenden Arbeit dar.

Der RTM-Prozess ist ein Harzinjektionsverfahren, dem in der Regel endlosfaserverstärkte Textilhalbzeuge in Form von Rollenware als Ausgangsmaterial zu Grunde liegen (Drysdale & Landrith 1990; Cundiff et al. 2006; Bailey 1996). Diese werden entsprechend der Dimension der späteren Bauteilgeometrie zugeschnitten und die Textilschnitte ggf. zu sog. Stacks (zu Deutsch: Stapel) gestapelt. Die Anzahl der Einzelschichten sowie ihrer Faservorzugsorientierung innerhalb des Stacks wird gemäß der vorhergehenden Bauteildimensionierung festgelegt und ist entscheidend für die erreichbaren Bauteilfest- und -steifigkeiten (Neitzel, Mitschang & Breuer 2014). Danach kann eine thermische Binderaktivierung erfolgen, die die Aufschmelzung eines chemischen Additivs auf der Textiloberfläche beinhaltet. Diese dient dem Drapierschnitt, dem sog. Preforming, da hier endkonturnahe Geometrien durch Verformung des Textilhalbzeugs geschaffen und mit Hilfe des aktivierten Binders vorläufig beibehalten werden können (Klinge et al. 2011; Bouchan & Kaps 2013). Dabei können die aktivierten Kohlenstofffasertextilien mit verschiedenen Mitteln, auf die im weiteren Verlauf des Kapitels näher eingegangen wird, in einen dreidimensionalen Zustand gebracht werden, der dem Endbauteil ähnlich ist. Die Formsteifigkeit sowie die Festigkeiten des drapierten Halbzeugs sind allerdings nicht mit den mechanischen Eigenschaften der finalen Bauteile vergleichbar, weswegen im Anschluss zum Preforming die Harzhärter-Infiltration in einem geschlossenen Werkzeug unter erhöhtem Druck und Temperatur erfolgt. Nach der darauffolgenden Aushärtung werden die Bauteile dem Werkzeug entnommen und mechanisch nachbearbeitet. Die beschriebene Prozesskette ist in Abbildung 2-4 dargestellt.

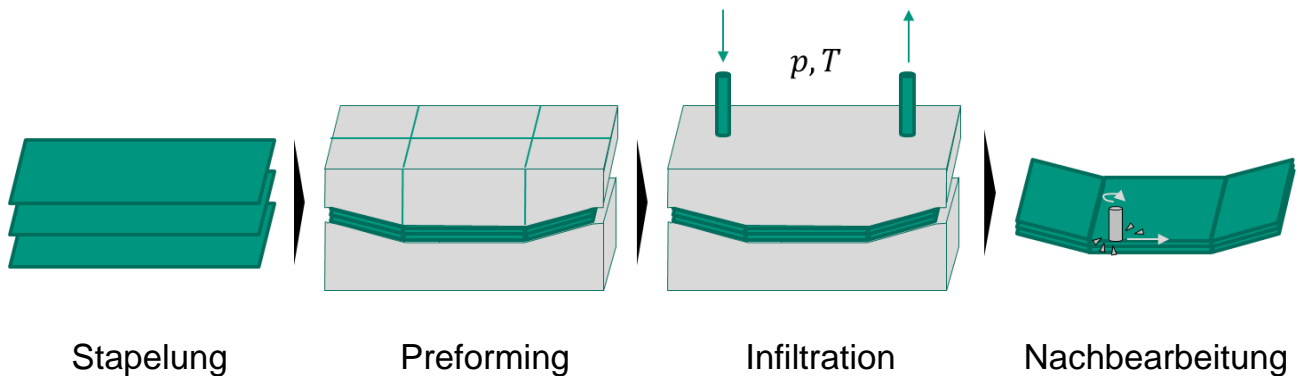


Abbildung 2-4: Prinzipbild: Resin Transfer Moulding

Die einstellbaren charakteristischen Merkmale der textilen Vorformlinge durch das Preforming haben eine hohe Ähnlichkeit zu denen des final imprägnierten Bauteils. Aus diesem Grund stellt die stetige Weiterentwicklung des Preformings einen zentralen Aspekt in Forschung und Industrie dar, denn die erreichbaren Bauteilqualitäten variieren mit der gewählten Technologie des Preformings (Wagner 2016).

Preform-Herstellungsverfahren können sich zwischen direkter und sequentieller Herstellung unterscheiden (Grieser 2016; Siebenpfeiffer 2014). Bei der direkten Herstellung wird die dreidimensionale Geometrie des Halbzeugs aus der Einzelfaser bzw. einem Faserbündel erzeugt. Diese Gruppe lässt sich in Standardverfahren, wie Faserspritzen oder dem Programmable Powdered Preform Process sowie den 3D-Textilprozessen unterteilen, zu denen Strick- und Flechttechniken sowie die Fibre Placement Methoden gehören (Cordell, Tolle & Rondeau 2000). Im Gegensatz dazu geht der sequentiellen Preform-Herstellung immer eine Halbzeugherstellung in Form eines Gewebes oder Geleges voran. Diese flächigen Halbzeuge werden wiederum durch textile Konfektionstechniken oder Binder-Umform-Techniken zu Preforms weiterverarbeitet (Cherif 2011). Textile Konfektionstechniken sind auch außerhalb des Faserverbundleichtbaus weit verbreitet und beinhalten Fügevorgänge von Textilhalbzeugen beispielsweise durch Nähen oder andere Fügetechniken (Gliesche, Hübner & Orawetz 2003). In der Binder-Umform-Technik werden meist beschichtete Faser-Halbzeuge verwendet, die zunächst erwärmt und anschließend umgeformt werden. Die Beschichtung kann hierbei sowohl auf dem gesamten Halbzeug als auch lokal aufgetragen werden (Neitzel, Mitschang & Breuer 2014).

Im Vergleich zwischen den beschriebenen Verfahrensarten kann festgestellt werden, dass sequentielle Verfahren insbesondere hinsichtlich der Prozessautomatisierbarkeit Vorteile bieten. Des Weiteren ist festzuhalten, dass Binder-Umform-Techniken sowohl

alleinstehend als auch vorangehend zu textilen Konfektionstechniken angewandt werden können. Letztere sind nicht am Formgebungsprozess beteiligt und beeinflussen die Bauteileigenschaften lediglich durch die Ausprägungen der Fügezone. Aus diesen Gründen soll im Weiteren insbesondere auf die Binder-Umform-Technik eingegangen werden, bei der qualitätsrelevante Strukturen durch Umformung des Halbzeugs erzeugt werden. Hohe Preform-Qualitäten sind dabei unter anderem durch geringe Faserverzüge sowie geringe Relativverschiebungen einzelner Faserlagen zueinander gekennzeichnet (Ehinger 2012). Eine detailliertere Betrachtung von konkreten Qualitätskriterien erfolgt im späteren Verlauf der Arbeit.

Binder-Umform-Techniken lassen sich sowohl manuell als auch automatisiert realisieren (Neitzel, Mitschang & Breuer 2014). Die manuelle Drapierung stellt dabei eine fehleranfällige und langsame Möglichkeit dar, textile Halbzeuge in einen komplexen geometrischen Zustand zu überführen, bei dem Geschicklichkeit, Erfahrung und Motivation des Mitarbeiters eine entscheidende Rolle für die Bauteilqualität spielen (Christ 2013). Automatisierte Varianten des Preformings sind hingegen in Abbildung 2-5 schematisch dargestellt und unterscheiden sich primär in der Handhabung des Textils während des Prozesses sowie der Applikation der Umformkraft zur Geometrieherstellung. Diese Verfahren sowie ihre Technologieplanung wurden in (Wagner 2016) detailliert diskutiert.

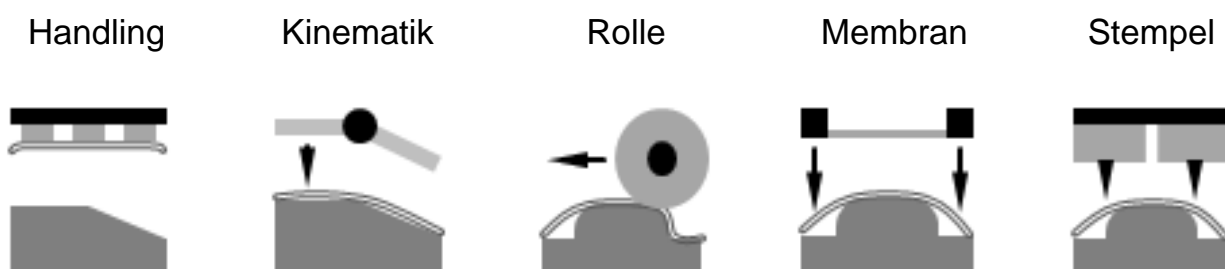


Abbildung 2-5: Automatisierte Varianten des Preforming (Wagner 2016)

Es lässt sich feststellen, dass jede automatisierte Verfahrensvariante auf ein Unterwerkzeug angewiesen ist, das die Positivform der zu drapierenden Geometrie darstellt. Das Unterwerkzeug steht während des Drapiervorganges in Kontakt mit dem textilen Vorformling und ist somit direkt an der Erzeugung qualitätskritischer Merkmale beteiligt. Schnabel unterteilt die Anforderungen an das Preform-Werkzeug in Werkzeugoberflächen, Beheizbarkeit, Stabilität und Maßhaltigkeit (Schnabel et al. 2009). Durch geringe Oberflächenrauheiten lassen sich Faltenbildungen im Textil vermeiden. Gleichzeitig ist jedoch eine gewisse Grundrauheit anzustreben, um ein Verrutschen

des Textils während dem Abformen zu vermeiden. Beheizbare Werkzeugelemente erlauben eine homogene Temperaturführung im Textil und dem aktivierten Bindermaterial, sodass dieses nicht frühzeitig erstarrt und eine Verformung des Textils verhindert. Die Anforderungen an die Stabilität des Preform-Werkzeugs sind aufgrund der geringen Kräfte, die für die Verformung des Textils notwendig ist, nicht mit denen des Infiltrationswerkzeugs vergleichbar, das hohen Infiltrationsdrücken des Harz-Härter-Gemisches standhalten muss. Die Maßhaltigkeit des Werkzeugs spielt ebenso eine untergeordnete Rolle, insbesondere da keine Dichtigkeit gegenüber der Umwelt gefordert wird und sich im Gegensatz zum Infiltrationsprozess keine Harzfront das Textil infiltriert (Schnabel et al. 2009).

Bei der Übertragung der Gestalt des Werkzeugs auf den textilen Vorformling lassen sich verschiedene Arten von Geometrien identifizieren, durch die sich die Werkzeuggeometrie vollständig beschreiben lässt.

Wagner diskutiert mögliche auftretende Geometrie-Features, mit denen die dargestellten Werkzeugelemente charakterisiert werden können. Nicht gekrümmte (2D-) Flächen sind durch die Form ihrer Grundfläche, der absoluten Größe und Orientierung im Raum gekennzeichnet. Einfach gekrümmte (2,5D-) Flächen sind durch den Krümmungsradius, die Krümmungsachse sowie die Charakteristika ggf. angrenzender 2D Flächen beschreibbar. Doppelt gekrümmte (3D-) Flächen besitzen zwei Krümmungsradien sowie zwei Krümmungsachsen, mit denen sie sich beschreiben lassen. Für eine detaillierte Definition der beschriebenen Geometrieelemente sei auf (Wagner 2016) verwiesen.

Die Einteilung in verschiedene Geometriebereiche ist insbesondere für die Diskussion messtechnischer Systeme von Relevanz, da diese bei der späteren Konzeption eines geeigneten Messsystems berücksichtigt werden müssen. Dabei muss danach unterschieden werden, welche Aufgabe durch das Prüfsystem erfüllt werden muss und wie die Tauglichkeit des ausgewählten Systems bewertet werden kann. Dies ist Gegenstand des folgenden Kapitels.

2.2 Messtechnische Grundlagen

Nach Orth sind die Prüfaufgaben bei der Qualitätssicherung von Faserverbundhalbzeugen gegliedert in die Erkennung der Textur (z. B. Bindungstyp), Ausrichtung (z. B. Ablageorientierung des gesamten Halbzeugs), Faserrichtung (z. B. Faserbündelverläufe innerhalb des Halbzeugs), Fehler in der Textilstruktur (z. B. Falten, Fremdkörper etc.) sowie die Ablagequalität (z. B. Deformationen durch Krümmung bei Ablage) (Orth 2007). Anhand der zu erfüllenden Aufgabe erfolgt die Wahl einer geeigneten Mess- oder Prüftechnik. Aus diesem Grund werden zunächst die Begriffe Messen und Prüfen voneinander abgegrenzt. Anschließend wird der Begriff der Messunsicherheit spezifiziert, mit dem die Aussagekraft einer Messung bewertet werden kann. Abschließend werden die für den industriellen Einsatz relevanten Integrationsgrade von Mess- und Prüftechnik sowie die Vor- und Nachteile verschiedener Integrationsgrade vorgestellt.

2.2.1 Messen und Prüfen

Nach DIN 55350 Teil 11 umfasst der Begriff des Prüfens das „Feststellen, ob der Prüfgegenstand vereinbarte, vorgeschriebene oder erwartete Bedingungen erfüllt, insbesondere, ob vorgegebene Toleranzen oder Fehlergrenzen eingehalten sind“ (DIN 55350-11:2008-05). DIN 1319 unterteilt dabei subjektive und objektive Prüfverfahren (DIN 1319-1 1995). Subjektive Verfahren unterscheiden sich von den objektiven dadurch, dass qualitative Werte erfasst und mit Hilfe von Ordinals- oder Nominalsmerkmalen voneinander abgegrenzt werden können. Das objektive Prüfen hingegen kennzeichnet sich dadurch, dass Skalenwerte durch festgelegte Abstände definiert sind. Objektive Prüfung kann durch den Einsatz von Lehren oder Messwerkzeugen erfolgen. Der Einsatz von Messmitteln erfolgt durch das Ausführen von geplanten Tätigkeiten zu einer quantitativen Aussage über eine Messgröße durch Vergleich mit einer Einheit“ (DIN 1319-1 1995). Beim direkten Messen wird der Messwert am Messobjekt durch Vergleich mit einer Maßverkörperung erzielt. Indirekte Verfahren hingegen erfordern die Umrechnung mindestens zweier Größen ineinander, um zu einem eindeutigen Messergebnis zu kommen, das aus einem Zahlenwert und einer Einheit besteht. Die beschriebenen Zusammenhänge sind in Abbildung 2-6 dargestellt.

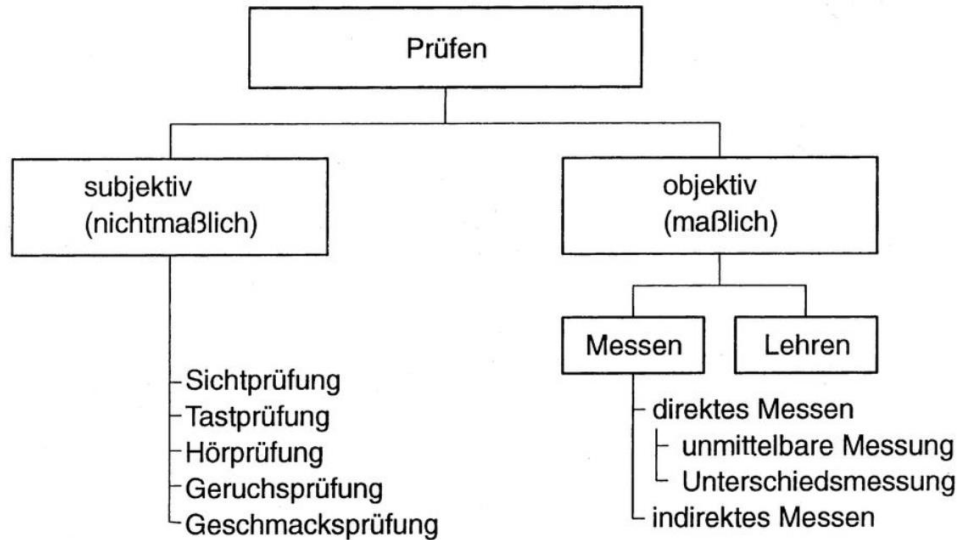


Abbildung 2-6: Prüfen nach (DIN 1319-1 1995)

Quantitative Messergebnisse sind ausnahmslos Messabweichungen unterworfen, die zu Schwankungen des Messergebnisses führen. Diese Schwankung kann durch charakteristische Werte ausgedrückt werden, die die sog. Messunsicherheit charakterisieren, welche im Folgenden beschrieben ist.

2.2.2 Messunsicherheit

Die Messunsicherheit setzt sich sowohl aus stochastischen, als auch systematischen Komponenten zusammen und kann auf verschiedene Weisen ermittelt werden, um die Zuverlässigkeit einer Messung repräsentieren zu können. Die Angabe der Messunsicherheit eines Messverfahrens erfolgt merkmalspezifisch und kann nicht auf andere Merkmale oder Messaufgaben übertragen werden. Zur Bestimmung der Messunsicherheit können nach Krämer folgende Methoden zum Einsatz kommen (Krämer & Weckenmann 2010):

- Schätzung einer Unsicherheitsbilanz
- Simulation eines Messprozesses
- Experimentelle Ermittlung der Messunsicherheit

Nach dem Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement (GUM) wird die Messunsicherheit als „ein Parameter, der mit dem Messergebnis verbunden ist und der die Streuung der Werte charakterisiert, die der Messgröße vernünftigerweise beigeordnet werden können“ (GUM 1995). Die Ermittlung des Unsicherheitsbereiches einer Messgröße liegt der Modellannahme zugrunde, dass ein Messwert Y einer Abhängigkeit von verschiedenen Einflussgrößen X_i unterliegt.

$$Y = f(X_1, X_2, \dots, X_i) \quad (1)$$

Die Ermittlung des Einflusses dieser Einflussgrößen auf den Messwert kann in statistisch gestützten Untersuchungen erfolgen, die eine Realisierung der Einflussgrößen in Faktoren x_i beinhaltet, die jeweils selbst Schwankungen u_i unterliegen und bei der Ermittlung der Unsicherheit des Gesamtsystems berücksichtigt werden müssen. Die Ermittlung der Unsicherheiten innerhalb der Faktoren erfolgt anhand experimenteller Messreihen oder durch Heranziehen von Literaturangaben. Darauf aufbauend wird die Beziehung gemäß oben eingeführter Gleichung modelliert sowie deren Streuung ermittelt, die durch die Standardunsicherheit $u(y)$ charakterisiert ist. Damit ergibt sich die Ermittlung der Gesamtunsicherheit unter Einbezug eines Erweiterungsfaktors k zu folgender Gleichung:

$$U = k \cdot u(y) \quad (2)$$

Die Simulation von Messprozessen zielt auf die virtuelle Nachbildung von Messprozessen, bei denen stochastische Streuungsverteilungen einzelner Faktoren in die Bestimmung der Messunsicherheit einbezogen werden kann. Das Ziel der Simulationen ist es, je Simulationslauf eine Größe y_i zu erzeugen, die die Messgröße repräsentiert und Schwankungen unterliegt. Die Charakterisierung dieser Schwankungen anhand der ermittelbaren Standardabweichung u_{sim} fließt gemeinsam mit den Schwankungen u_i , die in der Simulation nicht berücksichtigt wurden, in die Ermittlung der Gesamtmessunsicherheit ein (Schmitt et al. 2011).

$$U = k \cdot \sqrt{u_{sim}^2 + \sum_i^n u_i^2} \quad (3)$$

Die experimentelle Ermittlung von Messunsicherheiten anhand kalibrierter Werkstücke stammt aus der Koordinatenmesstechnik. Dabei wird ein und dasselbe Werkstück mehrfach mit dem System gemessen, für das die Messunsicherheit bestimmt werden soll. Mindestanzahlen von 20 Messungen je Werkstück und unter variierenden Umgebungsbedingungen sind anhand von Normen vorgegeben. Die Umgebungsbedingungen müssen eine hohe Vergleichbarkeit mit jenen aufweisen, die bei der Messung regulärer Werkstücke auftreten. Diese Methode erlaubt ebenso die Verwendung von generischen Werkstücken zur Ermittlung der Messunsicherheit. Dabei müssen nach DIN ISO 15530 verschiedene Anforderungen erfüllt sein, um eine hinreichend hohe

Vergleichbarkeit zwischen Kalibrierkörper und dem regulär zu prüfenden Werkstück zu gewährleisten (DIN 15530 2008):

- Dimensionelle Eigenschaften müssen in Maßen und Winkeln mit denen des Endbauteils innerhalb vorgegebener Toleranzen übereinstimmen. Für Maße gilt die Einhaltung von Abweitungstoleranzen von 10% bei einem Maß über 250 mm. Bis 250 mm hingegen müssen Abweichungen geringer als 25 mm sein. Für Winkel gelten die Ähnlichkeitsbedingungen innerhalb eines Bereiches von ± 5 mm.
- Formabweichungen und Oberflächenstrukturen müssen den funktionellen Eigenschaften des Bauteils nachempfunden sein. Dies gilt auch für das verwendete Material.
- Die Messstrategie sowie die Konfiguration des Messsystems müssen den regulär eingesetzten Mitteln und Methoden entsprechen.

Die Beträge der Messsystemunsicherheit ergeben sich aus der Unsicherheit aus der Kalibrierung mit einem Referenzsystem u_{CAL} , der Unsicherheit durch Auflösung u_{RE} , der systembedingten Streuung u_{EVR} , sowie der Linearitätsabweichung u_{LIN} , die Streuungen beinhaltet, die durch Veränderung des zu messenden Nennwertes einfließen. Die Abweichung zum Kalibrierwert u_{BI} (auch: Bias) beschreibt die systematische Differenz zwischen Referenzmessung und den ermittelten Messwerten.

$$U = k\sqrt{u_{CAL}^2 + \max\{u_{RE}^2, u_{EVR}^2\} + u_{LIN}^2 + u_{BI}^2} \quad (4)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Mit Bestimmung der Unsicherheit kann die Entscheidung darüber getroffen werden, ob das Messmittel den Anforderungen genügt, um Bauteilmerkmale zu prüfen, die die Erfüllung von Bauteilfunktionen unter hinreichend hoher Wahrscheinlichkeit gewährleisten.

2.2.3 Integrationsgrade von Fertigungsmesstechnik

Im Gegensatz zu konventioneller Prüfung finaler Bauteile erlaubt der Einsatz produktionsintegrierter qualitätssichernder Maßnahmen die Detektion von Defekten am Ort ihrer Entstehung und trägt somit zur Steigerung der Fertigungswirtschaftlichkeit bei (Schmitt & Damm 2008). Bei der Integration von Fertigungsmesstechnik existieren fünf verschiedene Integrationsgrade, die sich durch individuelle Charakteristika unterscheiden.

Fertigungsferne Messtechniken sind gekennzeichnet durch lange Transportwege zwischen dem Fertigungsort und Messräumen, in denen Messtechnik eingerichtet ist, die zur Erfassung qualitätsrelevanter Merkmale erfolgt. Diese Prüfstrategie wird vornehmlich bei stichprobenartiger Entnahme von Prüflingen durchgeführt und kennzeichnet sich durch träge Reaktionszeiten, sofern Anpassungen am Produktionsprozess vorgenommen werden müssen. Jedoch sind die eingesetzten Prüfmethode nicht an den Fertigungstakt gebunden und können unter gleichbleibenden Umgebungsbedingungen, die in klimatisierbaren Messräumen geschaffen werden können, betrieben werden. (Industrieanzeiger 2011; Maschinenmarkt 2013; Loderer 2017; Schmitt & Damm 2008)

Fertigungsnahe Prüfung erfolgt ebenso durch Entnahme von Prüflingen, unterscheiden sich jedoch zur fertigungsfernen Qualitätssicherung durch einen verkürzten Transportweg zum Prüfort. Die Nähe zur Fertigungslinie ermöglicht sogenannte Bypass-Prüfungen, bei denen Stichproben in erhöhter Prüffrequenz aus der Linie zur Prüfung entnommen und dem Prozess wieder zugeführt werden können. Dies schränkt die Wahl der Prüfsysteme dahingehend ein, dass Bauteile weiterverwendbar sein müssen und somit nicht nachhaltig durch Hilfsstoffe beeinträchtigt werden dürfen, die für die Prüfung notwendig sind. Aus demselben Grund müssen zwangsläufig zerstörungsfreie Prüfverfahren eingesetzt werden. (Industrieanzeiger 2011; Maschinenmarkt 2013; Loderer 2017; Schmitt & Damm 2008)

Inline Prüfungen sind gekennzeichnet durch linienintegrierte Prüfungen, die nicht mit zusätzlichen Transportwegen einhergehen. Außerdem lassen sich 100%-Prüfungen realisieren, bei denen sich jedes produzierte Bauteil hinsichtlich definierter Qualitätskriterien prüfen lässt. Dies kann sowohl mit einer Rückverfolgbarkeit von qualitätsbezogenen Daten auf die jeweiligen Bauteile sowie kürzeren Reaktionszeiten bei der Anpassung von Prozessparametern einhergehen. Nichtsdestotrotz sind bei dieser Integrationsart Handhabungsoperationen notwendig, um den Prüfling zwischen Fertigungsprozess und Prüfsystem zu bewegen. Inline-Prüfungen müssen darüber hinaus im Produktionstakt durchgeführt werden können, was nur zeiteffiziente Systeme zulässt. (Industrieanzeiger 2011; Maschinenmarkt 2013; Loderer 2017; Schmitt & Damm 2008)

Die **maschinenintegrierte Prüfung** stellt eine weitere Integrationsstufe dar und verzichtet im Gegensatz zu den vorangehenden Prüfstrategien idealerweise auf zusätzliche Handhabungsoperationen für den Prüfling. Die Qualitätsmerkmale werden wäh-

rend der Nebenzeiten des Bearbeitungsprozesses erfasst. Erschwert wird diese Integrationsmethode durch vergleichsweise raue Umgebungsbedingungen, denen die eingesetzten Prüfsysteme ausgesetzt sind und mit Temperaturen oder Medien einhergehen, die den Prüfbetrieb negativ beeinträchtigen können. Durch den eingeschränkten Bau- und Operationsraum haben die eingesetzten Systeme darüber hinaus eine verringerte Flexibilität und entsprechend hohe Anforderungen an einen automatisierbaren Betrieb. (Industrieanzeiger 2011; Maschinenmarkt 2013; Loderer 2017; Schmitt & Damm 2008)

Prozessintegrierte Prüfung erfolgt zeitgleich zu den wertschöpfenden Hauptzeiten des jeweiligen Prozessschrittes und stellt die höchste der dargestellten Integrationsstufen dar. Randbedingungen, die aus den Prozesscharakteristika resultieren, können den Einsatz und die Zuverlässigkeit von Prüfmitteln einschränken und stellen somit hohe Anforderungen an ihre Robustheit. Diese kann sich durch prozessspezifisch angepasste mechanische Eigenschaften von Sensorgehäusen, Kühlelementen, die die Einsatztemperaturen von Sensoren innerhalb ihrer Arbeitsbereiche regeln oder schützende Abdeckungen für Sensorflächen äußern. Die Vorteile der hohen Prozessnähe äußern sich in der Ermöglichung von Echtzeitprozessregelungen anhand von Qualitätsdaten, die wiederum innerhalb der Prozesszeiten zuverlässig ausgewertet werden müssen. (Industrieanzeiger 2011; Maschinenmarkt 2013; Loderer 2017; Schmitt & Damm 2008)

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass mit steigender Prozessnähe der Fertigungsmesstechnik die Anforderungen an zusätzliche Handhabungsoperationen und Raumbedarf sinken. Gleichzeitig können größere Prüfumfänge bis hin zu 100%-Prüfungen realisiert werden, mit denen die Robustheit des Produktionssystems gesteigert werden kann. (Schmitt & Damm 2008)

2.3 Qualitätssicherung für Kohlenstofffaserhalbzeuge

Bei der Umformung von Kohlenstofffasertextilien treten verschiedene Typen von Defekten auf, die im Rahmen der Qualitätssicherung als Abweichung von einem definierten Soll-Zustand erfasst werden müssen. Dieses Unterkapitel widmet sich zunächst der Klassifizierung einzelner Defekttypen, bevor konkrete Mess- und Prüfverfahren einander gegenübergestellt werden, um die besondere Bedeutung der Wirbelstromprüfung herauszustellen.

2.3.1 Defekte im Kohlenstofffaserhalbzeug

Die für die in dieser Arbeit vorgestellten Mess- und Prüfaufgaben relevanten Defekte betreffen sog. Flächengebilde, da dies der Zustand ist, bei dem Preforming durchgeführt wird. Grundsätzliche Konstruktionsmerkmale, die von Defekten betroffen sein können, sind die Fadenanzahl je Längeneinheit, die Maschenanzahl je Längeneinheit, Garnlängenverhältnisse sowie Gewichtsanteile bei mehraxialen Textilien (Arnold et al. 2013). Grundsätzlich können die Defekte, die die genannten Merkmale in technischen Textilien negativ beeinflussen, zwischen globalen und lokalen Defekten unterschieden werden. **Globale Defekte** sind dadurch gekennzeichnet, dass sie sich über das gesamte Halbzeug erstrecken, wohingegen **lokale Defekte** durch eine begrenzte Größe und definierte Position im Textil beschrieben werden können (Brabandt & Lanza 2015).

Für **globale Textildefekte** ist beispielsweise eine **unzureichende Filamentanzahl** zu nennen (Gubernatis, Balvers & Weimer 2012; Miene et al. 2011). Diese kann bei der Verarbeitung von Fasern zu linienförmigen Textilien wie Rovings entstehen und sich bis in die Erzeugung von flächigen textilen Gebinden fortpflanzen. Dort bewirken diese im ausgehärteten Verbund einen verringerten Faser-Volumen-Gehalt und somit eine herabgesenkte Gesamtfestigkeit. Die äußerste Ausprägung von mangelnden Filamenten im Verbund äußert sich in Form von sog. **Gaps** (fehlender Faserbündel, zu Deutsch: Spalt, Gasse) innerhalb von textilen Gelegen oder Geweben (Heuer, Meyendorf & Schulze 2010; Miene 2009; Mersmann 2012; Schmitt et al. 2008). Diese Defekttypen können zu Beginn der RTM Prozesskette in der angelieferten Rollenware erscheinen und zu mangelhaften Eigenschaften finaler Bauteile führen. **Faserfehlorientierungen** können global durch Verarbeitungsfehler beim Zuschnitt des Textils auftreten, bei der die Konturen der Zuschnitte einen systematischen Winkelfehler in der Faserorientierung aufweisen (Miene 2009; Christ, Miene & Moerschel 2012; Schulze et al. 2011; Heuer, Schulze & Klein 2011). Auch können Defekte durch automatisierte Handhabungsprozesse entstehen, bei denen die Zuschnitte systematisch fehlerhaft in Zwischenlagern oder unmittelbar vor dem Preforming abgelegt werden. **Falten** im Textil können durch ihr lokales Auftreten zu Faserfehlorientierungen führen. Neben der geometrischen Abweichung, die durch den Faltenwurf entsteht, werden unter Umständen globale Faserfehlorientierungen erzeugt, die ebenso zu einem Festigkeitsabfall führen. (Miene 2009; Mersmann 2012)

Lokale Faserfehlorientierungen sind dadurch gekennzeichnet, dass die Faserorientierung im Textil sich räumlich beschränkt zur Soll-Faserorientierung unterscheidet. Diese Art von Defekten kann bereits in der Rollenware des angelieferten Textils, aber auch während des Preforming auftreten und äußert sich durch **Faserverschiebungen** oder **Faseraufweitungen** (Mersmann 2012). Ursachen dafür sind scharfkantige Werkzeuggeometrien sowie bestimmte Prozessparameter wie zu hohe, lokale Presskräfte.

Werden **Nähfäden** verwendet, um die eingesetzten Carbonfasern relativ zueinander zu fixieren, müssen diese ebenso vorgeschriebenen Qualitätsanforderungen genügen. Eine mangelnde Fixierung kann an dieser Stelle ebenso lokale Faserfehlorientierungen in Textilebene aber auch ausgezogene Fasern (sog. **Fuzzballs**) bewirken (Mersmann 2012; Heuer, Schulze & Klein 2011; Miene et al. 2011). Da die Nähfäden im Gegensatz zu den Carbonfasern nicht zur Kraftübertragung im Bauteil genutzt werden, führen Sie nicht zwangsläufig zu einem Bauteilversagen und werden im Weiteren nicht weiter betrachtet.

Abbildung 2-7 veranschaulicht die beschriebenen Defekte und ihre verschiedenen Ausprägungen.

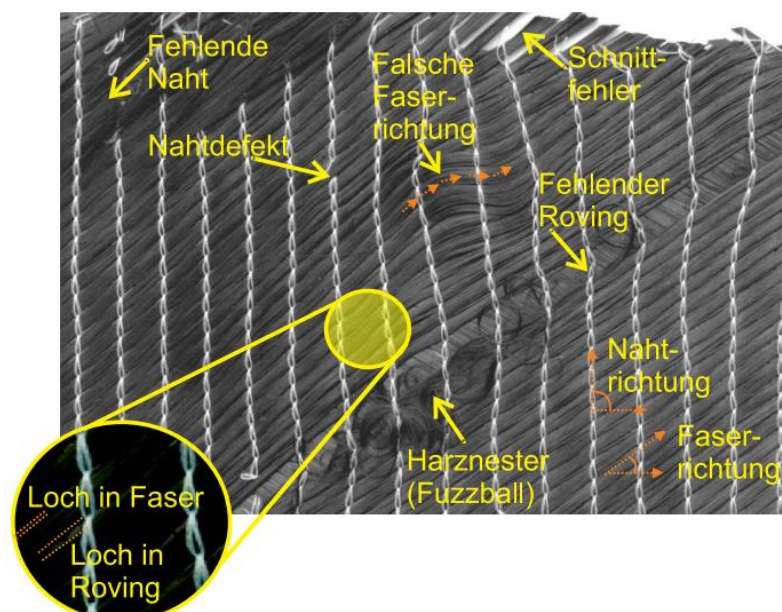


Abbildung 2-7: Typische Defekte in Carbonfaserhalbzeug (Orth 2007)

Der Einsatz von Mess- und Prüftechnik erlaubt die Detektion der vorgestellten Defekte. Allerdings unterscheiden sich diese durch prinzipbedingte Vor- und Nachteile, die im Folgenden gegenübergestellt werden.

2.3.2 Mess- und Prüfprinzipien im Vergleich

Die **Farbeindringprüfung** sowie die **magnetische Streuflussprüfung** basieren auf dem Auftrag von Hilfsstoffen, die zur Prüfung eines definierten Merkmals erforderlich sind. Bei ersterer der beiden Prüfmethoden handelt es sich um eine fluoreszierende Flüssigkeit, deren unerwünschtes Eindringen in den Prüfling durch inhomogene Farbverläufe sichtbar wird. Im Falle der magnetischen Streuflussprüfung handelt es sich um den Auftrag ferromagnetischer Partikel auf einem magnetisierten Prüfling. Für den Einsatz an Kohlefaser-Preforms können diese Verfahren ausgeschlossen werden, da der betrachtete Halbzeugzustand es nicht erlaubt, alle Farb- oder Ferritpartikel vor der weiteren Bearbeitung zu entfernen und nicht signifikant zu magnetisieren ist. (Erhard 2007)

Bei der **akustischen Prüfung** werden Schallwellen verschiedener Frequenzen und Wellenlängen in Bauteile eingekoppelt und mittels Sensoren wieder aufgenommen. Anhand einzelner Charakteristika des Signals, das sich durch Gefügestrukturen oder durch innenliegende Bauteildefekte verändern kann, wird auf den Bauteilzustand geschlossen (Langenberg, Marklein & Mayer 2009). Aufgrund der Charakterisierbarkeit innenliegender Strukturen hat dieses Prinzip in Form der Ultraschallprüfung eine hohe Bedeutung bei der Prüfung von Verbundbauteilen (Birt & Smith 2004). Entscheidendes Kriterium hinsichtlich der Einsatztauglichkeit von akustischen Systemen ist die Schallleitung im geprüften Material sowie seine Anbindung zur Signalquelle mittels eingesetzter Koppelmedien. Diese werden benötigt, um das erzeugte Schallsignal in das Bauteil einzuleiten. Kohlenstofffaser-Preforms, die keinen soliden Körper darstellen, führten zu einer hohen Dämpfung des erzeugten Signals, selbst wenn sich ein akustisches Verfahren an den unebenen, textilen Oberflächen applizieren ließe. (Schmachtenberg, Zur Heide & Töpker 2005)

Optische Methoden erlauben die Erhebung von Informationen durch Auswertung optisch-visueller Informationen, die auf Licht beruhen (Tönnies 2005). Von besonderer Wichtigkeit für deren Einsatztauglichkeit sind Helligkeiten, Kontraste und verwendete Hintergründe. Verschiedene Anordnungen von Strahlenquellen sowie lichtempfindliche Sensoren erlauben dabei die Erfassung von außen liegenden Merkmalen, Bewegungen sowie deren Richtungen und dreidimensionale Konturen innerhalb kurzer Prüfzeiten. Die Qualität der erfassten Daten kann durch die Verwendung von zusätzlichen Materialien dahingehend positiv beeinflusst werden, dass diese auf der Prüf-

oberfläche aufgebracht und ungewollte Reflektionsphänomene unterdrücken können (Berger et al. 2017a). Die Oberfläche von Kohlenstofffaser-Preforms darf jedoch nicht durch zusätzlich appliziertes Material beeinträchtigt werden, weswegen bei den stark reflektierenden Fasern auf geeignete Systemeinstellungen geachtet werden muss, die diese berücksichtigen (Orth 2007; Mersmann 2012; Brabandt 2018). Hauptnachteil optischer Methoden für die Prüfung von Kohlenstofffaser-Preforms liegt in der Erfassung lediglich oberflächlicher Defekte.

Thermische Verfahren erlauben hingegen die Prüfung innenliegender Bauteilstrukturen durch Analyse von Temperaturverläufen auf der Bauteiloberfläche (Bernhard 2013). Weisen diese Inhomogenitäten auf, lässt sich dies auf eine entsprechend inhomogene Wärmeleitung innerhalb des Bauteils zurückführen, die durch innenliegende Defekte wie Fremdkörpereinschlüsse, Poren, oder inhomogene Faserdichten verursacht werden können (Cheng & Tian 2011). Diese thermographischen Verfahren können in sich unterteilt werden in solche, die auf eine aktive Wärmequelle zurückgreifen, um den Wärmestrom in das zu prüfende Bauteil einzuleiten, oder passive Verfahren, die Prozesswärme verwenden. Vorteile thermischer Verfahren liegen darin, dass keine zusätzlichen Hilfsmaterialien verwendet werden müssen, und das Bauteil somit unbeeinträchtigt bleibt. Nachteilig ist, dass der Prüfprozess von umliegenden Wärmequellen isoliert werden muss, um das Prüfergebnis nicht zu beeinträchtigen. Des Weiteren werden zusätzliche Handhabungsschritte benötigt, um den Preform in die isolierte Prüfumgebung zu transportieren, womit sich die Integrierbarkeit in den Fertigungsprozess auf eine Inline-Integration beschränkt.

Bei **radiographischen Prüfverfahren** wird eine Strahlenquelle dafür verwendet, um Bauteile zu durchleuchten und mit Hilfe eines Detektors durch Analyse des Beugungsverhaltens der erzeugten Strahlen auf die Bauteilstruktur zu schließen (Chiffre et al. 2014). Durch die schädliche Wirkung dauerhafter Bestrahlung von Menschen sind Maßnahmen im Sinne des Strahlenschutzes zu treffen. Diese betreffen nicht nur die Bauweisen der jeweiligen Instrumente sondern auch deren Betrieb. Im industriellen Umfeld werden radiographische Verfahren vorwiegend in Messräumen eingesetzt, was einem minimal möglichen Integrationsgrad in den Fertigungsprozess entspricht. Vorteile des Verfahrens sind jedoch ein hohes Auflösungsvermögen sowie die Prüfbarkeit komplexer innenliegender Strukturen. In Zusammenhang mit der Prüfung von Kohlenstofffaserhalbzeugen können alle von Orth definierten Prüfaufgaben mittels radiographischer Methoden erfüllt werden, weswegen ihr Einsatz insbesondere für die

Referenzierung neu entwickelter Messtechnik geeignet ist (Riesemeier et al. 1997). Zudem sind die Verfahren ohne zusätzliche Hilfsstoffe einsetzbar, was ihre Tauglichkeit für die Charakterisierung von Kohlenstofffasern darüber hinaus erhöht (Berger et al. 2017c).

Elektromagnetische Verfahren basieren auf der Erzeugung von zeitlich veränderlichen Magnetfeldern und deren Durchdringung von zu prüfenden Materialien, die ein Mindestmaß an elektrischer Leitfähigkeit aufweisen müssen, was bei Kohlenstofffasern hinreichend gewährleistet ist (Stegemann 2010). Die entstehenden elektromagnetischen Wechselwirkungen zwischen den erzeugten Magnetfeldern und den Strömen und Feldern im geprüften Material können gemessen und interpretiert werden. Vorteile des Verfahrens liegen in der tiefendurchdringenden Prüfung sowie den erreichbaren kurzen Messzeiten, die durch die hohen Geschwindigkeiten der erzeugbaren Effekte bedingt sind (Mook, Bauke & Uchanin 2000). Durch geringe Abmessungen und Mobilität bestehender Sensorbauweisen können kleine Radien ohne zusätzliche Handhabung geprüft werden. Da die Anwendbarkeit durch bauteilcharakteristische elektrische Leitfähigkeit bestimmt ist, werden darüber hinaus keine weiteren Stoffe benötigt, die den Bauteilzustand negativ beeinflussen können.

Insgesamt besitzen elektromagnetische Verfahren ein hohes Potential für die Prüfung von Kohlenstofffaser-Preforms bei gleichzeitig hoher Prozessintegration. Eickenbusch bewertet die Wirbelstromprüfung als elektromagnetisches Verfahren gemeinsam mit der Thermographie als das wichtigste integrale zerstörungsfreie Prüfverfahren für die CFK-Produktion (Eickenbusch & Kraus 2013). Darüberhinaus hat die Wirbelstromprüfung sich als zerstörungsfreies Prüfverfahren im industriellen Einsatz für konventionelle Werkstoffe bereits etabliert und gilt daher als zuverlässig und robust. Aus diesen Gründen soll die Wirbelstromprüfung in Ihren Grundzügen im Folgenden näher beleuchtet werden.

2.3.3 Physikalische Grundlagen der Wirbelstromprüfung

In diesem Kapitel sollen die theoretischen Grundlagen für die Wirbelstromprüfung erläutert werden. Dies ist notwendig, damit das Sensorkonzept, das im Rahmen dieser Arbeit erforscht wird, in seiner Funktionsweise verständlich wird. Dafür werden zunächst grundlegende mathematische Zusammenhänge im Bereich des Elektromagnetismus und damit wechselwirkende Materialcharakteristika beschrieben. Anschließend erfolgt eine Übersicht und Bewertung über bestehende Sensorsysteme, mit denen

sich Materialien gemäß zuvor aufgeführter Gleichungen prüfen lassen, und wie diese mit den Randbedingungen der Prozessintegrierbarkeit einhergehen.

Die Wirbelstromprüfung basiert auf der Charakterisierung elektrischer Messsignale, die mit einem zu prüfenden Material wechselwirken (Stroppe, Schiebold & Hentling 2012). Der grundlegende Ablauf der Prüfung erfolgt durch Erzeugung eines zeitlich veränderlichen Magnetfeldes (Primärmagnetfeld), das in den Prüfling eindringt und elektrische Ringspannungen induziert. Auf frei bewegliche Elektronen, die sich innerhalb der erzeugten Ringspannung befinden, wird eine Kraft ausgeübt, die diese dazu zwingt, sich entlang von kreisförmigen Bahnen zu bewegen. Dieser Fluss wird als elektrischer Wirbelstrom bezeichnet und erzeugt seinerseits selbst zeitlich veränderliche Magnetfelder (Sekundärmagnetfelder). (Mallwitz 2000; Yashan 2008; García-Martín, Gómez-Gil & Vázquez-Sánchez 2011) Diese beschriebenen Zusammenhänge sind in Abbildung 2-8 dargestellt.

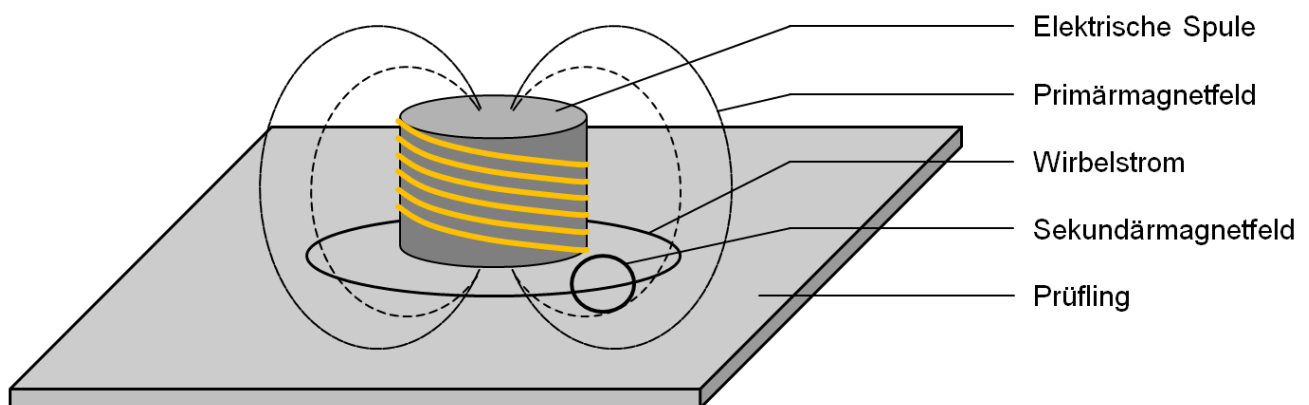


Abbildung 2-8: Wirkprinzip der Wirbelstromprüfung nach (Stegemann 2010)

Diese oben beschriebenen Sachverhalte lassen sich durch die sog. Maxwell-Gleichungen beschreiben, die die Zusammenhänge zwischen elektrischen und magnetischen Größen charakterisieren (Lehner 2008). Mit ihnen wird beschrieben, dass die Ausbildung von elektrischen Wirbelfeldern $rot\vec{E}$ in direktem Zusammenhang mit der Änderung der magnetischen Flussdichte \vec{B} einhergeht (vgl. Gleichung (5)). Zudem ist die elektrische Flussdichte \vec{D} von der Bewegung elektrischer Ladung ρ abhängig (vgl. Gleichung (6)). Die Ausbildung magnetischer Wirbelfelder $rot\vec{H}$ ist durch die elektrische Stromdichte \vec{j} eines Leiters und der zeitlichen Änderung der magnetischen Flussdichte \vec{B} gekennzeichnet (vgl. Gleichung (7)).

$$\operatorname{rot} \vec{E}(\vec{r}, t) = - \frac{\partial \vec{B}(\vec{r}, t)}{\partial t} \quad (5)$$

(Lehner 2008)

$$\operatorname{div} \vec{D}(\vec{r}, t) = \rho(\vec{r}, t) \quad (6)$$

(Lehner 2008)

$$\operatorname{rot} \vec{H}(\vec{r}, t) = \vec{J}(\vec{r}, t) + \frac{\partial \vec{D}(\vec{r}, t)}{\partial t} \quad (7)$$

(Lehner 2008)

Die Ausbreitung magnetischer und elektrischer Felder in Materie wird von deren elektromagnetischen Eigenschaften bestimmt. Beschrieben wird dies durch Materialcharakteristika, die materialabhängig in sog. Materialgleichungen beschrieben werden. Die magnetische **Permeabilität** μ ist dabei ein Maß für die Ausbreitungsfähigkeit eines magnetischen Feldes im zu charakterisierenden Material. Lufteinschlüsse oder Materialinhomogenitäten äußern sich in einer entsprechend variablen magnetischen Permeabilität und lassen bei der Prüfung Aussagen über die untersuchte Gefügestruktur zu (vgl. Gleichung (8)). Die **Permittivität** ε beschreibt analog zur magnetischen Permeabilität die Ausbreitungsfähigkeit von elektrischen Feldern innerhalb von Materie (vgl. Gleichung (9)). Die **elektrische Leitfähigkeit** σ hingegen ist maßgebend für die Stärke der elektrischen Felder innerhalb des Materials und ist auf den atomaren Aufbau des zu untersuchenden Materials und der möglichen Anzahl seiner elektrischen Ladungsträger (freie Elektronen) zurückzuführen (vgl. Gleichung (10)).

$$\vec{B}(\vec{r}, t) = \mu(\vec{r}) \cdot \vec{H}(\vec{r}, t) \quad (8)$$

(Lehner 2008)

$$\vec{D}(\vec{r}, t) = \varepsilon(\vec{r}) \cdot \vec{E}(\vec{r}, t) \quad (9)$$

(Lehner 2008)

$$\vec{J}(\vec{r}, t) = \sigma(\vec{r}) \cdot \vec{E}(\vec{r}, t) \quad (10)$$

(Lehner 2008)

Zusammenfassend lässt sich also festhalten, dass messbare physikalische Größen (z. B. magnetische Feldstärke) sich in direkter Abhängigkeit von Materialcharakteristika (z. B. ortsabhängige elektrische Leitfähigkeit) befinden. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass die Messung der genannten Größen idealerweise einen Rückschluss auf die Materialkennwerte, ihre räumliche Verteilung und damit auf die geprüfte Struktur erlaubt.

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe zeichnen sich grundsätzlich durch hohe Inhomogenitäten der beschriebenen Materialkennwerte aus. Dies hängt vorrangig damit

zusammen, dass Kohlenstofffasern in Faserrichtung deutlich unterschiedliche elektrische Eigenschaften haben als quer zu ihr. In Kombination mit den von Orth definierten Prüfaufgaben erlaubt dieser Umstand die Anwendung des Wirbelstromprüfverfahrens zur Erfassung von Faserorientierungen als indirektes Messverfahren. Die elektrischen Eigenschaften lassen sich als Ersatzschaubild repräsentieren, das sich durch verschaltete Kapazitäten und ohmsche Widerstände kennzeichnet und in Abbildung 2-9 zu sehen sind. Entlang der Fasern wirken Carbonfasern vorwiegend wie in Reihe geschaltete ohmsche Widerstände, was bei Anlegen einer elektrischen Spannung zu einem höheren Spannungsabfall mit zunehmender Leiterlänge führt. Quer zu den Fasern existieren jedoch neben dem ohmschen Anteil, der sich durch kurzgeschlossene Fasern ergibt, nennenswerte kapazitive Anteile, die im Falle von Wechselspannungen zu einem elektrischen Laden- und Entladen führen, das mit einem kapazitiven Widerstand X_c verbunden ist. Dieser ist von der isolierenden Schichte, mit denen die Fasern überzogen sind sowie den Luftabständen zwischen den Faserbündeln beeinflusst (Lange & Mook 1994). Die elektrische Leitfähigkeit variiert dabei zwischen 10^3 und $5 \cdot 10^6 S$ je nach Orientierung.

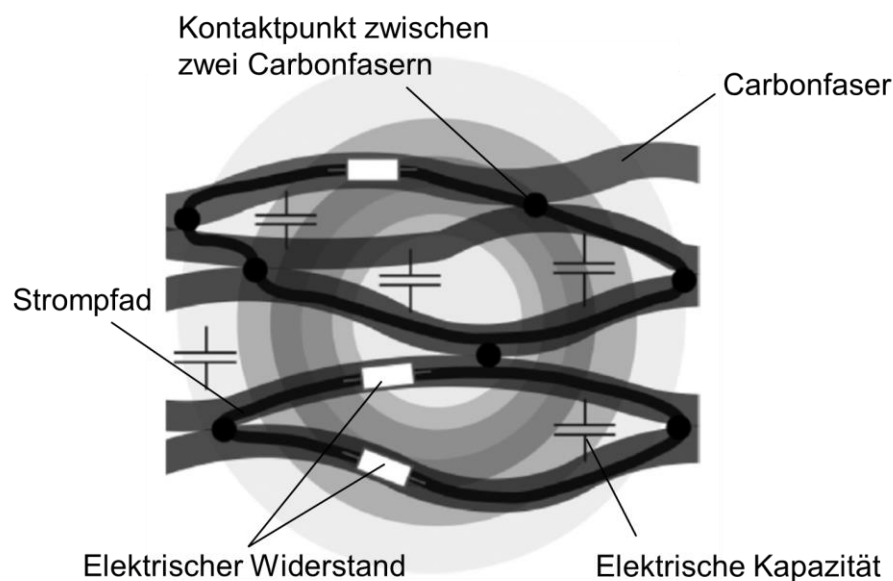


Abbildung 2-9: Elektrische Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe (Heuer et al. 2015)

Die in den Gleichungen 5-10 beschriebenen physikalischen Prinzipien, die mit der Ausbildung von Wirbelströmen zusammenhängen, lassen sich auf die Erzeugung magnetischer Felder reduzieren. Die zeitliche Veränderung des magnetischen Flusses bewirkt im Falle einer einfachen elektrischen Spule eine messbare Spannung.

Damit dieses Prinzip nutzbar gemacht werden kann, müssen erst die Möglichkeiten vorgestellt werden, Magnetfelder zu erzeugen.

Die Erzeugung magnetischer Felder kann nach Weißgerber durch drei grundlegende Möglichkeiten erfolgen (Weißgerber 2009). Die einfachste Form dessen entspricht der Anwesenheit magnetischer Materialien (z. B. in Form von Permanentmagneten). Ein zeitlich veränderliches elektrisches Feld erzeugt ebenso ein Magnetfeld. Beide Methoden sind für die Wirbelstromprüfung nur unter hohem Aufwand geeignet, wohingegen die Bewegung elektrischer Ladungsträger in Form eines elektrischen Stromes die verbreitetste Methode darstellt, magnetische Felder zu erzeugen. (Niedrig & Sternberg 2014; Weißgerber 2009)

Mallwitz identifiziert die wesentlichen Wirkprinzipien zur Messung magnetischer Felder und stellt diese einander gegenüber (Mallwitz 2000). Dazu gehören das Induktionsgesetz, der Hall-Effekt, der magnetoresistive Effekt, der Josephson-Effekt oder eine Kombination aus ihnen, die mit verschiedenen charakteristischen Merkmalen einhergehen. Die elektromagnetische Induktion ist dabei von herausragender Bedeutung für die zerstörungsfreie Prüfung, da die in Wickeltechnik hergestellten elektrischen Spulen die am weitesten verwendeten Sensoren darstellen. Sie zeichnen sich durch eine einfache Handhabbarkeit und eine hohe mechanische Robustheit aus, was sie von anderen Sensortypen, wie Sättigungskernsonden, Hallsensoren, XMR (GMR, MR, TMR) oder SQUID-Sensoren unterscheiden.

Im Rahmen dieser Arbeit kommt elektrischen Spulen folglich eine besondere Bedeutung zu, da sie sowohl für die Erzeugung eines magnetischen Feldes als auch für ihre Messung verwendet werden können. Aus diesem Grund sind die elektrischen Grundlagen im Folgenden näher dargestellt.

2.3.4 Elektrische Spulen

Elektrische Spulen erscheinen in Form von einer oder mehreren Leiterbahnen, die in Form eines Zylinders oder einer mehreckigen flachen Geometrie aufgewickelt sind. Wird eine elektrische Spannung zwischen die beiden Enden der Wicklung gelegt, fließt ein elektrischer Strom. In Abhängigkeit der Spuleneigenschaften bewirkt dieser Stromfluss unterschiedliche Effekte, die in den weiteren Unterkapiteln beschrieben sind.

2.3.4.1 Induktivität

Wenn zwei elektrische Leiter so angeordnet sind, dass ein elektrischer Strom in dieselbe Richtung fließt, wechselwirken die Magnetfelder, die durch den Strom entstehen, miteinander. Zwischen den Leitern sind die Feldlinien in ihrer Orientierung entgegengerichtet und heben sich auf, sofern die Feldstärke den gleichen Betrag hat. Bei Unterschieden wird dieses geschwächt. Wie in Abbildung 2-10 dargestellt, entsteht um die Leiter herum jedoch durch die gleiche Orientierung der Feldlinien ein magnetischer Fluss, der als Windungsfluss bezeichnet wird. (Roddeck 2013)

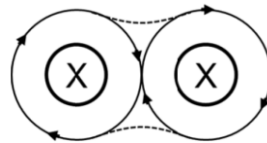


Abbildung 2-10: Benachbarte elektrische Leiter im Querschnitt (Roddeck 2013)

Je mehr Leiter derart angeordnet sind, wird dieser Effekt verstärkt und berechnet sich durch Gleichung (11), die die Proportionalität zwischen Windungszahl N , dem magnetischen Fluss ϕ sowie dem Windungsfluss ψ beschreibt.

$$N \cdot \phi = \psi \quad (11)$$

(Roddeck 2013)

Mit bekanntem Stromfluss I lässt sich die sog. Induktivität L des Spulenkörpers mit Gleichung (12) bestimmen.

$$\phi = L \cdot I \quad (12)$$

(Roddeck 2013)

Die exakte Bestimmung der Induktivität des Spulenkörpers steht vor der Herausforderung, dass die beschriebenen Wechselwirkungen zwischen den Leiterschleifen berücksichtigt werden müssen. Zudem kann der magnetische Fluss stark inhomogen ausgeprägt sein und verwendete Kernmaterialien zu Nichtlinearitäten in den elektrischen Eigenschaften der Spule führen. Aufgrund dessen existieren lediglich Näherungsformeln, mit denen sich die Induktivität anhand von geometrischen und materialseitigen Parametern schätzen lässt. Diese Formeln berücksichtigen verschiedene Windungstypen von Spulen, die auftreten können. Im Rahmen dieser Arbeit werden die sog. Zylinderspulen sowie Flachspulen im Fokus betrachtet.

Im Vergleich zueinander zeichnen sich Flachspulen durch eine geringe Spulenhöhe aus, die der einfachen Leiterbahnhöhe entspricht und sowohl rund als auch polygonförmig ausgeführt sein können. Durch die unrunde Ausführung des Spulenquerschnitts

tes als Polygon beschreiben die Elektronen beim Durchfluss der Spule einen anderen Weg im Vergleich zur kreisrunden Spule. Dies führt zu veränderten elektrischen Eigenschaften, sowohl bei Zylinderspulen als auch bei Flachspulen. Nachfolgende Abbildungen stellen die beiden betrachteten Erscheinungsformen schematisch gegenüber.

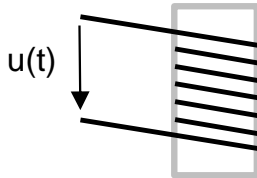


Abbildung 2-11: Zylinderspule

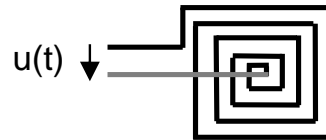


Abbildung 2-12: Flachspule

Die Induktivität zylindrischer Spulen berechnet sich aus der Permeabilität der Luft μ_0 sowie gegebenenfalls eines Kernmaterials mit einer relativen Permeabilität μ_r . Des Weiteren fließt die Fläche A , die effektiv durch den Leiter umgeben ist, in die Berechnung ein, ebenso wie die Spulenlänge l_z . Gleichung (13) gibt den beschriebenen Sachverhalt für eine einlagig bewickelte Spule wieder.

$$L = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot A \cdot \frac{N}{l_z} \quad (13)$$

(Stiny 2015)

Erhöht man die Schichtanzahl der Leiterbahnen, gehen zusätzlich die Spulenabmessungen in Form von Spulen-Außen- sowie -Innendurchmesser und die Leiterabstände in die Berechnung der Induktivität ein.

Die Gleichung nach Grover erlaubt die Schätzung der Induktivität von Flachspulen (Grover 1929). Diese ist jedoch auf quadratische Spulenquerschnitte beschränkt und nur schwer auf andere Geometrien (wie z. B. Rechtecke) zu übertragen. Die gezielte Gestaltung von Flachspulen in Hinblick auf ihre elektrischen Eigenschaften ist daher Gegenstand der Forschung (Küpfmüller, Mathis & Reibiger 2005; Hurley & Duffy 1995; Zhao & van Wyk 2004).

Mit den wesentlichen physikalischen Zusammenhängen ist es nun möglich nachzuvollziehen, dass der elektrische Strom in einer Spule in direktem Zusammenhang mit dem magnetischen Fluss steht. Die technische Nutzbarmachung dieser Zusammenhänge wird durch das Induktionsgesetz möglich.

2.3.4.2 Induktionsgesetz

Wird eine elektrische Spule von einem zeitlich veränderlichen Magnetfeld durchsetzt, kommt es zu magnetischer Induktion. Diese äußert sich in einer elektrischen Spannung, die an den Enden der Wicklung eben jener Spule messbar gemacht werden kann. Feldstärken zwischen 10^{-12} T und 10^6 T können dabei detektiert werden (Mallwitz 2000). Aufgrund des einfachen Aufbaus und des großen Bereiches, der an magnetischen Feldstärken mit dieser Methode messbar gemacht werden kann, bietet dieses Prüfprinzip eine vergleichsweise robuste sowie einfache Möglichkeit zur Prozessintegration. Gemäß Gleichung (14), die das Induktionsgesetz beschreibt, ist die in einer Spule induzierte Spannung proportional zur zeitlichen Änderung des erzeugten magnetischen Flusses.

$$U_{ind} = -N \cdot \frac{d\phi}{dt} \quad (14)$$

(Niedrig & Sternberg 2014)

Die Folge daraus ist, dass hinreichend hohe Frequenzen bei dem Auf- und Abbau des zu messenden magnetischen Feldes erforderlich sind, um eine messbar induzierte Spannung zu erzeugen. Bei hohen Frequenzen jedoch, besitzen elektrische Spulen bei der Prüfung von Kohlenstofffasern eine hohe Sensitivität (Heuer et al. 2015).

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die magnetische Induktion mittels elektrischer Spulen unterschiedlicher Formen als ein robustes Mittel sowohl zur Erzeugung als auch zur Erfassung von magnetischen Feldern genutzt werden kann. Dabei kommen verschiedene Spulenanordnungen in Frage, die für verschiedene Prüfaufgaben individuell geeignet sind.

2.3.4.3 Spulenanordnungen für die Wirbelstromprüfung

Die Wirkweise der Wirbelstromprüfung, die durch die beschriebenen Effekte zustande kommt, kann durch die nachfolgend dargestellten Spulenanordnungen realisiert werden. Diese unterscheiden sich in der Anzahl der verwendeten Spulenkörper sowie der Aufteilung des elektrischen Leiters zwischen diesen. Abbildung 2-13 (a)-(c) stellt die Bauformen „Absolutsensor“, „Differentialsensor“ und „halbtransformatorischer Sensor“ schematisch gegenüber.

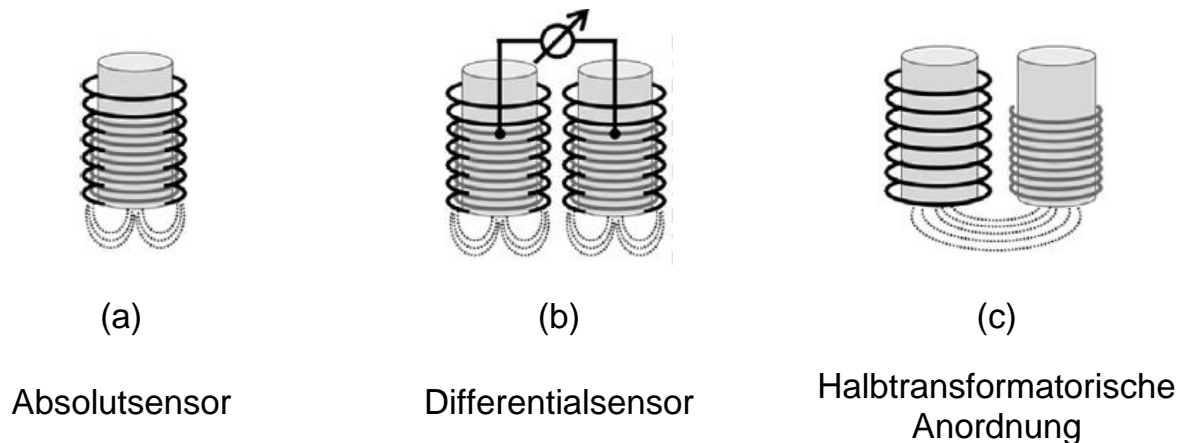


Abbildung 2-13: Sensorbauformen für die Wirbelstromprüfung von Carbonfasern (Schmidt et al. 2014)

Absolutsensoren bestehen aus einer Erregerspule und einer Empfängerspule, die um ein und denselben Spulenkörper gewickelt sind. Dieser kann aus einem weichmagnetischen Ferrit bestehen, um die Induktivität beider Spulen gleichermaßen zu erhöhen. Dieser Sensoraufbau ist in der Lage, die lokalen elektrischen Eigenschaften des Prüfkörpers unterhalb des Sensors zu charakterisieren. Dabei können Anisotropie-Eigenschaften des Prüfkörpers allerdings nur durch eine Relativbewegung zwischen dem Sensor und dem Prüfkörper erfasst werden. (Schmidt et al. 2014)

Differentialsensoren bestehen aus zwei Absolut-Sensoren, deren Messwerte voneinander subtrahiert werden. Ist die Differenz ungleich Null, kann auf eine räumliche Veränderung der elektrischen Eigenschaften zwischen beiden Absolut-Sensoren geschlossen werden. Differential-Sensoren können nur bedingt zur Anisotropie-Prüfung eingesetzt werden. Der Erkenntnisgewinn bei der Prüfung beschränkt sich lediglich auf eine räumliche Veränderung von Materialeigenschaften, die von je einem Absolut-Sensor erfasst werden. Dieser Aufbau kann sowohl mit einer mechanischen Relativbewegung gekoppelt als auch statisch verwendet werden. (Schmidt et al. 2014)

Halbtransformatorische Anordnungen sind durch eine getrennte Ausführung zwischen Erreger- und Empfängerspule gekennzeichnet. Dabei erzeugt die Primärspule ein Primärmagnetfeld, das Wirbelströme im Prüfling verursacht. Im Fall von Kohlenstofffasern sind diese entlang der geprüften Fasern ausgerichtet. Die anisotrope Ausbreitung beeinflusst somit das Sekundärmagnetfeld, das sich in der Sekundärspule in Form einer induzierten Spannung messen lässt. Die relative Anordnung zwischen Primär- und Sekundärspule entscheidet sowohl über das Signalübertragungsverhalten als auch über die Baugröße des Sensors. Das Wirkprinzip ist in Abbildung 2-14 verdeutlicht.

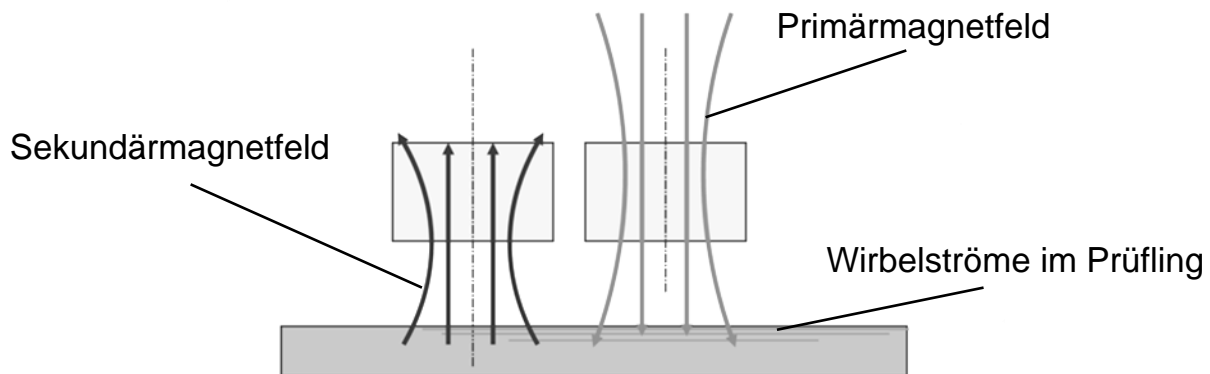


Abbildung 2-14: Wirkweise der halbtransformatorischen Spulenordnung in der Wirbelstromprüfung (nach Yin et al. 2012)

Durch mechanische Rotation dieser Spulenordnung über endlosfaserverstärkten CFK-Bauteilen lässt sich die nach Gleichung (14) induzierte effektive Spannung folglich auf vorliegende Faserbündelorientierungen zurückführen, wie in den Abbildungen 2-13 und 2-14 zu sehen ist. Dabei sind die gemessenen Spannungen in einem visuell intuitiv interpretierbaren Polardiagramm aufgetragen. Es lässt sich deutlich erkennen, dass das in Abbildung 2-15 untersuchte Material insgesamt vier Faservorzugsrichtungen aufweist, wohingegen Abbildung 2-16 lediglich zwei Vorzugsrichtungen besitzt.

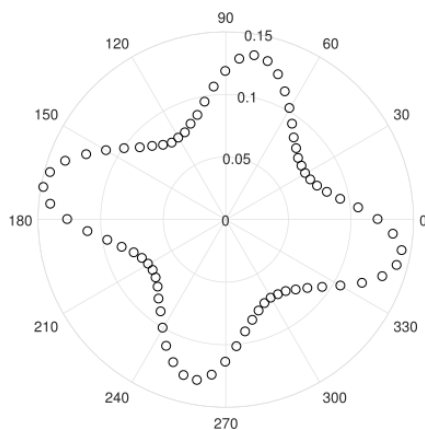


Abbildung 2-15: Wirbelstrommessdaten bidirektionales Gelege (A_Töpper 2017)

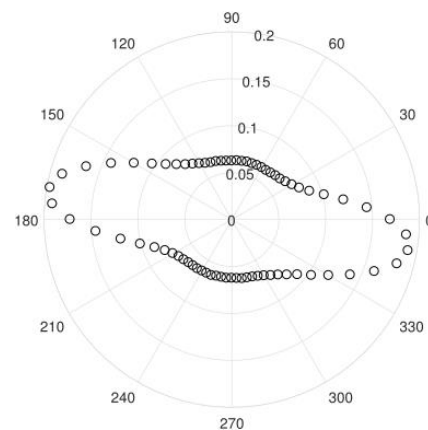


Abbildung 2-16: Wirbelstrommessdaten unidirektionales Gelege (A_Töpper 2017)

Im Gegensatz zu Absolut- und Differentialsensoren können halbtransformatorische Anwendungen mit vergleichsweise geringem Aufwand dazu verwendet werden, derartige Schaubilder zu generieren, da je diskretem Rotationsschritt über der Materialprobe eine induzierte Spannung gemessen und derart dargestellt werden kann. Im Falle der beiden anderen Sensortypen ist eine komplexere Signalanalyse notwendig, die mit einer mechanischen Bewegung der Sensoren gekoppelt werden muss, um auf

die Faserbündelorientierungen in Abhängigkeit der Sensorposition schließen zu können. (Schmidt et al. 2014).

Zusätzlich zu den dargestellten Anordnungen existieren weitere Formen von Wirbelstromsensoren, die für konventionelle Anwendungen wie der Rissprüfung in metallischen Werkstoffen zum Einsatz kommen (Stegemann 2010). Diese eignen sich allerdings nicht für die Prüfung von CFK-Bauteilen und werden im Rahmen der Arbeit daher nicht näher behandelt.

2.3.4.4 Spulen-Arrays

Neben dem Einsatz einzelner Absolutsensoren sowie paarweisen Anordnungen können Spulen zu sog. Arrays verschaltet werden. Als Array wird eine Gruppe von Sensoren bezeichnet, die in einer definierten geometrischen Anordnung zueinander positioniert sind und für die Erhebung verschiedener physischer Signale verwendet werden (McNab & Thomson 1990). Die Vorteile dabei liegen in der zusätzlichen räumlichen Dimension, um die das grundlegende Sensorprinzip erweitert wird. Mögliche Array-Anordnungen lassen sich dabei beispielsweise in matrixen- oder sternförmige Anordnungen einteilen, die in Abbildung 2-17 und Abbildung 2-18 schematisch dargestellt sind.

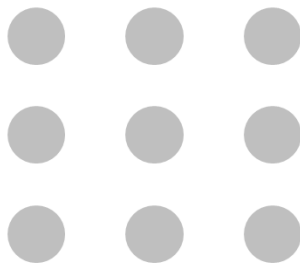


Abbildung 2-17: Matrixanordnung



Abbildung 2-18: Sternanordnung

Matrixanordnungen stellen die trivialste Form der Arrays dar und streben eine möglichst dichte Positionierung der verwendeten Spulen an. Dabei werden meist identische Spulenformen gewählt, mit denen eine sog. elektrische Feldbewegung stattfindet. Dabei nehmen die Spulen im Array zeitlich versetzt unterschiedliche Rollen ein – sowohl als Sender sowie als Empfänger – (Mook, Michel & Simonin 2008). Damit lässt sich das erzeugte Magnetfeld durch gezielte Ansteuerung der Spulen über der Sensorfläche bewegen und kann eine mechanische Relativbewegung zur Prüflingsoberfläche ersetzen.

Im Gegensatz zu Matrixanordnungen lassen sich Sternanordnungen dadurch kennzeichnen, dass die verwendeten Spulen gegenüber einem gemeinsamen Mittelpunkt über Winkel und Radius gekennzeichnet sind. Eine elektrische Feldbewegung ist dabei über den Umfang der konzentrisch angeordneten Spulen möglich, wobei eine mittig positionierte Spule als Empfänger fungieren kann. Eine umgekehrte Verteilung der Rollen ist ebenso möglich, indem die räumliche Verlagerung nicht auf das generierte Wechselfeld, sondern auf den Messkanal des verwendeten Messgerätes gelegt wird. In beiden Fällen erlaubt auch diese Spulenanordnung eine Vermeidung mechanischer Sensorbewegungen.

Es wird deutlich, dass die Überführung eines halbtransformatorischen Sensoraufbaus in eine Array-Anordnung die oben beschriebene Rotationsbewegung für die Prüfung endlosfaserverstärkter Kunststoffe erübrigen könnte.

2.3.4.5 Physikalische Effekte

Unabhängig von den Anordnungen der Spulen müssen verschiedene physikalische Effekte, die bei der Wirbelstromprüfung auftreten, berücksichtigt werden und sind daher nachfolgend beschrieben.

2.3.4.5.1 Resonanz

Die Induktivität elektrischer Spulen kann gemäß Gleichung (13) im einfachsten Fall durch geometrische Faktoren von Querschnitt und Windungseigenschaften beeinflusst werden, um die induzierte Spannung als Messsignal durch den halbtransformatorischen Spulenaufbau zu erhöhen. Die Erhöhung der Windungszahl sowie die Verringerung des Windungsabstandes führt allerdings zur Ausbildung elektrischer Felder zwischen den Windungen, die sich auf die Wirbelstromprüfung mit hohen Frequenzen negativ auswirken kann: Die elektrische Energie, die einer Spule zugeführt wird, wird durch die Erzeugung eines magnetischen Feldes in magnetische Energie transformiert. Hat die elektrische Spule eine hohe Windungszahl sowie einen geringen Windungsabstand, wird ein Teil der elektrischen Energie in Form von elektrischen Feldern zwischen den Windungen gespeichert. Wird die Spule mit einer Frequenz angeregt, bei der magnetische und elektrische Energie periodisch ineinander umgewandelt werden, tritt der sogenannte **Resonanzfall** ein, bei der die Spule sich nicht mehr als Induktivität sondern als reiner ohmscher Widerstand verhält. Steigt die Anregungsfrequenz weiter an, so überwiegt der Anteil der elektrisch gespeicherten Energie zwischen den Windungen, und die Spule weist rein kapazitives Verhalten auf. Die Reso-

Resonanzfrequenz hängt sowohl von der Induktivität sowie der Kapazität des Spulenkörpers ab, was in Gleichung (15) zu sehen ist.

$$f_{res} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (15)$$

(Stiny 2015)

Der sich mit dem Verhalten der Spule verändernde Wechselstromwiderstand (Impedanz) verdeutlicht den beschriebenen Zusammenhang und ist im nachfolgenden Diagramm dargestellt.

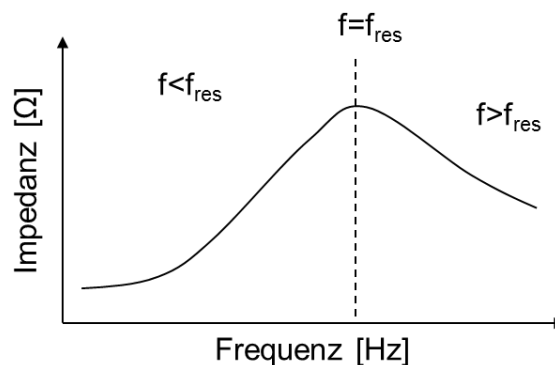


Abbildung 2-19: Resonanzbereich elektrischer Spulen (A_Töpper 2017)

Um das induktive Verhalten der verwendeten Spulen ausnutzen zu können, müssen sowohl die elektrischen Eigenschaften als auch die Prüffrequenzen vor dem Sensorbetrieb aufeinander abgestimmt sein. Dabei dürfen die gemessenen oder geschätzten Resonanzfrequenzen mindestens um den Faktor 10 von der tatsächlichen Prüffrequenz entfernt sein (Stegemann 2010).

2.3.4.5.2 Skin-Effekt

Ein Effekt, der bei der Wahl der Prüffrequenz berücksichtigt werden muss, ist der **Skin-Effekt**. Dieser ist dadurch gekennzeichnet, dass die Eindringtiefe elektrischer und magnetischer Wechselfelder in das Prüfmaterial mit zunehmender Frequenz abnimmt. Die Ursache des Effektes kann auf die Erzeugung der Ringspannungen, die aus einem sich zeitlich ändernden magnetischen Feld resultieren, zurückgeführt werden. Mit zunehmender Frequenz erhöht sich ihre Dichte und die elektrische Kraft auf die Elektronen im Prüfkörper nimmt zu. Dies verursacht ihre Bewegung, die wiederum die Erzeugung eines magnetischen Feldes mit sich bringt. Gemäß der Lenz'schen Regel schwächen die Magnetfelder, die durch die Elektronenbewegung zustande kommen, das Primärfeld (Lenz 1913). Die Dämpfung des Primärmagnetfeldes ist die Folge. Gleichung (16) beschreibt die Lösung der Diffusionsgleichung, die das Dämpf-

fungsverhalten des Feldes kennzeichnet. Dabei repräsentiert δ die Tiefe im Material, bei der das Primärmagnetfeld auf $1/e$ gegenüber seiner Stärke an der Oberfläche abgefallen ist.

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \sigma \cdot \mu}} \quad (16)$$

(Lehner 2008)

2.3.4.5.3 Plateaueffekt

Ein weiterer Effekt, der nur in Wechselwirkung mit Kohlenstofffaserbauteilen auftritt und durch Mook beschrieben wurde, ist der von ihm benannte **Plateaueffekt**. Dieser lässt sich als nicht monotonen Verhalten von Signalverläufen in Abhängigkeit der Faserorientierung beschreiben. Abbildung 2-20 verdeutlicht die Ausprägung dieses Effektes. Es ist zu sehen, dass bei einer Anregungsfrequenz von 9,5 MHz zwar eine ausgeprägte Abhängigkeit von der untersuchten Faserorientierung vorliegt, jedoch ebenso lokale Minima zu sehen sind, mit denen eine eindeutige Zuordnung einer gemessenen Amplitude mit einer definierten Faserorientierung nicht möglich ist. Im Vergleich dazu erlaubt eine Frequenz von 0,8 MHz einen monotonen Signalamplitudenverlauf, der die vorher genannte Einschränkung umgehen lässt. Der Plateaueffekt ist mit einem elektrischen Ersatzschaltbild zu begründen, das in Abbildung 2-21 zu sehen ist. Dabei repräsentieren ohmsche Widerstände die elektrische Leitfähigkeit der Fasern in Kettrichtung, wohingegen elektrische Kapazitäten einen entsprechend kapazitiven Widerstand in Schussrichtung darstellen. Wird die Anregungsfrequenz erhöht, sinkt der kapazitive Widerstand in Schussrichtung ab und erlaubt damit Ausgleichsströme, die mit einer entsprechend höheren elektrischen Leitfähigkeit einhergehen. Für den späteren Verlauf der Arbeit hat der Plateaueffekt daher die Bedeutung, dass für eine quantitative Aussage über die Faserorientierung lokale Maxima im Verlauf von faserrichtungsabhängigen Signalen gemäß Abbildung 2-20 vermieden werden müssen.

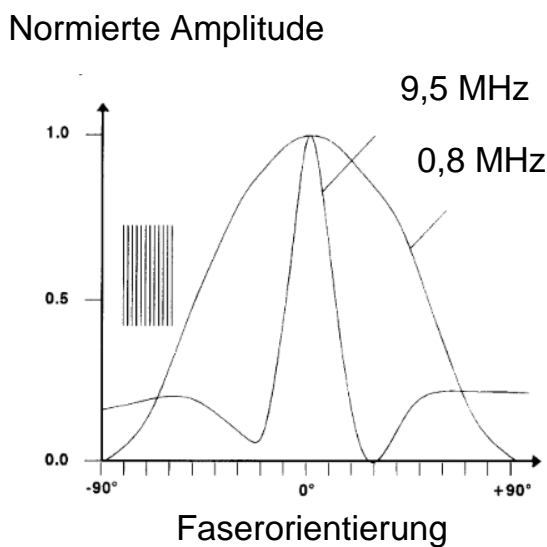


Abbildung 2-20: Sensorkennlinie mit Plateuaeffekt (Lange & Mook 1994)

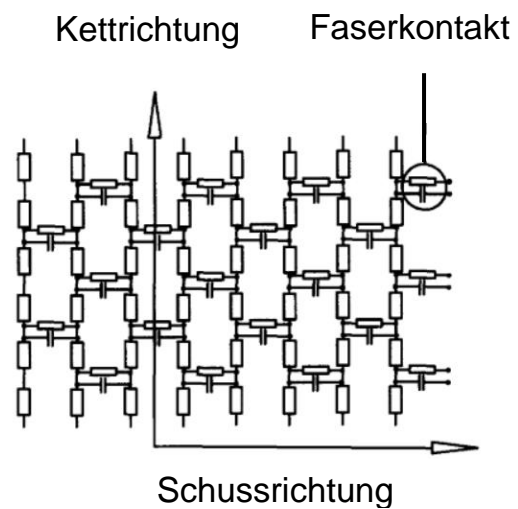


Abbildung 2-21: Zweidimensionales Carbonfaserersatzschaltbild (Lange & Mook 1994)

Nachdem in diesem Kapitel die materialtechnischen sowie die messtechnischen Grundlagen erläutert wurden, wurde gesondert auf die Wirbelstromprüfung eingegangen. Daraus geht hervor, dass ihr Wirkprinzip mit den Prüfaufgaben für die Qualitätssicherung kohlenstofffaserverstärkter Bauteile genutzt werden kann. Dies ist bereits durch vorhergehende Arbeiten unter verschiedenen Randbedingungen durchgeführt worden. Um die Defizite im Kontext prozessintegrierter Verfahren aufzuzeigen, soll im nächsten Kapitel auf den Stand der Forschung und Technik im Einsatz von Wirbelstromsensoren an CFK sowie deren Halbzeugen eingegangen werden.

3 Stand der Forschung und Technik

Der Stand der Forschung und Technik gliedert sich in konventionelle Ansätze zur Wirbelstromprüfung von CFK sowie Ansätze, die die Erweiterung paarweiser Sensoren zu Sensor-Arrays anstreben. Die Erkenntnisse, die in den vorgestellten Arbeiten gesammelt wurden, werden vor dem Hintergrund beleuchtet, wie sie in industriell relevante Anwendungen zur Prüfung von Kohlenstofffaserhalbzeugen übertragen werden können. Zu den Kriterien gehört hierbei eine hohe Prozessnähe, die mit den vorgestellten Systemen realisierbar sein muss und gleichzeitig für die Prüfung trockener nicht ebener Halbzeuge geeignet ist. Zudem müssen verschiedene Sensorbauformen und deren Anordnungen bewertet werden, um optimale Messergebnisse sowie eine niedrige erreichbare Messunsicherheit zu erlangen.

3.1 Konventionelle Ansätze für die Wirbelstromprüfung von CFK

Lange und Mook präsentieren ein Konzept, das die Bewegung eines rotierenden halbtransformatorischen Aufbaus über einer ebenen Prüfkörperoberfläche für deren Prüfung vorsieht. Dabei rotiert ein halbtransformatorischer Sensor in Form eines Spulenpaares an verschiedenen Positionen über dem Prüfkörper und erlaubt anhand des Messsignals eine orts aufgelöste Aussage über die Faserorientierungen des Prüflings. Dies erfolgt in Form einer induzierten Spannung oder der Anteile einer gemessenen komplexen Spulenimpedanz, die über den Prüfwinkel in einem Polardiagramm dargestellt werden können. Das Prinzip ist in Abbildung 3-1 zu sehen.

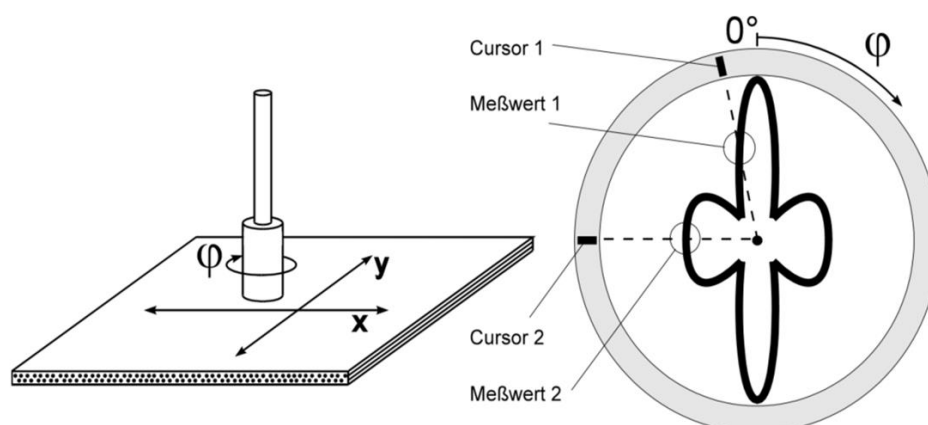


Abbildung 3-1: Rotiersonde zur Wirbelstromprüfung (Mook & Lange 1995)

Dieses Verfahren ist nur bedingt für textile Halbzeuge einsetzbar, da die Rotationsbewegung der Sonde freiliegende Halbzeugfasern ohne schützendes Harz herausziehen und das Werkstück damit irreparabel schädigen könnte. Dadurch ist das Sys-

tem lediglich für eine zerstörungsfreie Prüfung am Ende einer CFK-Fertigungsprozesskette geeignet, was einer geringen Prozessnähe entspricht. Dies ist zudem nur für flache Bauteile möglich, da die Kinematik, mit der die Rotiersonde geführt wird, wie in der schematischen Abbildung 3-1 zu sehen ist, nur ebene Bewegungen zulässt. Die messtechnische Bewertung des Systems erfolgt durch Angabe einer nominalen Rotationsgeschwindigkeit von 20 Umdrehungen pro Sekunde sowie einer Messrate von 20 kHz. Eine Aussage über erreichbare Messunsicherheiten in Bezug zu einem konkreten Merkmal wird nicht getroffen (Mook & Lange 1995). Um die Rotiersonde optimal gestalten zu können, präsentieren Lange und Mook jedoch einen Ansatz, mit dem die systematischen Abhängigkeiten zwischen Signalamplitudenverlauf und Faserorientierung analysiert werden (Lange & Mook 1994). Daraus geht hervor, dass durch Variation der Spulenquerschnittsgeometrie sowie des Abstandes zwischen Sender und Empfänger die entstehenden Signalbilder sich signifikant beeinflussen lassen. Dabei wurden Querschnittsgeometrien von Zylinderspulen zwischen runden und rechteckigen verglichen. Es hat sich gezeigt, dass in Messungen bei 7,5 MHz die besten Ergebnisse mit rechteckigen Spulenquerschnitten erreicht werden konnten. Diese äußern sich durch eine hohe Sensitivität gegenüber messbarer Faserorientierungen in der Messung endlosfaserverstärkter CFK-Bauteile. Eine Kombination der Spulengeometrien wird nicht näher untersucht. Die als optimal ermittelten Abstände zwischen den Spulen des halbtransformatorischen Aufbaus sind mit 12 mm angegeben. Ein allgemeingültiges mathematisches Modell zur Beschreibung des Signalverlaufs in Abhängigkeit vom Sensoraufbau wurde jedoch nur für runde Querschnittsgeometrien abgeleitet. Eine quantifizierte Aussage darüber, wie sich das Signalbild durch die Variation oder Kombination von Spulengeometrien verändert, existiert nicht. Außerdem fehlt eine Aussage darüber, wie sich das Signalbild verändert, wenn die Spulen in nicht ebenen Anordnungen vorliegen. Dies kann insbesondere dann relevant werden, wenn komplexe Geometrien mittels Wirbelstrom geprüft werden sollen. Die erfassbaren Defekte belaufen sich auf globale Faserfehlorientierungen, die jedoch zuverlässig detektiert werden können.

Xin Li untersucht ebenso ausgehärtete CFK-Platten mittels zweier verschiedener Systeme (Li 2012). Zum einen wird eine x-y-Kinematik mit einer räumlichen Auflösung von 0,03 mm dafür verwendet, eine mechanische Scan-Bewegung eines Absolut-Sensors über verschiedenen ausgehärteten Proben durchzuführen. Daher wird analog zum Ansatz von Mook ein sog. End-of-Line-Einsatz an flachen Bauteilen möglich.

Neben der x-y-Kinematik wird eine rotierende Einrichtung mit einem halbtransformatorischen Spulenaufbau dafür verwendet, Materialproben hinsichtlich ihrer Faserstruktur, -orientierung sowie Schäden am ausgehärteten Laminat (insb. Schlagschäden) zu charakterisieren. Dabei werden flache, rechteckig bewickelte Ferritbleche verwendet, die entlang einer gemeinsamen Achse ausgerichtet sind, um die Materialproben zu analysieren. Diese Spulenanordnung wird dadurch begründet, dass eine ausgeprägte räumliche Ausrichtung der Spulenelemente mit einer höheren Sensitivität der messbaren Signale bei der Prüfung des anisotropen Materials einhergeht. Im Vergleich zum Absolut-Sensor, der an der x-y-Kinematik verwendet wird, wird hier jedoch kein analytisches Erklärungsmodell für die beobachteten Effekte hergeleitet. Des Weiteren beobachtet Li ebenso den Plateaueffekt, führt ihn jedoch ohne tiefgehende Begründung auf die Spulenbauform zurück. Die messtechnische Charakterisierung des Scan-Systems beschränkt sich auf die Angabe der Spulenparameter der Absolutspule, die 15 Windungen und einen Außendurchmesser von 25,1 mm hat. Die Erprobung des Systems wird mit vier Proben durchgeführt; zwei ungeschädigte und ausgehärtete Lamine, die sich in der Bindungsart unterscheiden (Gelege, Gewebe) und zwei weitere Proben, die Impact-Schäden verschiedener Größen aufweisen. Abschließend verweist Xin Li auf die zunehmende Bedeutung von Arrays, ohne diese näher zu spezifizieren.

Cheng untersucht die Leitfähigkeiten ausgehärteter Lamine mittels Wirbelstromprüfung mit einem halbtransformatorischen Aufbau (Cheng & Tian 2012). Dabei beschreibt er die analytischen Zusammenhänge zwischen messbaren Sensorsignalen und möglichen Laminatstrukturen. Dies wird dafür genutzt, die Signalverläufe bei der Wirbelstromprüfung ausgehärteter Proben mit erhöhter Zuverlässigkeit zu interpretieren. Dabei fokussiert Cheng sich auf die Detektion von Rissen, die zwar bei ausgehärteten Laminen ein Qualitätsproblem darstellen können, jedoch für die Prüfung trockener Halbzeuge irrelevant sind, da sich kein Harz zwischen den Fasern befindet. Das Messsystem, das dabei verwendet wird, besteht aus einem halbtransformatorischen Spulenaufbau, dessen Spulen die Durchmesser 3,2 mm und eine Windungszahl von 140 haben. Eine messtechnische Charakterisierung im Sinne einer Messunsicherheitsermittlung definierter Messgrößen erfolgt nicht. Die Integrationsfähigkeit dieses Aufbaus entspricht denen der vorgestellten Ansätze von Mook und Li.

Koyama variiert die Formen und Relativpositionen von Sende- und Empfängerspulen, ohne die Gesamtabmessungen des Sensors zu verändern (Koyama & Hoshikawa

2013). Dabei werden Spulen analog zum Aufbau eines Absolut-Sensors entlang einer vertikalen Achse zueinander rotiert und deren Formen variiert. Die Forschungsarbeiten zielen daher auf die geeignete Gestaltung mechanisch bewegter Sensoren mit geringen Abmessungen ab, um spezifische Defektypen, -größen und -positionen untersuchen zu können. Defekte, die dabei untersucht werden, sind hauptsächlich gezielt eingebrachte Fremdkörper zwischen Faserlagen. Es konnte unter Laborbedingungen gezeigt werden, dass die Relativpositionen zwischen Sende- und Empfänger-Spule einen Einfluss auf das Signal-Rausch-Verhältnis des Messsystems haben. Dieses lässt sich verbessern, indem die Windungen einer Spule entlang der zu prüfenden Carbonfasern ausgerichtet sind. Die messtechnische Charakterisierung beschränkt sich auf die Errechnung des Signal-Rausch-Verhältnisses, ohne auf die erreichbaren Messunsicherheiten einzugehen. Die Integrierbarkeit in den Prozess ist ebenso wie die bisher vorgestellten Ansätze beschränkt, da eine mechanische Kinematik erforderlich ist, die jedoch durch geringe Bauräume auch auf dreidimensionale Kinematiken übertragen werden kann.

Mizukami untersucht die Einflüsse der Querschnittsflächen elektrischer Spulen auf die Sensitivität eines halbtransformatorischen Spulenaufbaus gegenüber der zu ermittelnden Faserorientierung (Mizukami et al. 2015). Neben den Querschnitten der Spulenspulen wird der Einfluss der Temperatur im Prüfling auf den Signalverlauf bewertet. So gehen Temperaturänderungen im Bereich von 30°C mit einem linearen Einfluss auf die gemessene Sensorspannung einher, die zu einer Signalschwächung von bis zu 2,5% führen können. Die Untersuchungen sind mit einer Frequenz von 5 MHz durchgeführt worden. Es wurde zudem gezeigt, dass ein vergrößerter Senderspulen-durchmesser mit einer größeren Eindringtiefe der erzeugten Magnetfelder einhergeht, was eine verbesserte Prüfbarkeit mehrerer Faserlagen bedeutet. Diese im Laborumfeld gesammelten Erkenntnisse sind relevant für hohe Prozessintegrationsgrade der untersuchten Sensorik, da sie Fragen bezüglich der Einsatzgrenzen von Wirbelstromsensoren adressieren. Allerdings wird kein Konzept vorgestellt, wie die Prozessnähe konventionell eingesetzter Sensoren erhöht werden kann. Zudem adressieren die Untersuchungen vorrangig ausgehärtete Lamine und es wird keine Messunsicherheitsermittlung durchgeführt.

Schmidt befasst sich mit der Identifikation optimaler Betriebsparameter bei der Prüfung ausgehärteter sowie vorimprägnierter Halbzeuge (Schmidt et al. 2014). Dabei wird die Prüffrequenz systematisch variiert, um gemäß beschriebenem Skin-Effekt die

Eindringtiefe zu variieren und damit mit der Detektierbarkeit von definiert eingebrachten Defekten (metallische Fremdkörper) in Verbindung gebracht. Bei dem eingesetzten System handelt es sich um das EddyCus MPECS System des Unternehmens Suragus, das kommerziell erhältlich ist und in Abbildung 3-2 zu sehen ist. Bei der Suragus GmbH handelt es sich um eine Ausgründung des Fraunhofer IKTS in Dresden. Das verwendete System ist als mobiles Tischsystem ausgeführt, mit dem flache quadratische Proben von 150 mm Seitenlänge geprüft werden können.



Abbildung 3-2: EddyCus MPECS (Suragus GmbH 2013)

Der Einsatz dieses schlüsselfertigen Systems ist für industrielle Anwendungen im Rahmen von Messraumprüfungen mit entsprechend geringer Prozessnähe geeignet. Dieser Umstand wird durch die räumlich beschränkte Bauteilgröße verstärkt. Die messtechnische Bewertung beläuft sich auf die experimentelle Ermittlung von Eindringtiefen der erzeugten Felder. Zudem erfolgt eine grundsätzliche Bewertung verschiedener Sensorformen und lässt den bereits zitierten Schluss zu, dass halbtransformatorische Sensoranordnungen für die Anisotropie-Prüfung besser geeignet sind als Absolut- und Differentialsensoren (Schmidt et al. 2014).

Bardl stellt in seinen Arbeiten die Prüfung der Ablagequalität einzelner Faserbündel von Preforms mit einem robotergeführten Sensorsystem vor, das eine hohe Tauglichkeit für industrielle Anwendungen hat (vgl. Abbildung 3-3). Dies ist durch die Flexibilität des Robotersystems begründet, mit dem sich geometrisch komplexe Strukturen prüfen lassen. Die Prüfung erfolgt, indem das komplexzahlige Impedanzsignal in Abhängigkeit des geprüften Kohlenstofffaserhalbzeugs ausgewertet wird. Damit wird gemeinsam mit der Verfahrbahn des Tool Center Points des Robotersystems durch Anwendung von Fourier-Analysen ein dreidimensionales Mapping der Messwerte über die Oberfläche erzeugt, mit dem eine bildgebende Auswertung der Messdaten erfolgen kann (vgl. Abbildung 3-4).

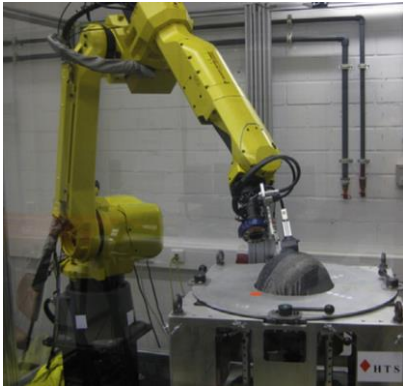


Abbildung 3-3: Robotergeführtes
Wirbelstromprüfsystem (Bardl et al. 2016)

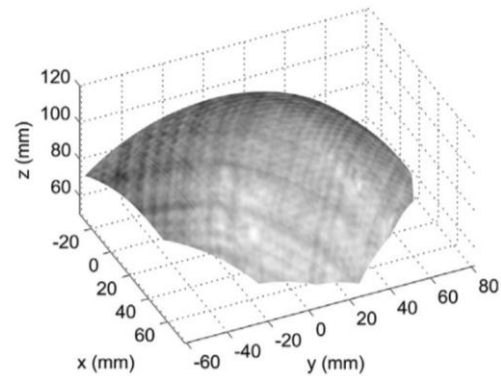


Abbildung 3-4 Visualisierte
Wirbelstrommessdaten (Bardl et al. 2016)

Der höchste Prozessintegrationsgrad, der dabei erreichbar ist, ist eine maschinenintegrierte Prüfung, die den wertschöpfenden Schritten des Preforming nachgelagert ist. Mit steigender Bauteiloberfläche nimmt jedoch die Messzeit zu, was die Integrierbarkeit negativ beeinflusst, da der Prüfkopf über eine größere Oberfläche geführt werden muss. Das Sensordesign entspricht einem halbtransformatorischem Aufbau mit zwei Spulen, das mechanisch entlang der Oberfläche des Prüfstückes bewegt wird. Die Durchmesser der Spulen betragen 3,3 mm. Eine vergleichende Gegenüberstellung verschiedener Sensorformen findet allerdings nicht statt. Die messtechnische Bewertung des Systems beschränkt sich auf die Angabe und Diskussion charakteristischer Signalverläufe während der Prüfung. Angaben über Messunsicherheit des Systems sowie seiner werden nicht gemacht. (Bardl et al. 2016; Heuer, Schulze & Klein 2011; Schulze et al. 2010)

Im Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt am Standort des CFK-Valleys ist das EddyCus System ebenso in Verwendung, um Faserwinkelabweichungen, Ondulationen sowie Fremdkörpereinschlüsse zu detektieren. Es kommt auch ein Handlingroboter zum Einsatz, der das System führt, das als Inline-System ausgeführt ist (Herrmann & Merz 2014). Darüber hinaus ist das EddyCus-System im Laboreinsatz bei BMW (Jahnke 2016).

Allen beschriebenen Konzepten ist gemein, dass ein paarweiser Spulenaufbau als Sensor verwendet wird, der mechanisch über die Prüflingsoberfläche bewegt werden muss. Dies geschieht im komplexesten Fall mittels eines Industrieroboters, was eine hohe Industrialisierbarkeit des Systems impliziert. Allerdings geht dieser Ansatz mit hohen Vorbereitungs- und Messzeiten einher, da der Prüfling zunächst digitalisiert werden muss, um die Verfahrbahn des TCP, an dem der Sensor sich befindet, zu

planen. Die Vergrößerung des Messbereiches kann durch Verschaltung einzelner Spulen zu Arrays erfolgen, die bereits in verschiedenen Konfigurationen und Realisierungsstadien dokumentiert sind und im Folgenden zusammengefasst werden.

3.2 Konzepte für Wirbelstromsensor-Arrays für die Prüfung von CFK

Zur Messzeitverkürzung stellt Heuer die Möglichkeit vor, mehr als zwei elektrische Spulen in Form eines Spulen-Arrays zu verwenden (Heuer, Meyendorf & Schulze 2010). Durch die elektrische Verschaltung mehrerer Spulen lässt sich die Position der Erregerspule und der Empfängerspulen durch eine sog. elektronische Feldbewegung verlagern. Dabei verlagert sich das in Abbildung 2-14 dargestellte Prinzip räumlich, indem die Spulen des Arrays zeitlich versetzt sowohl die Rolle des Senders als auch die des Empfängers einnehmen. Das Spulen-Array hat dabei eine zweidimensionale Linienform, mit der große Flächen in kürzerer Zeit geprüft werden können. Das Array ist in Abbildung 3-5 zu sehen.

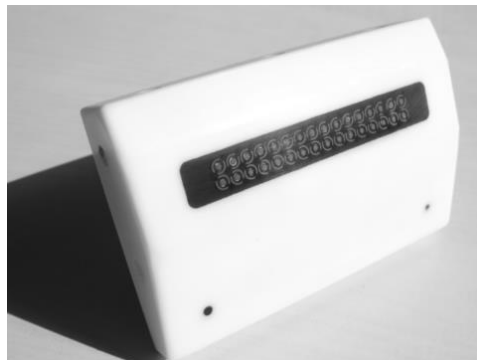


Abbildung 3-5: Linienarray (Heuer, Meyendorf & Schulze 2010)

Eine Diskussion oder vergleichende Gegenüberstellung zu anderen Array-Formen findet nicht statt. Das System besitzt eine räumliche Auflösung von $875\mu\text{m}$ und ist für den Einsatz in Kombination mit einer mechanischen Bewegung (z. B. mittels Industrieroboter) ausgelegt. Dies ermöglicht zwar einen Betrieb unter den Bedingungen einer Serienproduktion, ist jedoch weiterhin auf eine separate, maschinenintegrierte Messstation angewiesen. Es werden defektbehaftete Proben untersucht, die Faserfehlorientierungen sowie fehlende und defekte Faserbündel aufweisen, was den Einsatz textilen Halbzeugen ermöglicht. Eine Messunsicherheitsanalyse wird nicht durchgeführt.

Schmidt beschreibt im Ausblick seiner Arbeit, die sich mit der Wirbelstromprüfung von Carbonfaser-Tapes befasst, ein Konzept, das auf der Array-Technologie in Kombina-

tion mit einer Relativbewegung zwischen Sensor und Prüfling basiert (Schmidt et al. 2014). Dabei positioniert ein mechanisch geführter Legekopf Zuschnitte von Carbonfaser-Tapes entlang definierter Bahnen. Ein räumlich nachgelagertes prozessintegriertes Array prüft dabei die Ablagequalität. Das Konzept ist in Abbildung 3-6 zu sehen.

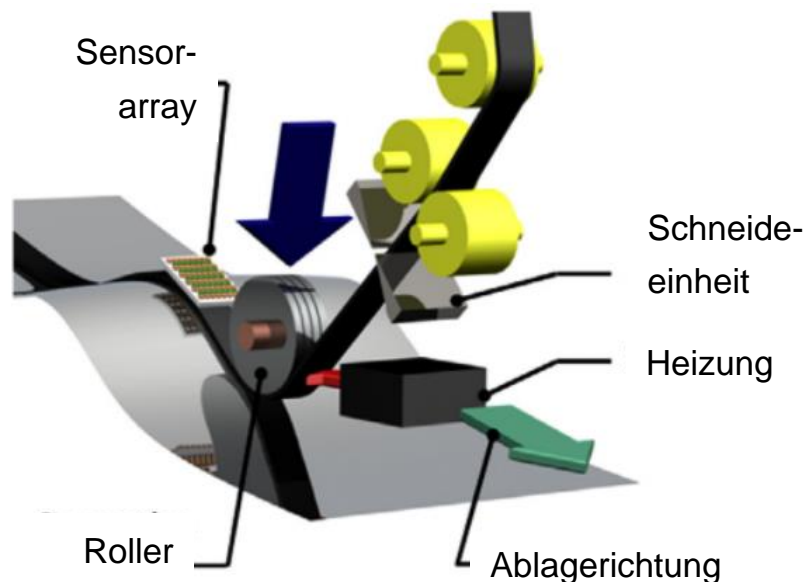


Abbildung 3-6: Sensor-Array Integrationskonzept (Schmidt et al. 2014)

Das Konzept erlaubt den Einsatz dieser Messtechnik während der wertschöpfenden Zeiten des Ablageprozesses, was einer maximal möglichen In-process-Integration entspricht. Allerdings handelt es sich dabei lediglich um ein theoretisches Konstrukt, dessen Sensorlayout sowie Funktionsweise nicht weiter spezifiziert werden. Aus diesem Grund existiert weder eine messtechnische Bewertung des Systems noch eine vergleichende Gegenüberstellung zu konventionellen Ansätzen.

Im Gegensatz zu den bisher aufgeführten Sensoren, verwendet Salski sogenannte printed circuit boards (PCB) für die Wirbelstromprüfung mittels Flachspulen (Salski et al. 2015). Diese stellen Leiterplatten dar, auf denen Leiterbahnen durch Beschichtungs- und Ätzprozesse in definierter Form positioniert werden können. Sind besagte Leiterbahnen spiralförmig aufgebracht, stellen diese elektrische Induktivitäten dar, die für die Wirbelstromprüfung verwendet werden können. Abbildung 3-7 zeigt ein CAD-Modell eines PCB-Spulenpaars, das auf einem gemeinsamen Substrat aufgebracht ist. Die auf der Oberseite zu sehende Leiterbahn wird mittels Durchkontaktierungen (auch: Vias) auf die Unterseite geführt, auf der die quadratisch spiralförmigen Indukti-

vitäten der Primär- und Sekundärspulen angedeutet sind. Eine zusätzliche Massefläche dient als elektrischer Schirm.

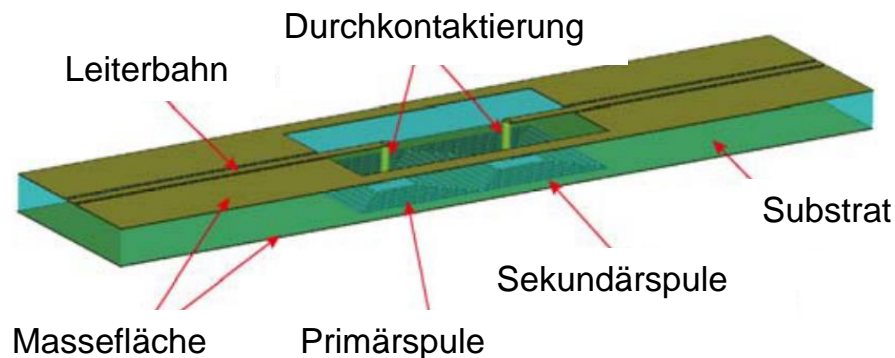


Abbildung 3-7: Aufbau PCB-basierter Flachspule (Salski et al. 2015)

Vorteile dieses Systems ergeben sich insbesondere durch die hohe Wiederholbarkeit der meist industriellen Prozesse, in denen diese Platinen auch in kleinen Stückzahlen gefertigt werden können. Dabei lassen sich geringe Streuungen der elektrischen Eigenschaften erreichen, die besonders für ihre Anwendung in einem Sensor-Array von Vorteil sind. Aus diesem Grund werden PCB-basierte Flachspulen als Linien-Array ausgeführt und vorgestellt (vgl. Abbildung 3-8). Die Funktionsweise dieses Sensors ist trotz der elektronischen Feldbewegung auf eine zusätzliche mechanische Bewegung über dem Prüfling angewiesen und erlaubt keine Aussage über die Bauteilqualität ohne diese. Daher entspricht der maximal mögliche Prozessintegrationsgrad einer maschinenintegrierten Integration, wenn das Array analog zu den bisher beschriebenen Ansätzen als mechanisch geführtes System ausgeführt wird.

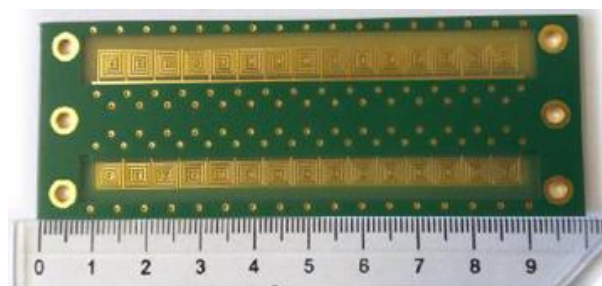


Abbildung 3-8: PCB-basiertes Spulen-Array (Salski et al. 2015)

Die messtechnische Bewertung des Systems beschränkt sich auf die Angabe der Positionsauflösung von 0,5 mm, die mit den Linearachsen einhergeht, durch die das System über der Prüflingsoberfläche bewegt wird. Eine vergleichende Gegenüberstellung zu konventionellen Zylinderspulen findet nicht statt.

Naidjate untersucht ein Konzept, bei dem verschiedene dreieckige Spulenelemente zu einem Array verschaltet werden (vgl. Abbildung 3-9). Dadurch wird ein hohes Maß an Flächenfüllung erreicht, mit dem durch Carbonfasern verstärkte Kunststoffe geprüft werden. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Simulation der elektromagnetischen Eigenschaften der Spulenelemente in Wechselwirkung mit dem Material. Dieses wurde in definierter Lagenanzahl, Faserorientierung, Leitfähigkeit und Materialstärke modelliert und simuliert. Dabei konnte gezeigt werden, dass das vorgestellte Sensorkonzept Faserorientierungen ebenso zuverlässig erfassen kann wie konventionell gestaltete Spulen (vgl. Abbildung 3-10).

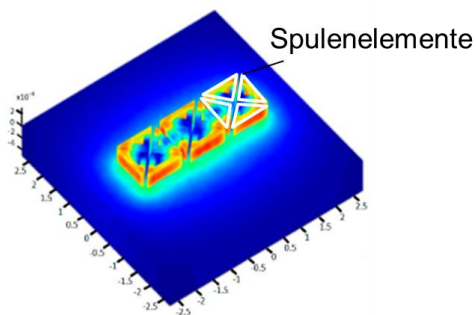


Abbildung 3-9: FEM-Simulation dreieckförmiger Spulen-Arrays (Naidjate et al. 2017)

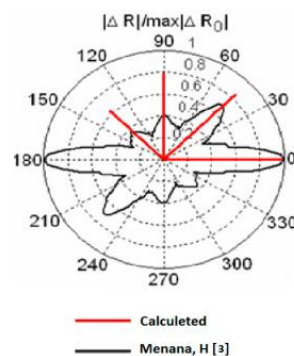


Abbildung 3-10: FEM-Simulationsergebnis der Faserorientierungsmessung (Naidjate et al. 2017)

Dieses Konzept ist ebenso auf eine mechanische Bewegung angewiesen und ist nicht imstande, die Faserbündelorientierungen des geprüften Materials mit einer einzigen statischen Messung zu rekonstruieren. Dies bedeutet, dass im Falle einer Realisierung dieses Konzeptes eine mechanische Kinematik benötigt werden würde, was die Integrierbarkeit des Konzeptes in den Prozess auf eine Maschinenintegration beschränkt. (Naidjate et al. 2017)

Bouloudenine diskutiert ein Sensorkonzept, das auf einem zirkularen Aufbau beruht, bei dem 16 Spulen ringförmig angeordnet sind. In diesem Kontext wird eine Machbarkeitsstudie vorgestellt, bei der paarweise gemessene Faserorientierungen derart fusioniert werden, dass der statische Betrieb dieses Sensor-Arrays möglich wäre. Dieses Konzept wird allerdings nicht realisiert und daher nicht experimentell validiert, wodurch keine Aussage hinsichtlich seiner Messunsicherheit möglich ist. Zudem wird eine Ondulation im Rahmen eines finiten Elemente-Ansatzes modelliert und simuliert. Die dabei erlangten Ergebnisse deuten darauf hin, dass statische Sensorkonzepte in der Lage sein können, qualitätskritische Defekte ohne hochauflösende Relativbewe-

gung des Sensors gegenüber des zu prüfenden Materials zu detektieren. (Boulou-denine & El Hadi Latreche 2014)

3.3 Defizit im Stand der Forschung und Technik

Die dargestellten Ansätze verdeutlichen durch die teilweise hohen erzielten Automatisierungsgrade die Bedeutung der Wirbelstromprüfung für die industrielle CFK-Fertigung. Nichtsdestotrotz beläuft sich die Prozessnähe tatsächlich realisierter und erprobter Systeme maximal auf eine Maschinenintegration, bei der zusätzliche Betriebsmittel wie Roboter oder Handhabungseinrichtungen zum Einsatz kommen. Dies ist kosten- und zeitintensiv. Darüber hinaus existiert kein Ansatz für die prozessintegrierte Prüfung von Preforms unter Berücksichtigung messtechnischer und geometrischer Anforderungen. Die Anforderungen, die dabei an eine prozessintegrierte Prüfung gestellt sind, sind eine hohe Prozessnähe und kurze Messzeiten, die einen hauptzeitparallelen Betrieb erlauben.

Bei der Gestaltung der physischen Sensorelemente werden zwar verschiedene Spulentypen, Sensorbauformen und Anordnungen diskutiert und Vorteile hinsichtlich erreichbarer Signale identifiziert. Diese Vorteile, die durch verschiedene Anordnungen und Formen von Zylinderspulen erreicht wurden, werden allerdings nicht auf PCB-Spulen übertragen, die große Vorteile hinsichtlich Gestaltbarkeit und Wiederholbarkeit ihrer Eigenschaften bieten.

Um die industrielle Anwendbarkeit der beschriebenen Wirbelstromkonzepte bewerten zu können, muss insbesondere für die Anwendung in der Produktion im Automobilumfeld die Messunsicherheit der Systeme ermittelt und ins Verhältnis mit der zu fertigenden Toleranz gesetzt werden. Dies beläuft sich im dokumentierten Stand der Forschung jedoch lediglich auf die Angabe von Wiederholgenauigkeiten und Positionsaufösungen, die für eine aussagekräftige Bewertung nicht ausreichend sind. Qualitätskritische Defekte werden zwar identifiziert, jedoch findet keine Bewertung hinsichtlich ihrer Aufdeckbarkeit in Abhängigkeit ihrer Größe statt.

Ausgehend von diesen Defiziten soll im folgenden Kapitel der Lösungsansatz für die prozessintegrierte Wirbelstromprüfung im Preforming vorgestellt werden.

4 Prozessintegrierte Wirbelstromprüfung im Preforming

Die Forschungsfragen, die aus den Grundlagen und dem Stand der Forschung resultieren, betreffen die systematische Entwicklung eines In-process-Qualitätssicherungssystems. Der Hauptteil dieser Arbeit befasst sich mit der Schaffung eines solchen Systems auf Basis der Wirbelstromprüfung und soll eine In-process-Integration in den Preforming-Prozess des Resin Transfer Moulding ermöglichen. Dabei wird ein Wirbelstromsensor-Array entwickelt, das in die Werkzeuge des Preformings integrierbar sein soll und durch einen rein statischen Betrieb ohne Relativbewegung zum Prüfling Aussagen über seine Qualitätsmerkmale liefern soll.

4.1 Sensorkonzept

Aufgrund der hohen Tauglichkeit halbtransformatorischer Spulenordnungen wird dieses Sensorkonzept auf Wirbelstromsensor-Arrays übertragen. Dabei ist eine elektrische Spule mittig um einen darum ringförmig angeordneten Kranz weiterer elektrischer Spulen angeordnet. Wird somit eine elektrische Spannung an die mittig positionierte Spule angelegt, induziert diese eine elektrische Spannung in den ringsum außen positionierten Spulen. Wird diese Spulenordnung auf einer Kohlenstofffaseroberfläche positioniert, müsste sich der Betrag der induzierten Spannung zwischen den Spulen innerhalb des Kranzes abhängig von der Faserbündelorientierung unterscheiden. Integriert man diese Spulenordnung in ein Preform-Werkzeug und führt das beschriebene Messprinzip während eines Umformprozesses durch, erlaubt der Ansatz eine prozessintegrierte Messung von Faserbündelorientierungen im RTM-Prozess. Abbildung 4-1 bildet diesen Ansatz schematisch nach.

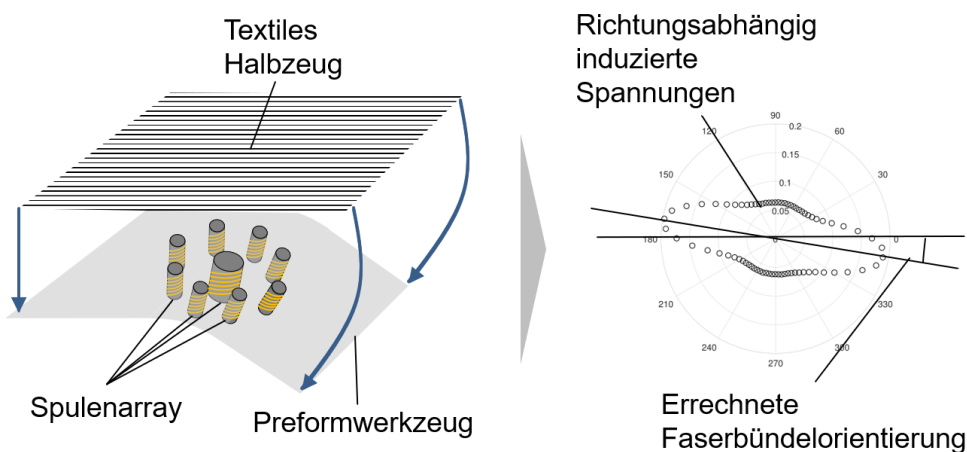


Abbildung 4-1: Integrationskonzept für Wirbelstromsensor-Arrays im Preforming

4.2 Forschungsfragen

Die Spulen, die als Grundelemente des Arrays in Frage kommen, können gemäß dem Stand der Forschung verschiedene Bauformen haben und damit zu individuellen Vorteilen in der Auslegung und dem Betrieb des Sensors führen. Der dokumentierte Stand der Forschung und Technik liefert dabei zwar individuelle Ansätze, die jedoch keine Vergleichbarkeit untereinander erlauben. Daher lassen sich folgende Forschungsfragen formulieren:

- 1) Welche Spulenbauform und -geometrie bietet Vorteile hinsichtlich des Informationsgehaltes bei der Prüfung von Faserhalbzeugen?
- 2) Welche der zu untersuchenden elektrischen Spulen ist von räumlichen Parametern am wenigsten beeinflusst und erlaubt damit einen Einsatz in nicht ebenen Formwerkzeugen?
- 3) Welche Gestaltungsgrenzen lassen sich in Hinblick auf 2) ableiten, bis zu denen eine eindeutige Charakterisierung des Prüflings möglich ist?
- 4) Sind gemäß der identifizierten Gestaltungsfreiräume und -grenzen beschaffene Sensor-Arrays in der Lage, Faserorientierungen von textilen Halbzeugen ohne mechanische Relativbewegung eindeutig zu charakterisieren?
- 5) Welche Messunsicherheit geht mit den Messergebnissen einher?
- 6) Lassen sich typische Defekte im textilen Halbzeug durch den statischen Einsatz von Wirbelstromsensor-Arrays erfassen und eindeutig klassifizieren?

4.3 Methodischer Lösungsansatz

Um obige Forschungsfragen zu beantworten, basiert der vorgestellte methodische Lösungsansatz auf vier Hauptschritten, die in nachfolgender Abbildung dargestellt sind.

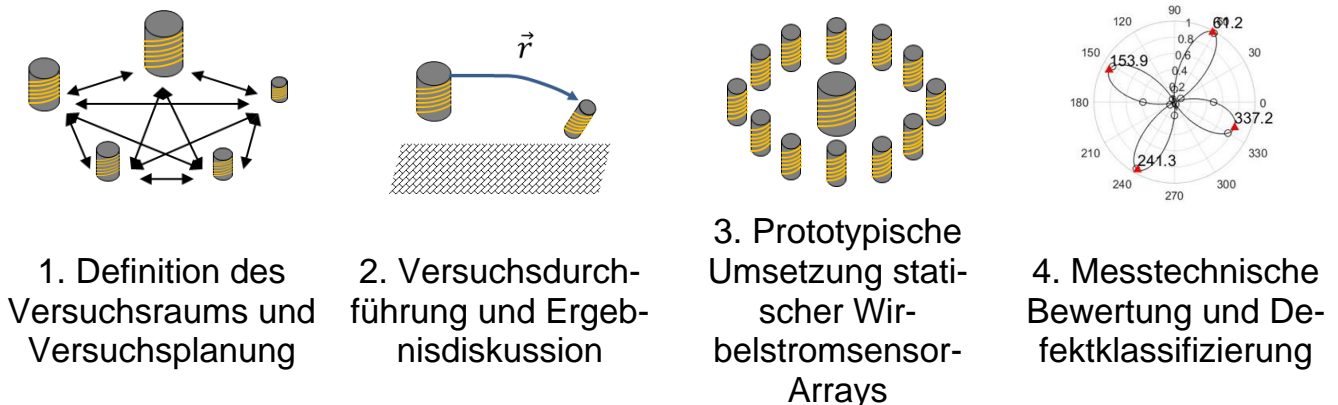


Abbildung 4-2: Methodischer Lösungsansatz

Im ersten Schritt erfolgt das Aufspannen eines Versuchsraums, innerhalb dessen verschiedene grundsätzliche Ausprägungen eines Sensor-Arrays untersucht werden. Dies basiert auf der systematischen paarweisen Untersuchung des Signalübertragungsverhaltens jeweils zwischen einer Sende- und einer Empfängerspule. Dafür werden relevante Gestaltungs- und Betriebsparameter systematisch variiert und anschließend auf ein Spulen-Array übertragen.

Zu den untersuchten Parametern gehören sowohl Spulenbauformen, die sowohl in Form von Zylinder- sowie Flachspulen ausgeführt sind, sowie ihre räumliche Anordnung zueinander, die innerhalb eines starren Preforming-Werkzeuges eingenommen werden kann. Zu den untersuchten Geometrieparametern gehören sowohl verschiedene Abstände und Anordnungen der Spulen entlang der Raumachsen sowie ihre Verkipfung zueinander.

Neben den definierten Faktorstufen gehen aus diesem Schritt zudem Zielgrößen für einen statistischen Versuchsplan hervor, anhand dessen die untersuchten Spulenkonfigurationen durch mathematische Modellbildung bewertet werden sollen. Die Zielgrößen berücksichtigen dabei sowohl messaufgabenunabhängige als auch messaufgabenspezifische Eigenschaften, die das Übertragungsverhalten beeinflussen.

Aufgrund der hohen Anzahl an Einzelversuchen wird ein Versuchsstand entwickelt und vorgestellt, an dem der erzeugte Versuchsplan im **zweiten Schritt** experimentell durchgeführt wird. Die Auswertung der Versuchsergebnisse in Bezug auf die definierten Zielgrößen erlaubt eine systematische Bewertung der Einflüsse der untersuchten Faktoren. Daraus erfolgt die Ableitung konkreter Designgrenzen, die bei der Ausgestaltung des Sensors beachtet werden müssen, um die Messaufgabe erfüllen zu können.

Im darauffolgenden **dritten Schritt** werden die Erkenntnisse in verschiedene Ausführungen prototypischer Wirbelstromsensor-Arrays übersetzt. Dafür muss eine Systemstruktur definiert werden, die sowohl aus mechanischen, elektronischen sowie informationstechnischen Komponenten besteht, die den Sensorbetrieb ermöglichen. Gemäß den vorhergehenden Schritten werden die als optimal ermittelten Sensorpaarkonfigurationen in einem Sensorgehäuse innerhalb eines ggf. komplex geformten Preforming-Werkzeugs untergebracht, das in direktem Kontakt mit dem umzuformenden Preform steht. Durch eine Multiplexer-Schaltung, die sich in der Sensorperipherie befindet, können verschiedene Sensorpaare gezielt angesteuert und die induzierten

Spannungen in Abhängigkeit des jeweils geschalteten Sensorpaares gemessen werden. Eine Nutzerschnittstelle dient dabei sowohl der Definition einer geeigneten Schaltstrategie als auch der Festlegung der Messparameter. Eine direkte Anbindung zur Spannungsmessung erlaubt die Auswertung der Sensorsignale und deren Umrechnung in eine Faservorzugsorientierung des charakterisierten Preforms.

Das somit geschaffene System wird im **vierten Schritt** auf seine Tauglichkeit als Messsystem durch eine Messunsicherheitsermittlung nach VDA Band 5 bewertet. Dies geschieht anhand definierter Referenzkörper, die eine hohe geometrische und strukturelle Ähnlichkeit zu realen Preforms haben. Zudem erfolgt eine experimentelle Bewertung darüber, inwiefern das entwickelte System in der Lage ist, neben der Erfüllung der Messaufgabe einzelne qualitätskritische Defekte verschiedener Größen zu erfassen. Dafür werden defektbehaftete Proben mit verschiedenen Ausprägungen gefertigt und mit einem Wirbelstromsensor-Array untersucht. Eine analytische Bewertung der Signale soll die Überführung charakteristischer Merkmale in einen Ansatz des Machine Learnings (ML) ermöglichen, um die untersuchten Defekte voneinander unterscheiden zu können. Die Implementierung und Bewertung der ML-Methode bildet den Abschluss der vorgestellten Arbeit, mit dem die Forschungsfragen beantwortet werden sollen.

Studentische Arbeiten, die in diesem Rahmen inhaltlich als auch organisatorisch vom Autor der vorliegenden Arbeit angeleitet wurden, sind im Folgenden in der Form (A_<Nachname> <Jahr>) aufgeführt.

5 Definition des Versuchsraums und Versuchsplanung

Um ein prozessintegrierbares Wirbelstromsensor-Arraysystem optimal gestalten zu können, sollen die Mittel der statistischen Versuchsplanung eingesetzt werden. Dies geschieht, um die Einflüsse unterschiedlicher Sensorausprägungen auf eine definierte Messgröße quantitativ bewerten zu können. Dazu gehört zunächst die Definition relevanter Einflussfaktoren, um diese einander gegenüberstellen zu können, sowie die Formulierung von Zielgrößen, nach denen die Bewertung und quantitative Ermittlung von Gestaltungsgrenzen erfolgt. Im Anschluss dazu wird ein Prüfstand vorgestellt, mit dem die Experimente durchgeführt werden, um die Zusammenhänge zwischen Einflussfaktoren und Zielgrößen zu ermitteln.

5.1 Untersuchte Einflussfaktoren

Gemäß der Grundlagen sowie des dokumentierten Stands der Forschung gehören die Spulenbauform sowie die relative Lage zueinander zu den wesentlichen Einflussfaktoren bei der Gestaltung halbtransformatorischer Sensoren. Daher werden deren untersuchte Ausprägungen im Folgenden im Detail erläutert.

5.1.1 Spulenbauform




Die Analyse der Einflüsse durch die Spulenbauform soll im Rahmen der Untersuchungen derart gegenübergestellt werden, dass die Auswahl zwischen verschiedenen möglichen Kombinationen zwischen Sender und Empfänger möglich wird. Dies ist im Stand der Forschung bislang nur individuell untersucht worden und erlaubt insbesondere keine direkte Übertragbarkeit der Ergebnisse zwischen den vorgestellten Ansätzen. Daher werden sowohl Zylinderspulen mit Ferritkernen unterschiedlicher Bauformen als auch PCB-basierte Flachspulen als physische Elemente eines Sensor-Arrays miteinander kombiniert und auf ihr Übertragungsverhalten hin untersucht.

Daraus lässt sich für den zweiten Methodenschritt gemäß Kapitel 4.3 die optimale Spulenpaarung innerhalb eines Arrays ableiten. Dieses Vorgehen ist deswegen notwendig, da nach Salski Flachspulen zwar mit großen Vorteilen in der Fertigung und ihrer mechanischen Robustheit einhergehen, jedoch keine Aussage darüber getroffen werden kann, welche Einsatzgrenzen im Vergleich zu konventionellen Zylinderspulen bestehen. (Salski et al. 2015)

5.1.1.1 Zylinderspulen

Die verwendeten Zylinderspulen bestehen aus einem Kupferlackdraht der Stärke 0,5 mm sowie einem Ferritkern mit $\mu_r \approx 1000 \text{ V}\cdot\text{s}\cdot\text{A}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$. Die Querschnittsgeometrien der Zylinderspulen sind in drei Varianten ausgeführt, die sich in Durchmesser und Grundform unterscheiden. Die Induktivitäten sowie die Resonanzfrequenzen, die sich für die gegebenen Formen errechnen lassen, sind in Tabelle 5-1 aufgeführt.

Tabelle 5-1: Untersuchte Zylinderspulen (A_Neumann 2018)





Bezeichnung	S ₁	S ₂	S ₃
			
Durchmesser/Kantenlängen	8 mm	4 mm	2 mm/10 mm
Windungszahl	10	10	10
Induktivität	1176,093 nH	633,887 nH	1092,807 nH
Resonanzfrequenz	226,12 MHz	447,56 MHz	132,37 MHz

Es wird deutlich, dass die Induktivitäten der Spulen erwartungsgemäß mit einer vergrößerten Querschnittsfläche steigen. Die Resonanzfrequenzen liegen in einem Bereich, der Prüffrequenzen zwischen 13,2 MHz und 44,7 MHz erlaubt, sofern berücksichtigt wird, dass diese nicht mehr als 10% der Resonanzfrequenz betragen dürfen (Stegemann 2010).

5.1.1.2 Flachspulen

Die realisierten PCB-basierten Flachspulen bestehen aus im Querschnitt rechteckigen Kupferbahnen. Die Gestaltung der Kupferbahnverläufe erfolgt in verschiedenen geometrischen Formen, die Einfluss auf die elektrische Induktivität und damit auf das Übertragungsverhalten zwischen Sende- und Empfängerspulen haben können. So soll durch die Gestaltung rechteckiger Grundformen ermittelt werden, ob sich analog zu den im Stand der Forschung beschriebenen Zylinderspulen ein Vorteil erreichen lässt, indem die Windungen mit der Faserorientierung während der Prüfung fluchten. Im Vergleich dazu wird hingegen eine kreisrunde, spiralförmige Spule verwendet. Die beschriebenen Spulenformen sowie ihre Charakteristika sind in nachfolgender Tabelle einander gegenübergestellt. Die exakten Abmessungen der Induktivitäten sind dem Anhang A.1 zu entnehmen.

Tabelle 5-2: Untersuchte Flachspulen

Bezeichnung	P ₁	P ₂	P ₃	P ₄
				
Durchmesser/Kantenlängen	25,05 mm/ 7,25 mm	17,75 mm/ 7,25 mm	10,85 mm/ 7,25 mm	12 mm
Windungszahl	10	10	10	10
Induktivität	1751,1 nH	1163,5 nH	623,13 nH	1344,1 nH
Resonanzfrequenz	90,00 MHz	120,07 MHz	185,63 MHz	125,07 MHz

Es ist zu sehen, dass die elektrischen Kenngrößen sich deutlich unterscheiden, was auf die unterschiedlichen Formen der Spulen sowie die Leiterquerschnitte zurückzuführen ist. Dies lässt zwar unterschiedliche Betriebsverhaltensweisen während der Untersuchungen erwarten. Ebenso wie im Fall der Zylinderspulen variieren die Induktivitäten in Abhängigkeit der Querschnittsflächen. Die Resonanzfrequenzen liegen zwischen 90 MHz und 185 MHz und wurden experimentell ermittelt. Die frequenzabhängigen Impedanzkennlinien sind im Anhang A.2 zu sehen. Bei Beachtung der 10%-Grenze nach Stegemann liegen die erlaubten Prüffrequenzen somit im Bereich zwischen 9 MHz und 18,5 MHz.

5.1.2 Relativposition

In halbtransformatorischen Anordnungen lässt sich neben der Spulengestalt auch die relative Anordnung der verwendeten Spulen variieren. Um die zu untersuchenden räumlichen Anordnungen in relevante Einzelbestandteile reduzieren zu können, kann der Versuchsraum anhand typischer Werkzeuggeometrien definiert werden. Im Rahmen der Arbeit soll die Integrierbarkeit in ebene sowie einfach gekrümmte Werkzeuggeometrien angestrebt werden. Mehrfach gekrümmte Geometrien werden nicht betrachtet. Grund dafür ist, dass eine mehrfach gekrümmte Fläche sich durch die Krümmung zweier einzelner Flächen ergibt. Somit können die damit verbundenen Einflüsse demnach ebenso durch die Untersuchung einfach gekrümmter Flächen identifiziert werden.

Zur allgemein gültigen Darstellung der Relativpositionen entlang einer einfach gekrümmten Werkzeugoberfläche kann ein Vektor \vec{r} zur Veranschaulichung genutzt werden, der zwischen einer Sende- und einer Empfängerspule aufgespannt wird, was in Abbildung 5-1 zu sehen ist.

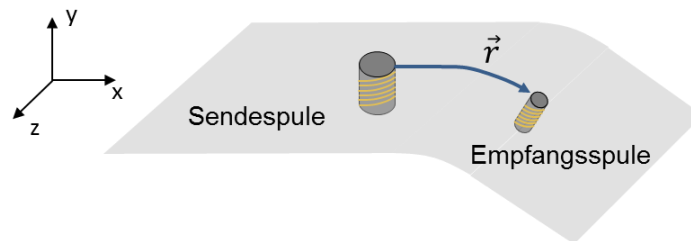


Abbildung 5-1: Allgemeine Darstellung der Relativposition zwischen Sende- und Empfängerspule in einem Preformingwerkzeug

Es ist anzunehmen, dass die magnetische Feldstärke mit zunehmendem Abstand vom Mittelpunkt der Senderspule abnimmt, was sich negativ auf die induzierte Spannung in der Empfängerspule auswirkt. Vervielfacht man diese Modellvorstellung auf mehrere Empfängerspulen, die um eine Senderspule angeordnet sind, wird deutlich, dass der Vektor \vec{r} und seine Bestandteile sich in den Raumrichtungsanteilen in x, y und z unterscheiden können. Daher werden die wesentlichen geometrischen Bestandteile des Vektors \vec{r} und ihr Einfluss auf die Übertragungseigenschaften entsprechend vektoriell aufgeteilt. Die dabei auftretenden Anteile bestehen daher aus dem „radialen Versatz“, dem „lateraler Versatz“, der „Verkipfung“ und dem „Tiefenversatz“. Diese Anteile sowie ihre Ausprägungen in halbtransformatorischen Anordnungen sind in Abbildung 5-2 dargestellt.

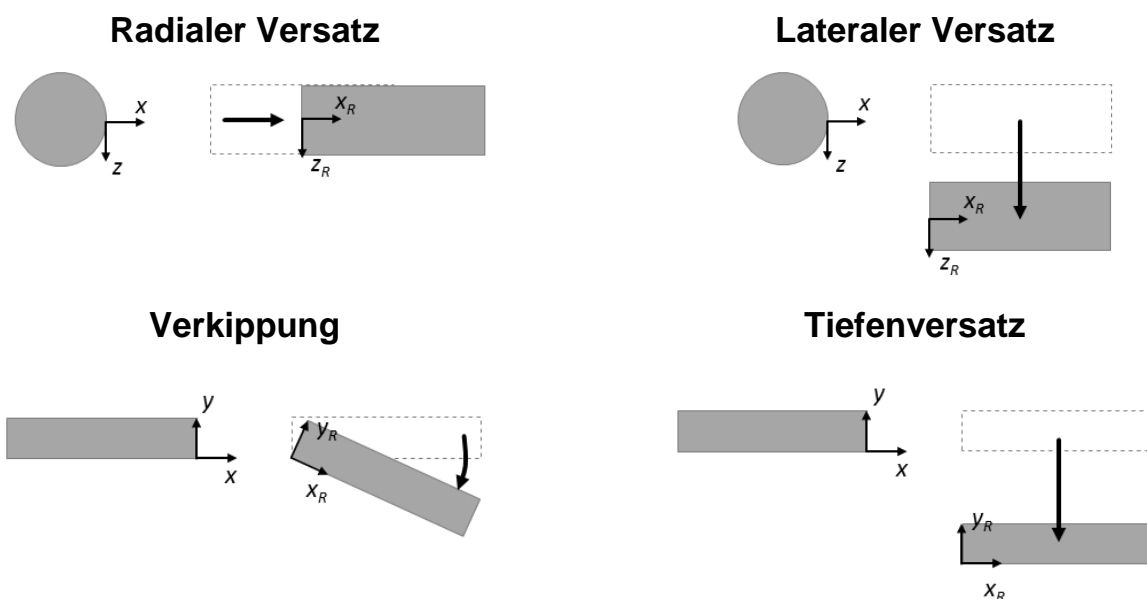


Abbildung 5-2: Untersuchte geometrische Faktoren nach (Berger & Lanza 2017)

Durch Kombination verschiedener Ausprägungen dieser Faktoren lässt sich jede räumliche Konfiguration zwischen einer Senderspule und einer Empfängerspule sowohl auf ebenen als auch auf gekrümmten Oberflächen abbilden. Eine Verkippung der Empfängerspule um die Achse x_R wird nicht gesondert betrachtet. Der Grund dafür ist, dass sich diese Ausprägung bei einem lateralen Versatz in Kombination mit einer Verkippung zwangsläufig einstellt und daher als vorhersagbare Störgröße mit in die Betrachtungen einfließt.

5.1.3 Material und Geometrie

Neben den geometrischen Faktoren beeinflusst die Materialstruktur des Messobjektes gemäß der in den Grundlagen vorgestellten Materialgleichungen die Übertragungseigenschaften eines halbtransformatorischen Aufbaus. Für die Untersuchungen sollen daher reale Materialproben verwendet werden, um deren Einflüsse und Wechselwirkungen neben den geometrischen Faktoren bewerten zu können. Dafür wird das Material Torayca FT300B mit 3K Rovings als Leinwandbindung verwendet, dessen Faserbündelorientierungen sowohl durch den paarweisen Spulenaufbau als auch durch die zu entwickelnden Sensor-Arrays gemessen werden sollen.

Das Textil wird im Rahmen der Untersuchungen manuell auf Probekörper mit definierten Geometrien drapiert und mit einem industriellen Sprühkleber 3M-SW77 fixiert, der typischerweise für manuelle Preform-Prozesse verwendet wird. Die Lagenstruktur besteht dabei aus einer oder mehreren Einzellagen, die in gleicher Orientierung auf die Oberfläche des Trägermaterials aufgebracht werden.

Die Geometrien der Trägerkörper beschränken sich auf ebene sowie einfach gekrümmte schalenförmige Geometrien mit einer Grundfläche von $100 \cdot 100 \text{ mm}^2$. Um die Ähnlichkeitsbedingungen für die Messabläufe anhand der definierten Körper umsetzen zu können, muss gewährleistet werden, dass die Struktur des Referenzkörpers die zu bewertende Messmethode nicht negativ beeinträchtigt. Dies gilt insbesondere für die elektrischen Effekte der Wirbelstromprüfung. Zudem müssen die geometrischen Eigenschaften mit denen der Formwerkzeuge des Preformings vergleichbar sein. Aus diesen Gründen wird das Ureol als Formmaterial verwendet, das im Formenbau etabliert ist und eine gute Eignung hinsichtlich mechanischer Zerspanbarkeit aufweist. Auf dessen Oberfläche wird das textile Kohlenstofffaserhalbzeug in oben beschriebener Form drapiert. Daraus ergibt sich eine realitätsnahe Nachbildung zu

prüfender Kohlenstofffaserbauteile, anhand derer das untersuchte Sensorprinzip bewertet wird. Die CAD-Modelle der Grundgeometrien sind in Abbildung 5-3 zu sehen.

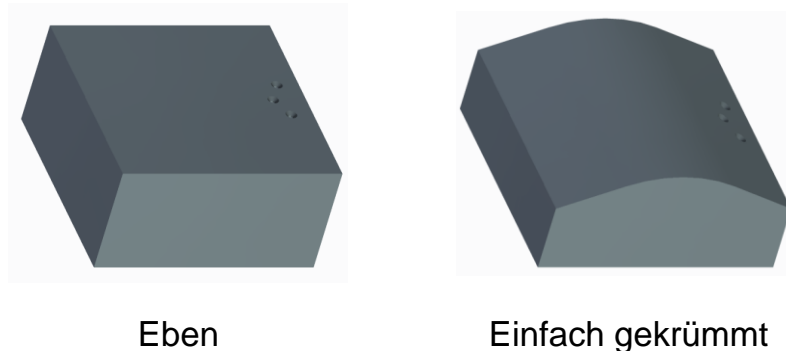


Abbildung 5-3: Referenzkörpergeometrien (A_Will 2017)

Die ebenen Ausführungen der Referenzkörper werden mit Lagenanzahlen 1, 2, 3 und 4 drapiert. Relevante Einsatzfälle, bei denen die Umformung einer geringen Anzahl an Kohlenstofffasertextilien eine hohe Wichtigkeit hat, ist beispielsweise das Preforming von sog. Subpreforms oder Patches, bei denen nicht der gesamte Lagen-Stack mit einem Prozessschritt umgeformt wird, sondern auch Einzelumformungen stattfinden (Ballier et al. 2015). Eine höhere Lagenanzahl von vier entspricht hingegen einer realitätsnahen Anwendung beim Umformen industrierelevanter Preform-Strukturen. Die einfach gekrümmten Probekörper werden lediglich für die Erprobung nicht ebener Sensorformen im Rahmen der Validierung des statischen Sensorkonzeptes verwendet.

5.2 Zielgrößen

Um eine vergleichende Gegenüberstellung einzelner Einflussfaktoren zu ermöglichen, müssen im Sinne der statistischen Versuchsplanung konkrete Zielgrößen definiert werden, anhand derer die beschriebenen Einflüsse quantitativ verglichen werden können. Ausgangspunkt für die Erfassung der Zielgrößen ist gemäß der erläuterten theoretischen Grundlagen die gemessene induzierte Spannung in der Empfängerspule innerhalb einer halbtransformatorischen Anordnung, die mit in Abbildung 5-4 dargestellter Systemstruktur ermittelt werden kann. Die hochfrequente Wechselspannung auf der Senderseite wird mit dem Funktionsgenerator des Typs HP 33120A erzeugt, wohingegen die induzierte Spannung mit einem USB-Oszilloskop des Typs Digilent Discovery 2 gemessen wird (Hewlett Packard 1998; Digilent 2015). Der Frequenzbereich für das generierte Signal wird zwischen 10 MHz und 15 MHz variiert, da sich dieser im dokumentierten Stand der Forschung als geeignet für die Prüfung von Koh-

lenstofffasern herausgestellt hat. Außerdem berücksichtigt dieser die gemessenen Resonanzfrequenzen der verwendeten Spulen.

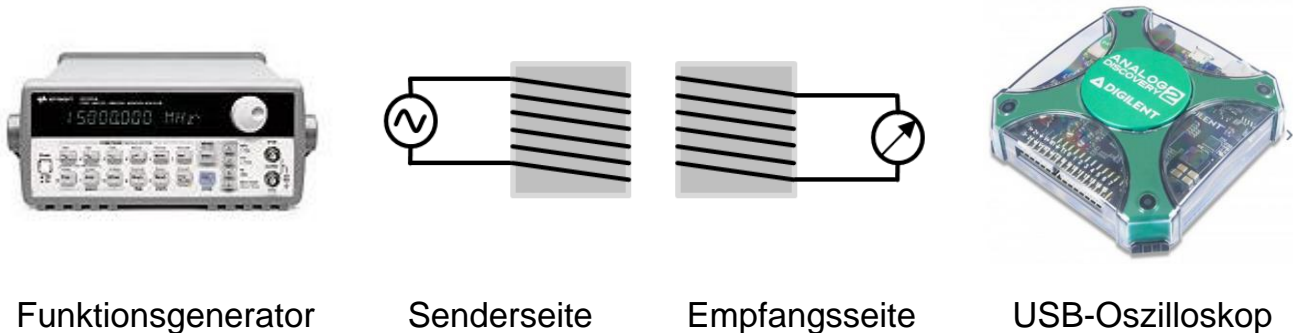


Abbildung 5-4: Schema des halbtransformatorischen Sensoraufbaus (Hewlett Packard 1998; Digilent 2015)

Die Messung des Signals, also die Abtastrate des Oszilloskops, muss unter Berücksichtigung des Shannon Theorems erfolgen (Shannon 2001). Dieses erfordert, dass die Messfrequenz mindestens doppelt so groß sein muss wie die Frequenz des zu messenden Signals, um dieses vollständig rekonstruieren zu können (Bruns & Meyer-Wegener 2005). Damit beträgt die Mindestabtastrate im definierten Anregungsbereich 30 MS/s. Das rekonstruierte Signal muss anschließend in einen interpretierbaren Wert überführt werden. Dafür ist die Errechnung des Effektivwerts der gemessenen Spannungswerte $u_{eff,i}$ über einen definierten Zeitverlauf der diskreten Schritte n geeignet und stellt zudem eine Möglichkeit dar, geringe Schwankungen im Amplitudenverlauf zu glätten. Die Errechnung des Effektivwertes erfolgt nach Gleichung (17).

$$U_{eff} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{l=1}^n u_{eff,i}^2} \quad (17)$$

Auf Basis dieses Wertes kann je variiertes Faktorstufe ein charakteristischer Wert errechnet werden, mit dem sich das Übertragungsverhalten zwischen Sende- und Empfängerspule beschreiben lässt.

Die Interpretation des Faserwinkels hängt maßgeblich von der Signifikanz und Wiederholbarkeit der dargestellten Effektivwertverläufe über den Umfang von 360° ab. Durch die räumliche Ausbreitung des erzeugten Magnetfeldes sowie der Wirbelströme ist es naheliegend, dass sich die Qualität des Messsignals mit veränderten Relativpositionen verändert. Dies wird deutlich, wenn man den radialen Abstand zwischen Sende- und Empfängerspule während der Rotationsbewegung der Materialprobe zu-

nehmend erhöht. Die Auswirkungen auf die gemessene effektiv induzierte Spannung sind in Abbildung 5-5 zu sehen. Die Ordinate entspricht dabei der gemessenen induzierten Spannung, die Abszissen tragen die Rotation des Prüfkörpers sowie den zunehmenden radialen Versatz zwischen Sender und Empfänger auf.

Es ist zu sehen, dass bei geringem Sender-Empfänger-Abstand deutlich ausgeprägte Maxima zu sehen sind, die mit einem hohen Informationsgehalt bei der Prüfung verbunden sind. Die Positionen der lokalen Maxima entsprechen den Orientierungen der Faserbündel unterhalb des rotierenden Aufbaus, die mit zunehmendem Sender-Empfänger Abstand immerzu an Signifikanz verlieren.

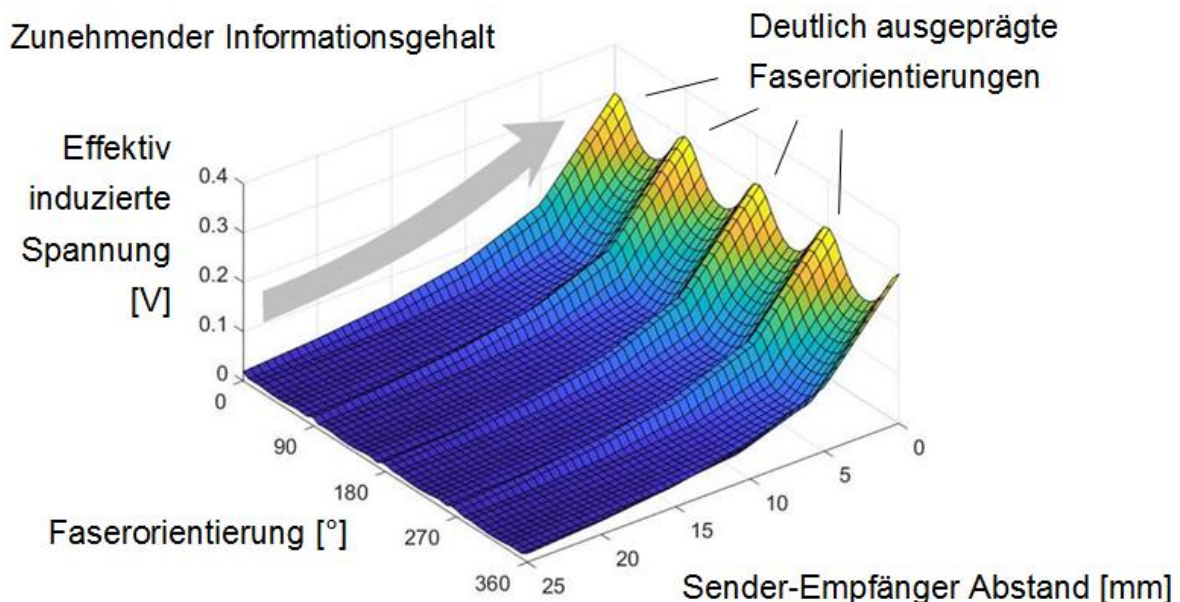


Abbildung 5-5: Trade-Off zwischen Bauraum und Signalamplitude nach (A_Neumann 2018)

Im Gegenzug dazu bietet ein höherer radialer Versatz allerdings größere Freiheiten in der Gestaltung eines Sensor-Arrays, da so mehr Spulenelemente über einen definierten Umfang gleichbleibenden Abstandes zwischen Sender und Empfänger positioniert werden können.

Aus diesem Grund müssen aus den Verläufen der effektiv induzierten Spannung Kenngrößen definiert werden, mit denen konkrete Gestaltungsgrenzen abgeleitet werden können. Die damit einhergehende Aussage erlaubt die Identifikation maximal möglicher radialer, lateraler sowie Tiefenversätze und der Verkippung zwischen zwei Spulen.

Durch Auswertung der Kenngrößen sollen folgende Fragen beantwortet werden:

- Mit welcher Spulenkombination können die größten Gestaltungsfreiheiten gewonnen werden und welche geometrischen Faktoren haben den größten Einfluss auf das Signalübertragungsverhalten?
- Welche Spulenkombination erlaubt eine eindeutige Charakterisierung des untersuchten Kohlenstofffasermaterials und welche Einsatzgrenzen existieren spulenformabhängig?

Der Unterschied bei der Beantwortung der Fragen ist, dass erstere nicht zwangsläufig vom untersuchten Material abhängig ist, wohingegen für die zweite Frage eine Untersuchung in Abhängigkeit von Kohlenstofffaserproben notwendig ist. Daher wird bei der Auswertung der Versuche eine Strategie verfolgt, bei der in einer ersten Versuchsreihe die Einflüsse der reinen geometrischen Faktoren ermittelt werden müssen. Dies bietet den Vorteil, nicht für jede geometrische Ausprägung einen eigenen Probekörper fertigen zu müssen, sondern nach einer Vorauswahl in einem zweiten Schritt lediglich die relevanten Faktoren in Wechselwirkung mit dem zu untersuchenden Material fokussiert untersuchen zu können. Die dafür verwendeten Kennwerte, die sich aus der effektiv induzierten Spannung berechnet werden, werden im Folgenden detailliert beschrieben.

5.2.1 Amplitude der effektiv induzierten Spannung

Bei der Amplitude der effektiv induzierten Spannung handelt es sich um eine materialunabhängige Größe, die während der Variation der Spulenformen und geometrischen Faktoren gemessen werden soll. Diese Zielgröße entspricht der effektiv induzierten Spannung gemäß Gleichung (17). Ausgehend von der Auswertung der Einflüsse dieses Faktors werden mathematische Modellgleichungen aufgestellt und auf ihre Adäquatheit hin untersucht, um ihre Einzeleinflüsse sowie möglichen Wechselwirkungen miteinander bewerten zu können. Die Analyse der Koeffizienten der mathematischen Modelle erlaubt die Bewertung von linearen, quadratischen sowie zweifach wechselwirkenden Einflüssen. Diese hat folgende Grundform:

$$U(h, v, \varphi, l) = \begin{aligned} & b_0 && \text{Absolutglied} \\ & + b_1 \cdot h + b_2 \cdot v + b_3 \cdot \varphi + b_4 \cdot l && \text{Linear} \\ & + b_5 \cdot h^2 + b_6 \cdot v^2 + b_7 \cdot \varphi^2 + b_8 \cdot l^2 && \text{Quadratisch} \end{aligned} \quad (18)$$

$$+b_9 \cdot h \cdot v + b_{10} \cdot h \cdot \varphi + b_{11} \cdot h \cdot l + b_{12} \cdot v \cdot \varphi + b_{13} \cdot v \cdot l + b_{14} \cdot \varphi \cdot l$$

Zweifachwechsel-
wirkungen

mit dem radialen Abstand h , vertikalem Abstand v , Verkipfung φ sowie lateralem Abstand l .

Auf dieser Basis werden erste relevante Einflussfaktoren und Spulenkombinationen identifiziert, die sich durch eine gute Signalübertragbarkeit kennzeichnen.

Nach Aufstellung der spulenpaarabhängigen Gleichungen werden die Charakteristika beider untersuchter Spulenbauformen sowie die Einflüsse durch geometrische Parameter bewertet. Daraufhin werden konkrete Geometrien für Probekörper definiert, mit denen die als relevant ermittelten geometrischen Einflussfaktoren in Wechselwirkung mit dem Material untersucht werden.

5.2.2 Amplitudenverlauf zwischen Kett- und Schussrichtung

Um neben den materialunabhängigen Zielgrößen auch materialabhängige Zielgrößen ableiten zu können, müssen die Sensorkennlinien, wie sie in den Abbildung 2-15 und Abbildung 2-16 zu sehen sind, auf ihre charakteristischen Merkmale heruntergebrochen werden.

Die sog. Direktionalität des Messsignals stellt die Richtungsabhängigkeit der effektiv induzierten Spannung von der relativen Faserorientierung gegenüber der Spulenordnung dar und ist durch den Amplitudenverlauf des Messsignals gekennzeichnet. Dieser Amplitudenverlauf muss einen Mindestbetrag einer induzierten Spannung entlang der gemessenen Faserrichtung haben, damit diese von einer anderen, ggf. unerwünschten Faserorientierung unterschieden werden kann.

Die Formulierung dieses Kennwertes ist aus messtechnischer Sicht deswegen notwendig, da der messbare Unterschied zwischen zwei unterschiedlichen Faserwinkeln hinreichend groß sein muss, um innerhalb einer festgelegten Toleranzbreite in der industriellen Fertigung gemessen werden zu können. VDA-Band 5.1 formuliert diese Forderung in Form der Kenngröße %RE (VDA Band 5.1 2011). Diese drückt das prozentuale Verhältnis zwischen der Auflösung RE eines Messmittels zu der zu fertigen Toleranz RF aus, das maximal 5% betragen darf. Nachstehende Gleichung beschreibt diesen Sachverhalt:

$$\%RE = \frac{RE}{RF} \cdot 100\% \leq 5\% \quad (19)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Anschaulich bedeutet dies, dass eine Änderung von 1/20 der Toleranzbreite mit einem einzigen Auflösungsschritt des verwendeten Messmittels abgebildet werden kann. Definiert man demnach den Messbereich als eine gemessene induzierte Spannung zwischen einem maximal gemessenen Wert und seinem Minimum, muss das Messsystem eine definierte Anzahl individueller Messwerte anzeigen können, die entlang des Messbereiches verteilt sein müssen. Abbildung 5-6 veranschaulicht diese Forderung nach (19). Das Maximum des sich ergebenden Graphen zeigt dabei im Falle eines Gewebes in Kett- oder Schlussrichtung (bei Geweben 0° und 90°), das Minimum ist zwischen diesen Werten positioniert (bei Geweben bei 45°).

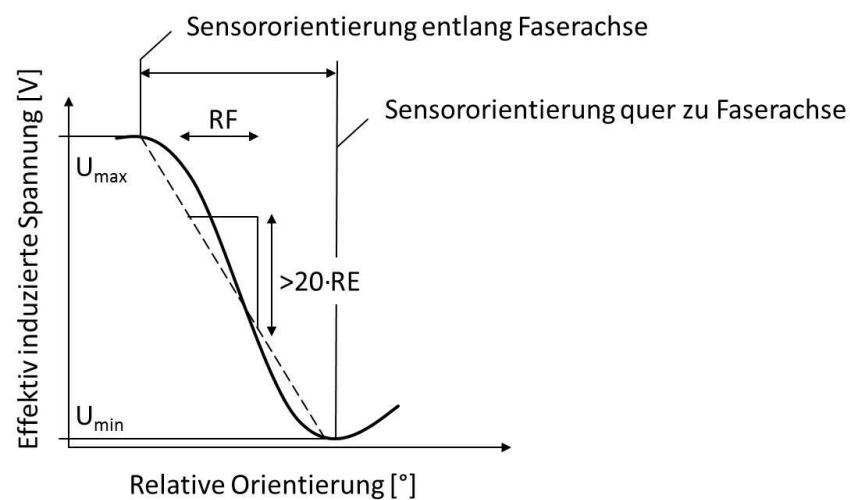


Abbildung 5-6: Schematische Darstellung zur Ermittlung von %RE

Da die Toleranzgrenzen in der Fertigung faserverstärkter Bauteile in $^\circ$ angegeben werden, das Messergebnis durch das verwendete System jedoch in [V] vorliegt, müssen diese Werte ineinander überführt werden, um %RE berechnen zu können. Ist RF also die zu fertigende Toleranz, kann mittels einer linearen Approximation der material- und spulenpaarabhängigen Kennlinie abgeschätzt werden, ob die gemessene maximale Amplitude ausreichend ist, um eine Toleranz von beispielsweise 5° zu messen. RE ist die Auflösung des Messgerätes, das im vorliegenden Fall bei $0,37 \cdot 10^{-3}$ V liegt (Digilent 2015). Stellt man (19) folglich nach RF um, kann mit der beschriebenen Linearisierung auf einen Grenzwert geschlossen werden, der unter Berücksichtigung der 5%-Grenze in der Gesamtamplitude nicht unterschritten werden darf. Dieses ist durch die Differenz zwischen den gemessenen Spannungen zwischen Maximum und Minimum, d. h. in Kett- und Schussrichtung (U_{max}) sowie deren Winkelhalbierenden (U_{min}) messbar.

$$D = U_{max} - U_{min} \quad (20)$$

Wird also eine Toleranzgrenze von 5° vorgegeben, muss das Messgerät physisch mindestens $0,25^\circ$ auflösen können. Bei einer annähernd linearen Kennlinie, deren lokale Extrema auf 0° und 45° Nennwinkel liegen, muss die Gesamtamplitude also bei $D \geq RE \cdot 9 \cdot 20$ liegen, was eine Mindestgrenze von $D=0,066$ V ergibt.

5.2.3 Monotonie materialspezifischer Kennlinien

Neben der vorgestellten Amplitudendifferenz muss ein Maß für den Informationsgehalt des Kennlinienverlaufs hinsichtlich ihrer Monotonie definiert werden. Dieses soll eine Aussage darüber liefern, ob die gewählte Spulenkonfiguration neben der gemessenen Amplitude gemäß Kapitel 5.2.2 auch eine aussagekräftige Anzahl an signifikanten Peaks aufweist, die mit der Faserorientierung des gemessenen Materials eindeutig in Verbindung gebracht werden können. Dieses Maß an Information wird unter anderem durch den bereits erläuterten Plateau-Effekt beeinflusst, der im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen ebenso beobachtet werden konnte. Dabei kommt es in Abhängigkeit von Spulenanordnung, Lagenanzahl und Frequenz irreführenderweise zum Auftreten eines lokalen Maximums an den Positionen der Kennlinien, die nicht zu einer eindeutigen Faserorientierung gehören. Abbildung 5-7 stellt die Veränderung der Kennlinie von einer optimalen Kennlinie (1) hin zu einer Kennlinie mit ausgeprägtem Plateau-effekt (2) dar.

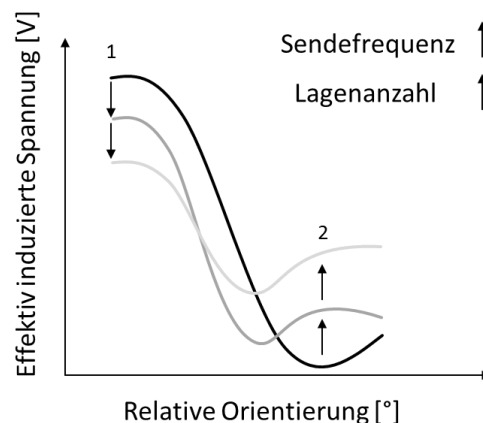


Abbildung 5-7: Plateau-effekt

Das Auftreten des Plateau-Effektes ist für die Messung der Faserorientierung durch das vorgestellte Prinzip nachteilig, da in diesem Fall die gemessene effektiv induzierte Spannung nicht nur einer sondern mehreren Faserorientierungen zugeordnet werden kann. Somit ist die sog. stückweise Monotonie ein Kriterium, das im Zuge der Bewertung des Informationsgehaltes in Form einer Kennzahl herangezogen werden muss,

um verschiedene Sensorkonfigurationen gegeneinander abgrenzen zu können. Diese wird durch die mathematische Differenzierung der approximierten Sensorkennlinie f erreicht, die abschnittsweise den Kriterien gemäß Gleichung (21) genügen müssen.

$$\frac{df}{d\alpha} < 0 \text{ für } \alpha_{||,n} < \alpha \leq \alpha_{\perp,m} \quad \text{und} \quad \frac{df}{d\alpha} > 0 \text{ für } \alpha_{\perp,m} < \alpha \leq \alpha_{||,n+1} \quad (21)$$

$\alpha_{||,n}$ entspricht dabei einem von n vorkommenden Relativwinkeln von 0° zur Kett-/Schussrichtung des untersuchten Materials, $\alpha_{\perp,m}$ hingegen den zu n benachbarten m vorkommenden Winkelhalbierenden zwischen zwei Kett-/Schussrichtungen, an der sich ein lokales Minimum im Kennlinienverlauf befindet (vgl. Abbildung 5-8). $\alpha_{||,n+1}$ entspricht wiederum der nächsten benachbarten Position eines lokalen Maximums etc.

Im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen soll analysiert werden, inwiefern der Plateau-Effekt als Abweichung einer einzuhaltenden Monotonie von den untersuchten Spulenkonfigurationen abhängt. Dafür werden die diskreten, winkelabhängigen Messpunkte u_i herangezogen, aus denen materialabhängige Kennlinien f approximiert hergeleitet werden können. Diese bestehen aus einzelnen Spannungswerten, die im vorliegenden Fall in Winkelinkrementen von 5° gemessen werden und einen spulenpaar-abhängigen Kennlinienverlauf nachbilden, wie in Abbildung 5-8 zu sehen ist.

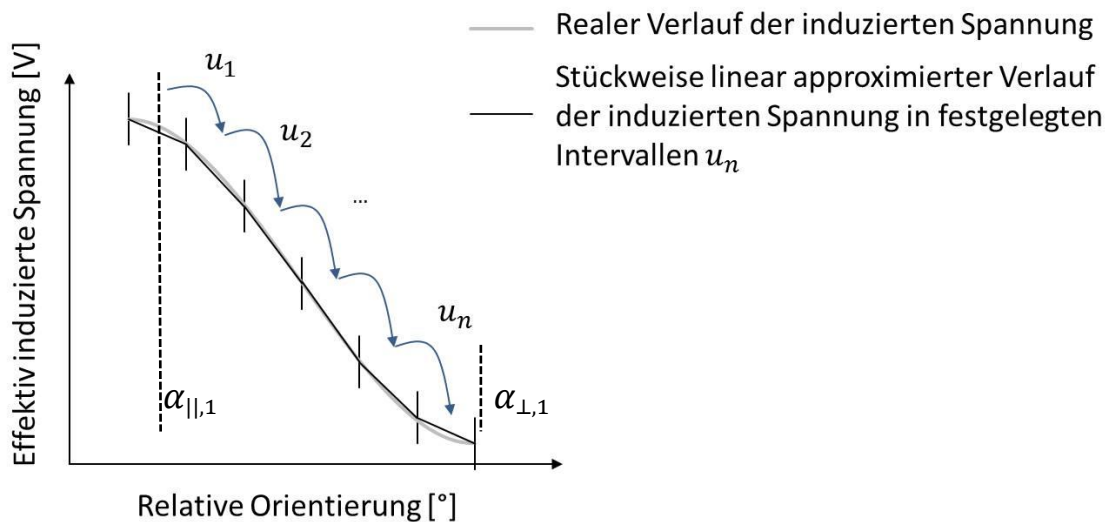


Abbildung 5-8: Ermittlung Monotonieerfüllungsgrades

Zur Errechnung eines Monotoniegrades werden alle Werte u_i mit ihrem vorhergehenden benachbarten Spannungswert u_{i-1} verglichen. Anhand der Gesamtheit aller Spannungswerte der Menge n_{ges} wird damit ein prozentualer Wert errechnet, der angibt, wie viele der Spannungswerte n_{mon} innerhalb eines definierten Monotonieberei-

ches dem Monotoniekriterium genügen. Der Monotoniegrad M wird gemäß Gleichung (22) berechnet.

$$M = \frac{n_{mon}}{n_{ges}} \cdot 100 [\%] \quad (22)$$

Ein Monotoniegrad von 100% muss zwingend erreicht werden, damit ein eindeutiger Zusammenhang zwischen einer Spannung und einem gemessenen Winkel hergestellt werden kann. Im Rahmen der Untersuchungen wird er für alle Messreihen ermittelt und dient als logischer Filter für die Identifikation eines zu bevorzugenden Spulendesigns.

Damit sind alle relevanten Zielgrößen spezifiziert, nach denen die Bewertung der Spulenkonfigurationen erfolgen kann. Der sich daraus ergebende Versuchsplan ist im folgenden Kapitel beschrieben.

5.3 Resultierender Versuchsplan

Gemäß den materialunabhängigen sowie den materialabhängigen Einflussgrößen können zwei Obergruppen für die Versuchspläne gebildet werden, nach denen die beiden folgenden Unterkapitel gegliedert sind.

5.3.1 Materialunabhängige Sensorbewertung

Bei der materialunabhängigen Sensorbewertung werden die in Tabelle 5-3 aufgeführten Faktorstufen unter Messung der Amplitude der effektiv induzierten Spannung als Zielgröße variiert.

Tabelle 5-3: Versuchsparameter zur materialunabhängigen Sensorcharakterisierung

Faktor	Stufenanzahl	Minimalwert	Maximalwert	Inkrement
Spulentyp	2	qualitative Faktorstufen		
Senderspule	3 (Zylinderspule) bzw. 4 (Flachspule)			
Empfängerspule	3 (Zylinderspule) bzw. 4 (Flachspule)			
Radialer Versatz	6	0 mm	25 mm	5 mm
Lateraler Versatz	6	0 mm	10 mm	5 mm
Verkipfung	4	0°	15°	5°
Tiefenversatz	6	0 mm	25 mm	5 mm

Die untersuchten Spulentypen „Zylinderspule“ und „Flachspule“ werden nicht miteinander vermengt, um die Komplexität sich ergebender Konzepte einzuschränken. In den Gruppen der Sende- und Empfängerspulentypen werden hingegen alle möglichen Paarungen an Spulentypen miteinander kombiniert, was zu einer Anzahl von insgesamt 25 möglichen Sensoranordnungen führt. Für jede der Paarungen werden die geometrischen Faktoren „Radialer Versatz“, „Lateraler Versatz“, „Verkipfung“ und „Tiefenversatz“ zunächst auf den angegebenen unteren Faktorstufen auf die optimale Sende- und Empfangsfrequenz untersucht und anschließend in einem allgemein vollfaktoriellen Versuchsplan variiert. Die sich ergebende Versuchsreihe umfasst folglich für diesen Teil der Untersuchungen 10.800 Einzelversuche. Daher wird deutlich, dass eine Vorauswahl geometrischer Faktoren notwendig ist, da nicht für jede Geometriekombination ein individueller Probekörper gefertigt werden muss, um die Materialeinflüsse zu bewerten.

5.3.2 Materialabhängige Sensorbewertung anhand von Probekörpern

Nach Bewertung der reinen Übertragungseigenschaften werden die signifikant einflussreichen Faktoren im Rahmen der materialabhängigen Sensorbewertung herangezogen. Der Versuchsumfang, der sich dadurch für diesen Schritt ergibt, hängt wesentlich davon ab, welche Faktoren sich gemäß der vorhergehenden Versuchsreihe als relevant herausstellen. Auf dieser Basis werden Probekörper mit definierten Geometrien gefertigt und mittels paarweisen Spulenaufbaus hinsichtlich der Amplitu-

dendifferenz und des Monotoniegrades bewertet. Die sich daraus ergebenden Faktorstufen für den Versuchsplan sind in nachfolgender Tabelle dargestellt.

Tabelle 5-4: Versuchsparameter zur materialabhängigen Sensorcharakterisierung

Faktor	Stufenanzahl	Minimalwert	Maximalwert	Inkrement
Spulentyp	2	qualitative Faktorstufen		
Senderspule	3 (Zylinderspule) bzw. 4 (PCB)			
Empfängerspule	3 (Zylinderspule) bzw. 4 (PCB)			
Lagenstruktur	4	1	8	1
Relativanordnungen zwischen Sender- und Empfängerspule	abhängig von der materialunabhängigen Sensorbewertung			

Um die Vielzahl an geometrischen und materialabhängigen Einflussparametern auf die Wirbelstromprüfung quantifizieren zu können, ergeben sich wie bereits geschildert große Versuchsumfänge. Durch manuelle Versuchsdurchführung mehren sich mögliche Störeinflüsse durch einen menschlichen Bediener, weswegen eine automatisierbare Lösung nahe liegt und im Rahmen der vorliegenden Arbeit in Form eines Messprüfstandes realisiert wurde, der im Folgenden beschrieben ist.

5.4 Verwendeter Prüfstandsaufbau

Für die systematische Variation der Spulenkonfigurationen sowie des untersuchten Materials wurde im Rahmen der Arbeit ein automatisierter Versuchsstand konzipiert und entwickelt, mit dem sich die vorgestellten Parameter Fehler unanfällig und unter gleichbleibenden Einsatzbedingungen variieren lassen.

Das Ziel des Prüfstandes ist es, einzelne Positionen von Spulen innerhalb eines Arrays paarweise nachzubilden. Dies geschieht, indem die jeweils untersuchten Spulenpaare in einer mechanischen Vorrichtung eingespannt und in verschiedene relative Anordnungen gebracht werden. Anschließend erfolgt die Messung der effektiv induzierten Spannung in der Empfängerspule.

Gemäß der aufgestellten Versuchspläne aus Kapitel 5.3.1 und 5.3.2 muss dabei zwischen zwei Arten von Versuchen unterschieden werden. Bei materialunabhängigen

Untersuchungen können die Relativpositionen frei variiert werden. Die Ermittlung materialabhängiger Zielgrößen erfordert die Berücksichtigung von Kollisionen mit den Prüfkörpern.

Die folgenden Unterkapitel beschreiben, wie die beschriebenen Features des Prüfstandes umgesetzt sind, um oben beschriebene Zwecke zu erfüllen. Die Betrachtung gliedert sich dabei in die detaillierte Darstellung der mechanischen, der elektrotechnischen sowie der informationstechnischen Struktur des Prüfstandes.

5.4.1 Mechanische Struktur

Das Grundgerüst des Messprüfstandes besteht aus Aluminiumprofilen, die auf einer Grundplatte befestigt sind und ein Portal bilden. Zwischen den Profilen unterhalb des Portals ist ein Rotationstisch mit der Grundplatte verbunden. Auf dem Rotationstisch befindet sich ein Probenhalter, der die zu untersuchenden Referenzkörper durch ein Spannsystem in definierter Ausrichtung aufnehmen kann. An den vertikalen Profilen des Portals sind lineare Positioniereinheiten angebracht, die mit steuerbaren Servomotoren ausgestattet sind und definierte vertikale Bewegungen zulassen.

Diese bilden den vertikalen Tiefenversatz innerhalb des halbtransformatorischen Spulenaufbaus ab. Entlang der Bewegungsrichtung dieser Positioniertische sind Halterungen befestigt, an deren Enden die Spulen mittels eines Klemmsystems in Position gebracht werden können. Dies entspricht der Positionierung der Spulen mit verschiedenen radialen Versätzen. Die relative Verkipfung zwischen den Spulen lässt sich manuell einstellen und durch integrierte Potentiometer kontrollieren. Zusätzliche angebrachte Verfahrachsen erlauben eine Bewegung orthogonal zum radialen Versatz und bilden damit den lateralen Versatz innerhalb des Spulenaufbaus ab.

Damit sind alle vier definierten Freiheitsgrade in der Gestalt von halbtransformatorischen Anordnungen abgebildet. Die Spezifikationen der Kinematiken sind Tabelle 0-2 dem Anhang A.3 zu entnehmen. Abbildung 5-9 zeigt den Zusammenbau des Systems.

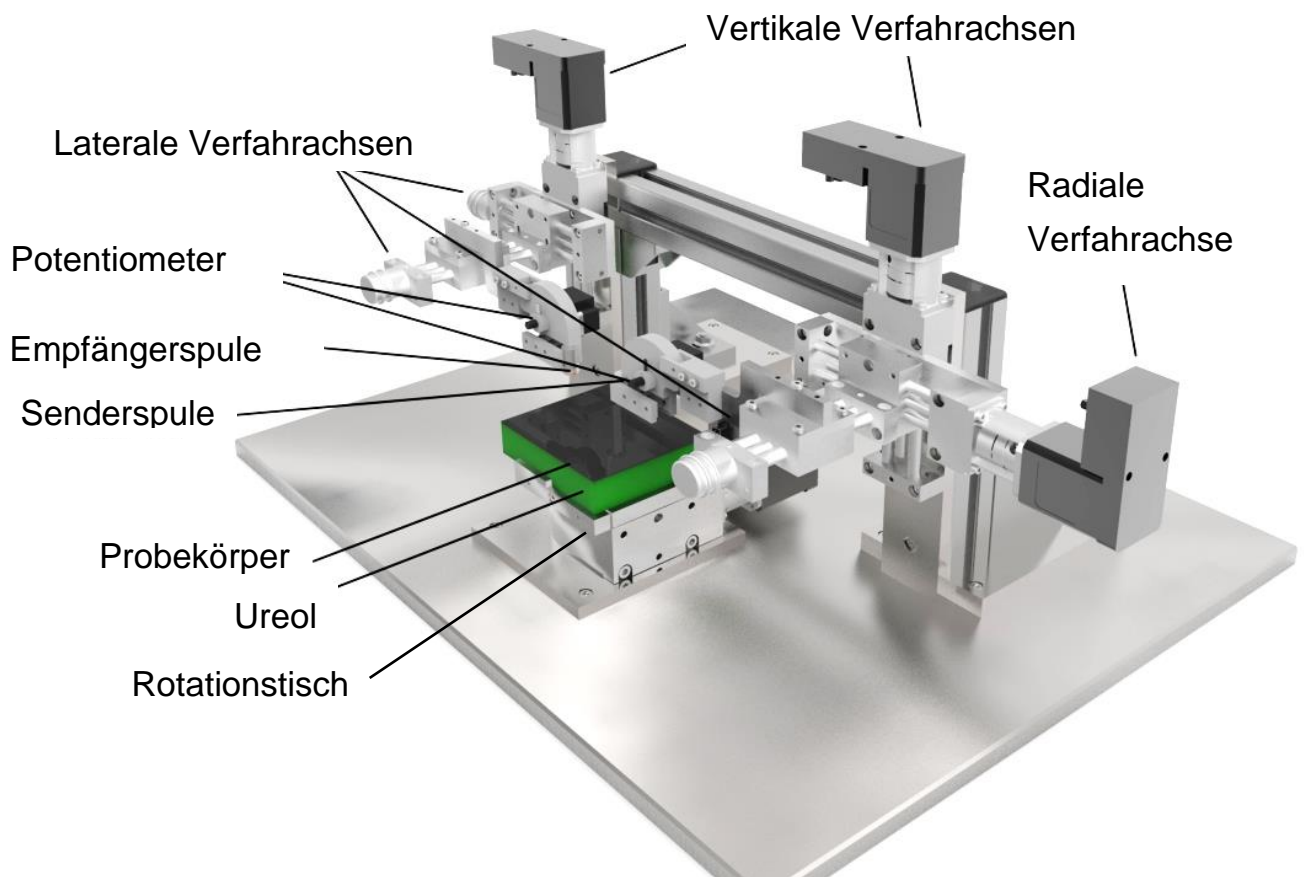


Abbildung 5-9: Preform-Messprüfstand nach (A_Egloff 2017)

Abbildung 5-10 verdeutlicht die mechanischen Freiheitsgrade der Spulenaufnahmen, die innerhalb einer halbtransformatorischen Spulenkongfiguration sowie gegenüber dem Prüfkörper variiert werden können.

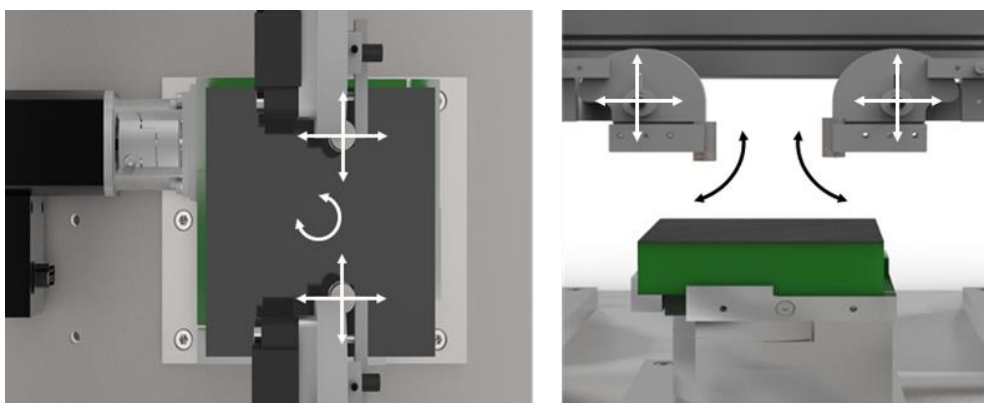


Abbildung 5-10: Mechanische Freiheitsgrade nach (A_Egloff 2017)

Weitere Ansichten des Prüfstandes sind im Anhang A.4 zu sehen.

Um die dargestellten Verfahrenwege in einem automatisierbaren Betrieb realisieren zu können, müssen die dargestellten Achsen angesteuert werden, was durch die elektronische Struktur ermöglicht wird.

5.4.2 Elektronische Struktur

Die elektronischen Achsen werden in Echtzeit durch ein Arduino Mega 2560 Board gesteuert. Dabei handelt es sich um ein Mikrocontroller Entwicklerboard mit 54 digitalen Ein- und Ausgängen, 16 analogen Eingängen, USB Anschluss und einer Anschlussmöglichkeit an die externe Stromversorgung. Die Signale, die durch das Board bereitgestellt werden, sind jedoch nicht ausreichend, um die verwendeten Achsen anzusteuern, weswegen ein 24V Netzteil benötigt wird. Optokoppler des Typs PC847 stellen eine galvanische Trennung zwischen dem Netzteil und den Achsen her und werden mit den Stellsignalen des Mikrocontrollers angesteuert.

5.4.3 Informationstechnische Struktur

Um die beschriebenen Komponenten bedarfsgemäß ansteuern zu können, wurde eine informationstechnische Struktur geschaffen, mit der die Betriebsstrategie der Prüfumgebung vom Nutzer festgelegt und bedient werden kann. Dafür wird die Nutzeroberfläche verwendet, die im Anhang A.5 in Abbildung 0-9 zu sehen ist.

Mit den dargestellten Elementen lassen sich die Betriebsparameter der Prüfumgebung festlegen. Dazu gehört im ersten Schritt die Einstellung der definierten Faktorstufen. Bei der reinen Charakterisierung der Übertragungseigenschaften ohne Einfluss des Prüfkörpers können die Faktorstufen ohne weitere Berücksichtigung samt festgelegten Inkrementen definiert werden.

Bei Prüfung einer ebenen oder gekrümmten Geometrie müssen die sich ergebenden Parameterkombinationen auf diejenigen reduziert werden, die keine Kollision mit dem Prüfkörper zulassen. Dies wird dadurch erreicht, dass mathematische Formulierungen der Relativpositionen herangezogen werden, um die zulässigen Positionen auf der Oberfläche der Prüfkörper zu ermitteln. Diese sind in Abbildung 5-11 dargestellt. Dabei kann die Position des dargestellten Koordinatensystems mit dem Index „S“ als Position der Senderspule verstanden werden, das Koordinatensystem mit dem Index „E“ als die der Empfängerspule.

Die Ursprünge der Koordinatensysteme liegen so, dass die dazugehörigen Spulen überschneidungsfrei positioniert werden können. Ist ein Referenzkörper mit dem Krümmungswinkel α_{max} und dem Krümmungsradius R zu prüfen, lassen sich in Abhängigkeit individueller Positionen die invertierten radialen und vertikalen Versätze

sowie die dazu gehörige Verkippung gemäß Gleichung (23) bis Gleichung (25) er rechnen.

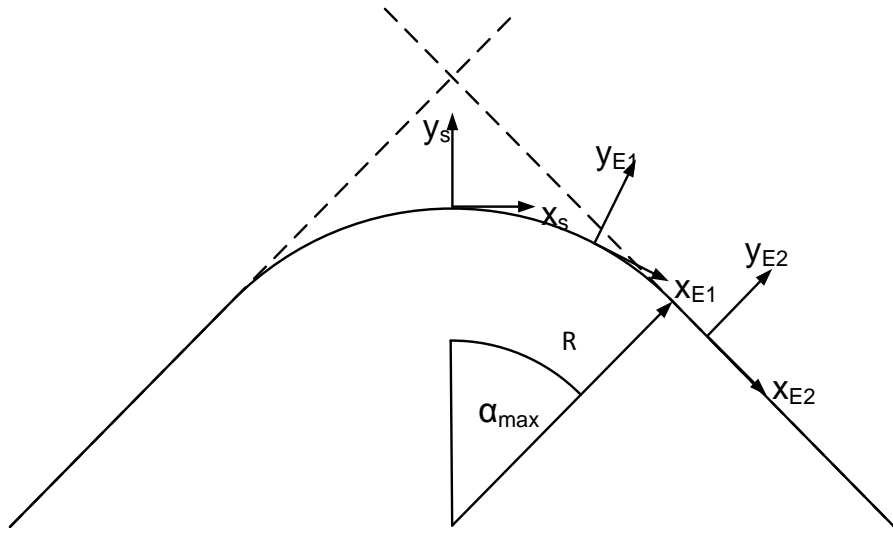


Abbildung 5-11: Geometrieparameter der Referenzkörper

$$\bar{r}_E = \begin{cases} \bar{r}_{E_1} & \text{für } \alpha \leq \alpha_{max} \\ \bar{r}_{E_2} & \text{für } \alpha > \alpha_{max} \end{cases} \quad (23)$$

$$\bar{r}_{E_1} = \begin{pmatrix} x_1 \\ y_1 \end{pmatrix}_S = \begin{pmatrix} R \cdot \sin(\alpha) \\ -R \cdot (1 - \cos(\alpha)) \end{pmatrix}_S \quad \text{für } \alpha \leq \alpha_{max} \quad (24)$$

$$\bar{r}_{E_2} = \begin{pmatrix} x_{1,max} + x_2 \\ y_{1,max} + y_2 \end{pmatrix}_S = \begin{pmatrix} R \cdot \sin(\alpha_{max}) \\ -R \cdot (1 - \cos(\alpha_{max})) \end{pmatrix}_S + \begin{pmatrix} x_2 \\ -\tan(\alpha_{max}) \cdot x_2 \end{pmatrix}_S \quad \text{für } \alpha > \alpha_{max} \quad (25)$$

Mit den beschriebenen Faktoren und der Messgröße „effektiv induzierte Spannung“ werden mit der Software, die zum Betrieb des Messstands verwendet wird, anschließend konkrete Versuchspläne erzeugt. Wenn die Parameter für alle zu realisierenden Abstände, Verkippungen sowie die Spannungsparameter festgelegt sind, werden diese gemäß Abbildung 5-12 durchgeführt.

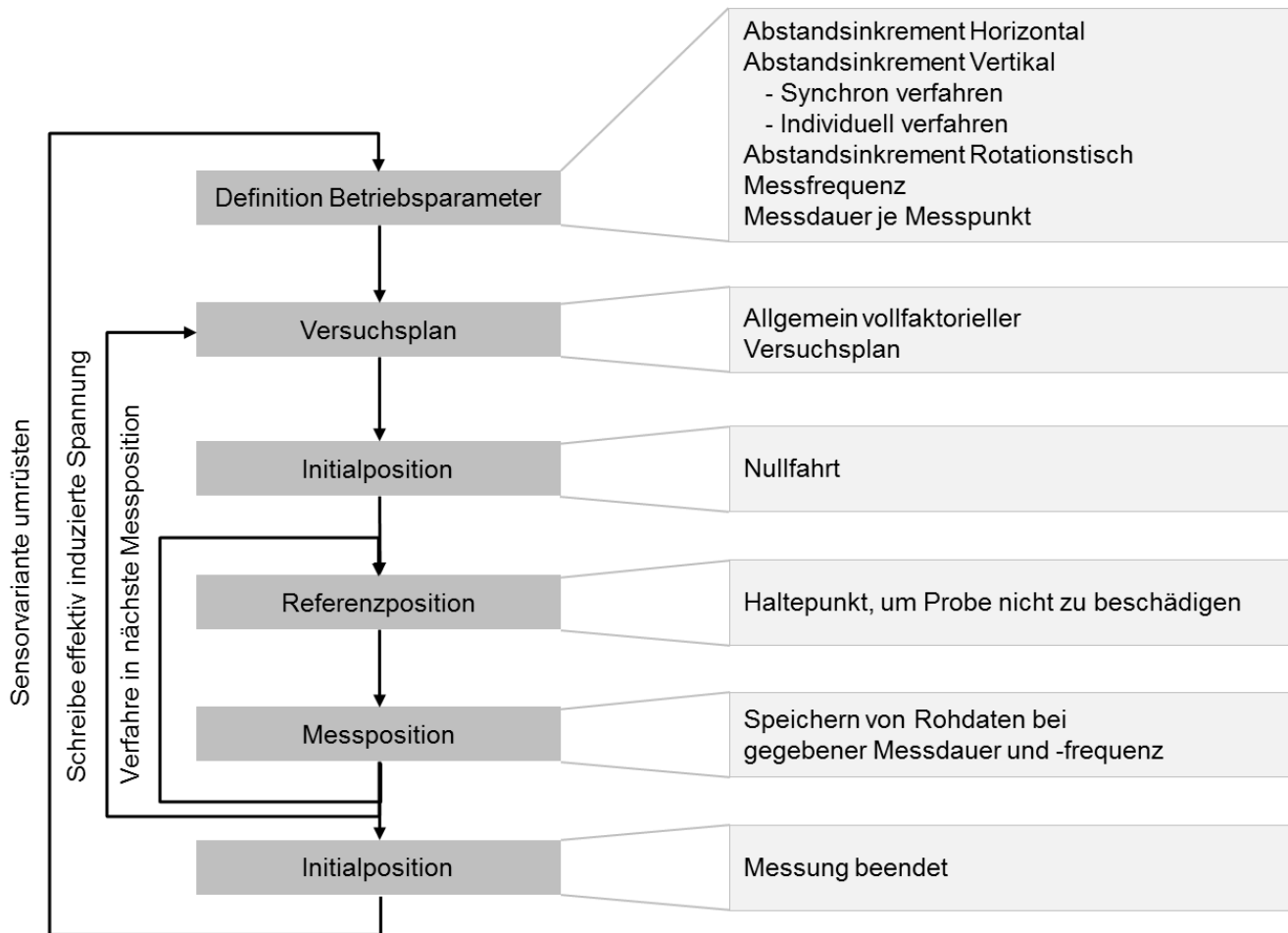


Abbildung 5-12: Prüfablauf nach (A_Egloff 2017)

Zunächst erfolgt eine Nullfahrt, bei der alle angesteuerten Achsen in eine definierte Initialposition gebracht werden, zu deren Relation alle eingestellten Positionen angefahren werden. Diese gliedern sich in die Referenzposition sowie die reale Messposition. Die Referenzposition entspricht einem zusätzlichen Haltepunkt des Spulenpaars, insbesondere wenn eine Materialprobe untersucht werden soll. Ihre Rolle im Prüfablauf ist, dass untersuchte Prüflinge während einer Rotation mittels Rotationstisch nicht in Kontakt mit dem Spulenpaar stehen dürfen, damit keine Fasern beschädigt oder herausgezogen werden.

Ist also eine zusätzliche Bewegung des Prüflings vorgesehen, wird diese nur dann durchgeführt, wenn das eingespannte Spulenpaar sich in der Referenzposition befindet. Ist diese abgeschlossen, kann das Spulenpaar auf Kontakt fahren und die Messung in der dafür vorgesehenen Messposition durchgeführt werden. Diese Maßnahme ist in Abbildung 5-13 dargestellt.

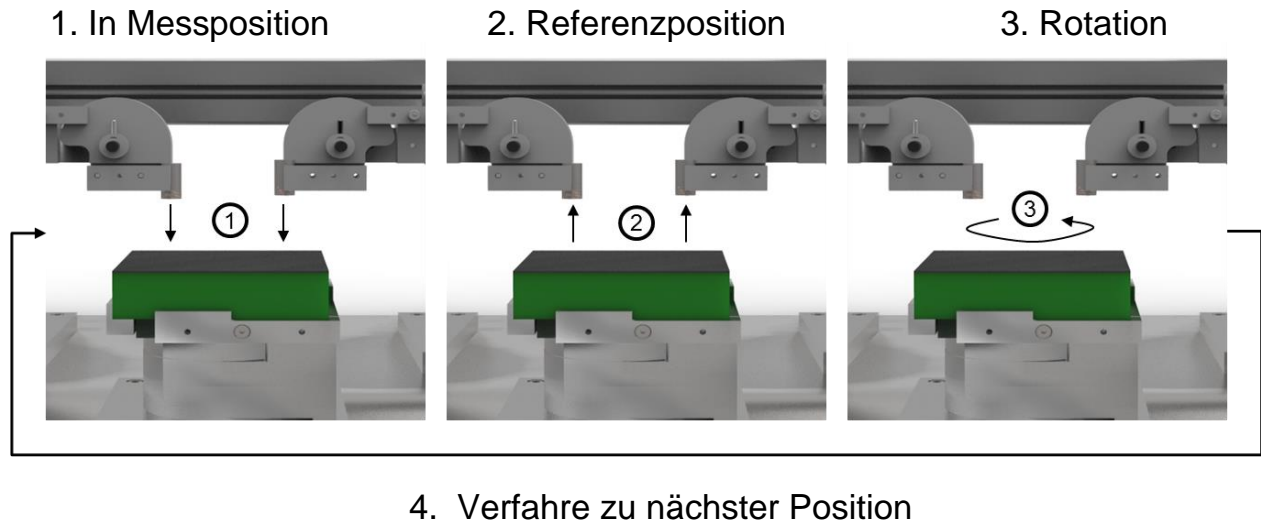


Abbildung 5-13: Messprozedur nach (A_Egloff 2017)

Anschließend werden die nächsten Positionen gemäß dem Versuchsplan solange angefahren, bis dieser vollständig durchgeführt wurde. Als Ergebnis der Prüfung steht dem Bediener ein vollständig ausgefüllter allgemein vollfaktorieller Versuchsplan zur Verfügung.

Die Auswertung der Versuchsreihen wird im folgenden Kapitel detailliert vorgestellt.

6 Versuchsdurchführung und Ergebnisdiskussion

Nachdem das Versuchsschema, die damit verbundenen Ziele und die verwendeten Mittel vorgestellt wurden, werden nun die dabei erhobenen Ergebnisse diskutiert.

6.1 Einflüsse der Relativpositionen zwischen Sende- und Empfängerspule

Zunächst soll beleuchtet werden, welchen Einfluss geometrische Parameter in verschiedenen relativen Anordnungen von Sende- und Empfängerspulen haben. Dabei sollen zuerst konventionelle Zylinderspulen einander gegenübergestellt und hinsichtlich der gemessenen effektiv induzierten Spannung untersucht werden. Mit diesen Ergebnissen werden die Kennwerte der PCB-basierten Flachspulen verglichen. Zur Interpretation der Ergebnisse in Verbindung mit einer konkreten Spulenpaarung wird die Notation „ S_S - S_E “ für konventionelle Zylinderspulen bzw. „ P_S - P_E “ für Flachspulen eingeführt. Dabei kennzeichnet der Index S die Senderspule, E analog dazu die Empfängerspule.

6.1.1 Zylinderspulen

Die Fragen, die sich für den späteren Sensorbetrieb stellen, betreffen zunächst die Wahl einer Sende- und Empfangsfrequenz, mit der das Material geprüft wird. Aufgrund der unterschiedlichen Resonanzfrequenzen müssen mögliche Wechselwirkungen zwischen den Sende- und Empfängerspulen berücksichtigt werden. Anschließend werden aus den Ergebnissen des vollfaktoriellen Versuchsplanes mathematische Modellgleichungen aufgestellt, um die Sensitivität der untersuchten Spulenkombinationen auf die Veränderung einzelner geometrischer Parameter zu bewerten.

6.1.1.1 Einfluss durch Frequenz und Spulenform

Zunächst wurden bei einem minimal möglichen Abstand von 0 mm, die Anregungsfrequenz zwischen 10 MHz und 15 MHz bei einer konstanten Spannungsamplitude von 5 V variiert. Der hierbei betrachtete Frequenzbereich ergibt sich sowohl unter Berücksichtigung der Resonanzfrequenzen der untersuchten Zylinderspulen als auch die der Flachspulen in Kapitel 5.1.1, damit sich hier eine Vergleichbarkeit zwischen beiden Spulentypen erreichen lässt. Die mit den variablen Frequenzen verbundene Änderung in der Eindringtiefe bei der Prüfung von Kohlenstofffaserproben wird dabei als vernachlässigbar angenommen. Gemäß Kapitel 5.2.1 muss die effektiv induzierte

Spannung als erste untersuchte Zielgröße maximiert werden. Die mittleren effektiv induzierten Spannungen in Abhängigkeit der variierten Anregungsfrequenz sind in Abbildung 6-1 zu sehen. Abbildung 6-2 zeigt die Abhängigkeit der effektiv induzierten Spannung in Abhängigkeit der Sender-Empfängerpaarung ohne Variation der geometrischen Parameter, sondern in direktem Abstand von 0 mm und ohne Verkippung (0°) zueinander.

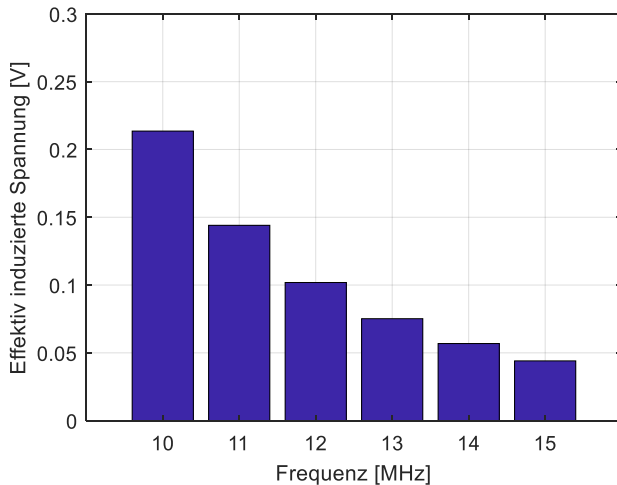


Abbildung 6-1: Frequenzabhängig induzierte Spannung bei Zylinderspulen (A_Neumann 2018)

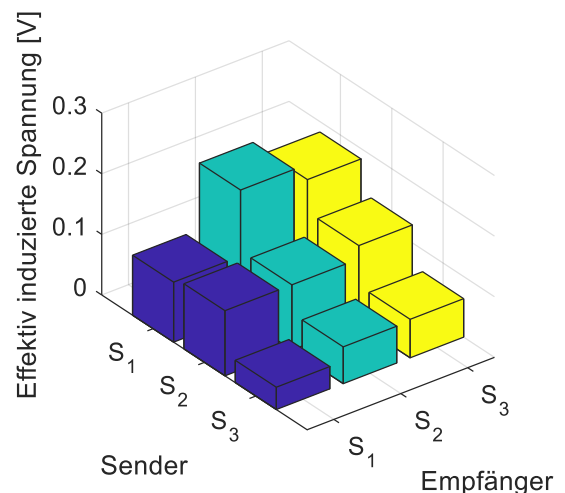


Abbildung 6-2: Spulenabhängige induzierte Spannungen bei Zylinderspulen

Es ist zu sehen, dass sich das Übertragungsverhalten durch die geeignete Wahl der Betriebsfrequenz positiv beeinflussen lässt. Eine Frequenz von 10 MHz ist demnach im Betrieb der Zylinderspulen zu bevorzugen, da hier im Mittel die höchste induzierte Spannung gemessen werden kann (vgl. Abbildung 6-1). Daher wird diese Frequenz für die weiteren Untersuchungen zur Bewertung geometrischer Einflüsse verwendet.

Ohne Variation geometrischer Parameter lassen sich die höchsten induzierten Spannungen gemäß Abbildung 6-2 mit den Spulenpaaren „S₁-S₂“, „S₁-S₃“ und „S₂-S₃“ erreichen. Diese Ergebnisse stellen gleichzeitig die Absolutglieder b_0 gemäß Gleichung (18) dar. Eine abschließende Spulenwahl ist jetzt noch nicht möglich, da dies keine Aussage über die Sensitivität gegenüber den variierten relativen Anordnungen erlaubt, welche negative Einflüsse auf das Übertragungsverhalten erwarten lassen. Dieses ist im folgenden Unterkapitel beschrieben.

6.1.1.2 Geometrische Einflüsse und Modellbildung

Das Ziel der Untersuchungen der geometrischen Einflüsse auf die effektiv induzierte Spannung ist die Identifikation von Geometrieparametern im halbtransformatorischen Aufbau von Zylinderspulen, die eine unerwünschte starke Dämpfung der gemessenen Spannung bewirken. Dafür wurden in diesem Methodenschritt alle Spulenpaarkombinationen gemäß des vorgestellten allgemein vollfaktoriellen Versuchsplans räumlichen Veränderungen unterzogen. Haupteffektdiagramme erlauben eine erste Einschätzung darüber, wie stark sich die Parameter „radialer Versatz“, „Tiefenversatz“, „Verkippung“ und „Lateraler Versatz“ zunächst unabhängig von der Spulenwahl im Mittel auf die Zielgröße „effektiv induzierte Spannung“ auswirken. Diese sind in Abbildung 6-3 zu sehen.

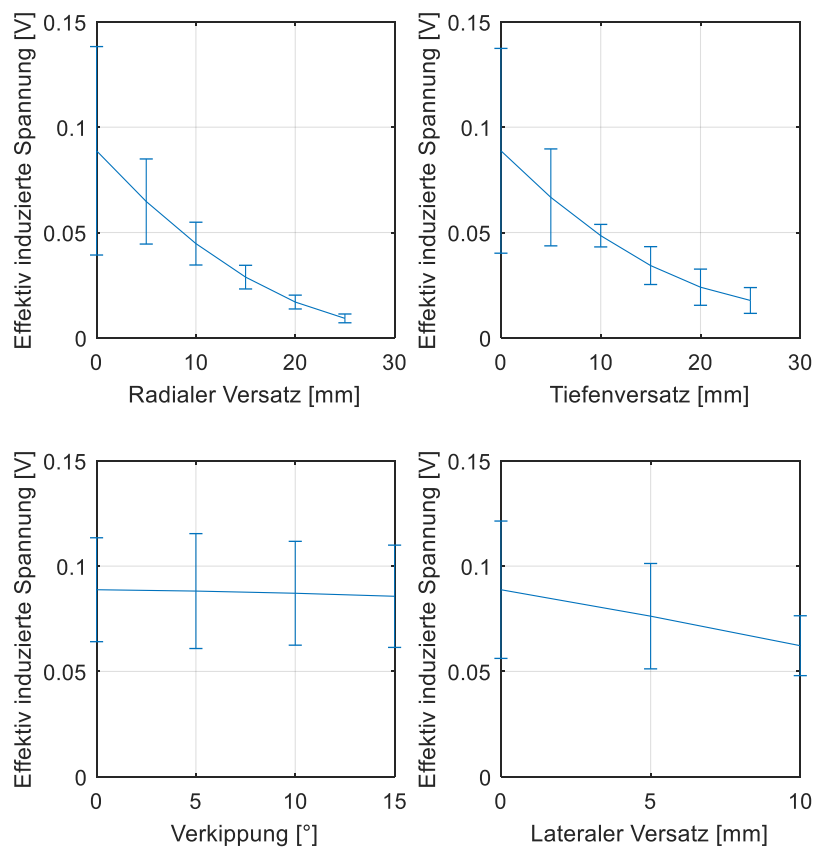


Abbildung 6-3: Haupteffektdiagramme der geometrischen Parameter für Zylinderspulen

Es lässt sich feststellen, dass die Erhöhung des radialen Versatzes sowie des Tiefenversatzes den deutlichsten Effekt auf die effektiv induzierte Spannung haben. Die Varianz dieser Effekte nimmt mit zudem steigendem Abstand ab. Des Weiteren lässt

sich eine deutliche Ähnlichkeit in den Verläufen der Haupteffekte des radialen Versatzes und dem Tiefenversatz beobachten, was sich durch den Korrelationskoeffizienten nach Pearson mit dem Wert 0,999 bestätigt. Eine systematische Verkippung zwischen den Spulen hat hingegen nahezu keinen systematischen Einfluss auf die Signalübertragung, wohingegen ein lateraler Versatz einen tendenziell negativen Effekt hat. Die ermittelten Koeffizienten der Modellgleichung gemäß Gleichung (18) sind im Anhang A.6 vollständig aufgeführt.

Die Varianzen im Verlauf der Haupteffekte in Form der dargestellten Streuungsbalken lassen die Vermutung zu, dass die Verläufe der Haupteffekte in Abhängigkeit der individuellen Spulenpaarungen streuen. Daher wurden, wie bereits beschrieben, für jede untersuchte Spulenpaarkombination mathematische Modellgleichungen aufgestellt, die die Abhängigkeiten der effektiv induzierten Spannungen von den geometrischen Parametern beschreiben. Bei Betrachtung der dabei errechneten Koeffizienten hat sich gezeigt, dass die linearen Anteile der Modellgleichung den höchsten Einfluss auf die Modellgüte haben. Vergleicht man daher die Koeffizienten b_1, b_2, b_3, b_4 , lassen sich die spulenpaarabhängigen Einflüsse graphisch in Form von Balkendiagrammen interpretieren. Abbildung 6-4 bis Abbildung 6-7 zeigen die Beträge der Koeffizienten.

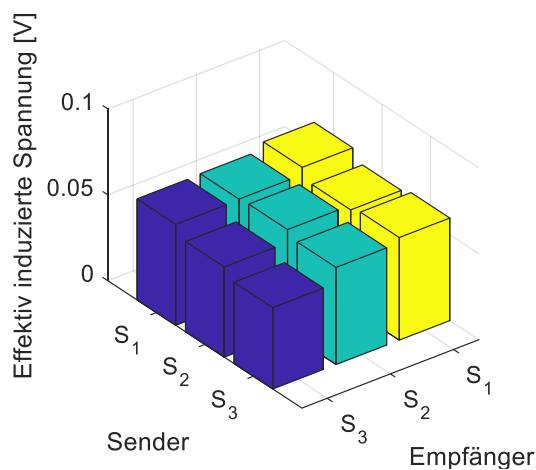


Abbildung 6-4: Effekt durch radialen Versatz – b_1

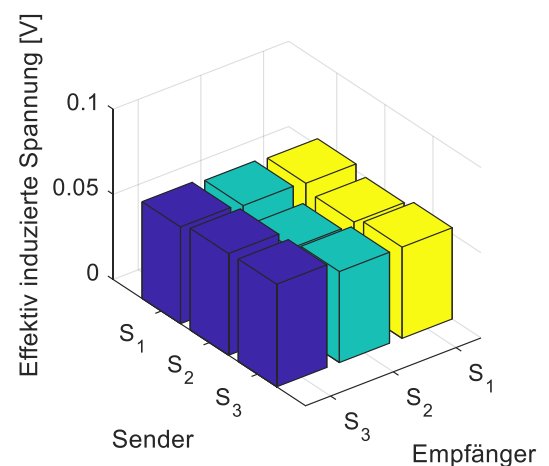


Abbildung 6-5: Effekt durch Tiefenversatz – b_2

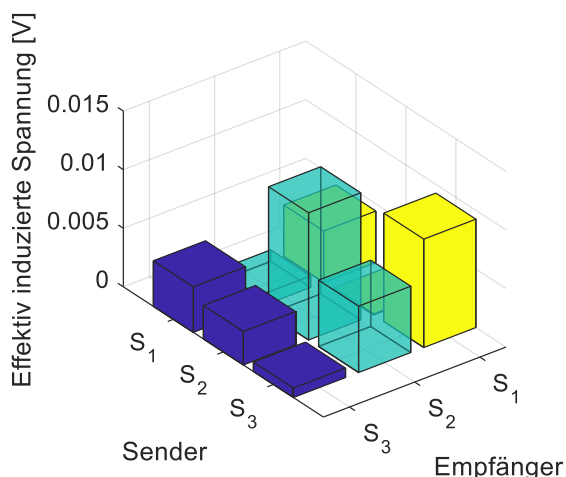


Abbildung 6-6: Effekt durch Verkippung – b_3

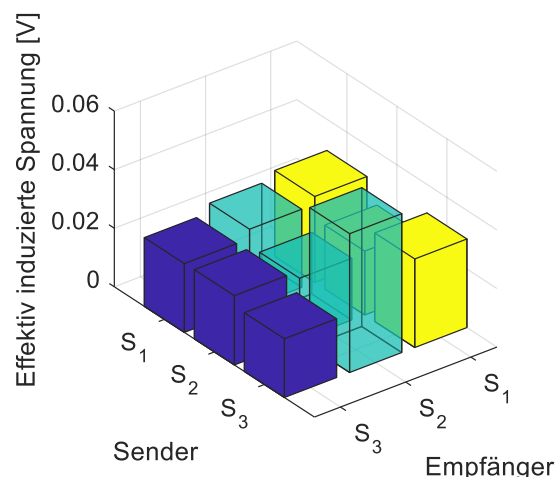


Abbildung 6-7: Effekt durch lateralen Versatz – b_4

Es ist zu beobachten, dass keine spulenpaarabhängigen Unterschiede zwischen den Einflüssen durch die Vergrößerung des radialen Versatzes sowie Tiefenversatzes zu sehen sind. Im Vergleich dazu hat die Verkippung zwischen zwei Zylinderspulen einen wesentlich geringeren Einfluss auf die induzierte Spannung, ist jedoch abhängig von dem gewählten Spulenpaar. Ein zunehmender lateraler Abstand hat, verglichen dazu, einen höheren Einfluss, insbesondere im Fall der Spulenpaarung „S₃-S₂“. Dies kann durch die ausgeprägte geometrische Ausrichtung der rechteckigen Spule „S₃“ gegenüber der vergleichsweise dünnen Spule „S₂“ begründet werden.

Die Korrelationskoeffizienten zwischen den mathematischen Modellen und den Messdaten sind für jedes Spulenpaar berechnet worden und lassen den Schluss zu, dass die dargestellten Koeffizienten die experimentell ermittelten Sachverhalte hinreichend gut nachbilden. Die Korrelationskoeffizienten sind in Tabelle 6-1 dargestellt.

Tabelle 6-1: Korrelationskoeffizienten nach Pearson in der Modellbildung geometrischer Einflüsse auf die untersuchten Zylinderspulenpaare

		Empfängerspule		
		S ₁	S ₂	S ₃
Sender-spule	S ₁	0,87	0,83	0,86
	S ₂	0,86	0,87	0,86
	S ₃	0,84	0,85	0,84

Für die Gestaltung von Sensor-Arrays können die Ergebnisse aus diesem Methodenschritt folgendermaßen zusammengefasst werden.

Der radiale Versatz sowie der Tiefenversatz haben den größten Einfluss auf die induzierte Spannung. Die Einflüsse durch Verkippung und den lateralen Versatz weisen keine eindeutige Systematik auf und sind so interpretierbar, dass negative Einflüsse beim Spulendesign individuell berücksichtigt werden müssen. Im Falle des lateralen Versatzes kann dies bedeuten, dass rotationssymmetrische Designs zwischen Sende- und Empfängerspulen anzustreben sind, was für den Einsatz sternförmiger Array-Anordnungen spricht. Der geringe Einfluss der Verkippung kann so interpretiert werden, dass Zylinderspulen grundsätzlich für nicht ebene Arrayformen eingesetzt werden können. Konkret bieten sich hier die Spulenpaarungen „S₁-S₂“, „S₂-S₁“ und „S₃-S₃“ an, da hier die Effekte zu nahezu null berechnet worden sind.

Unter Berücksichtigung der Ausgangskonfiguration, aus der die Spulenpaare „S₁-S₂“, „S₁-S₃“ und „S₂-S₃“ als optimal hervorgehen (vgl. Abbildung 6-2), kann die Wahl eines optimalen Zylinderspulenpaars auf „S₁-S₂“ reduziert werden. Diese Spulenpaarung bietet vergleichsweise hohe Amplituden bei hinreichend niedriger Sensitivität gegenüber Verkippungen. Der negative Einfluss des lateralen Versatzes ist bei diesem Spulenpaar nicht einflussreicher als bei den übrigen untersuchten Spulenpaaren.

6.1.2 Flachspulen

Im Folgenden werden analog zu den Parameteruntersuchungen der Zylinderspulen die Einflüsse der identischen Faktoren auf die Übertragungseigenschaften der vorgestellten Flachspulen untersucht.

6.1.2.1 Spulenvorauswahl und Sendefrequenz

Ebenso wie bei der Bewertung der Zylinderspulen können die Frequenz sowie die Spulenpaarkombinationen in einem ersten Schritt bewertet und miteinander verglichen werden. Nachfolgende Abbildungen zeigen die dabei erfassten Abhängigkeiten.

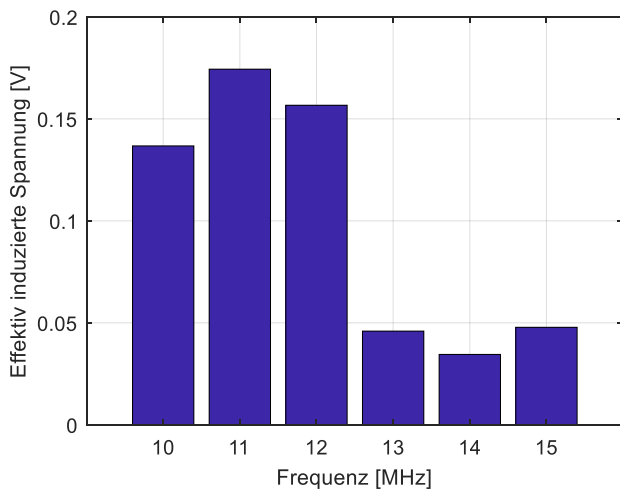


Abbildung 6-8: Frequenzabhängig induzierte Spannung bei Flachspulen (A_Neumann 2018)

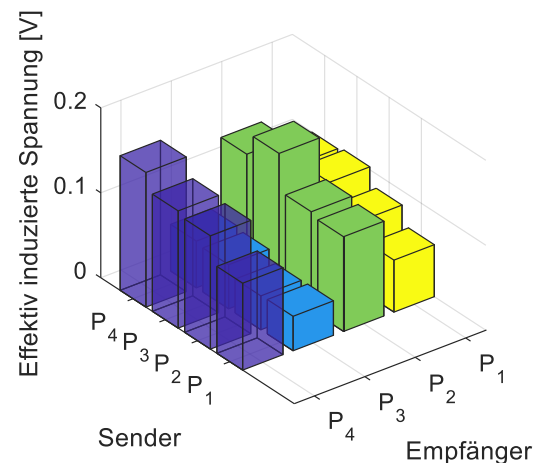


Abbildung 6-9: Spulenabhängige induzierte Spannungen bei Flachspulen

In Abbildung 6-8 ist erkennbar, dass der Einfluss der Frequenz deutliche Unterschiede zu den Zylinderspulen hat. Dies äußert sich vorrangig durch den nicht monotonen Verlauf der frequenzabhängigen induzierten Spannung. Im Mittel liegt das gemessene Maximum dabei bei 11 MHz, was nur einen geringfügigen Unterschied in der Eindringtiefe des Primärfeldes im Vergleich zu den verwendeten Zylinderspulen bewirkt. Der Betrag der gemessenen Spannung liegt ebenfalls auf einem ähnlichen Niveau, wie das der Zylinderspulen, was ähnliche Eigenschaften für den Prüf Ablauf erwarten lässt.

Darüber hinaus sind starke Wechselwirkungen zwischen der Bauweise der Sendesowie der Empfängerspule zu beobachten. Die optimale Wahl der Senderspule ist dabei keiner ausgeprägten Systematik unterworfen. Im Gegensatz dazu gibt es allerdings deutliche Vorteile bei der Wahl der Empfängerspule in Form von „P₂“ und „P₄“.

6.1.2.2 Geometrische Einflüsse und Modellbildung

Die Effekte durch Veränderung der relativen Position zwischen Sender- und Empfängerspulen sind in nachfolgenden Haupteffektdiagrammen abgebildet. Die dazu gehörigen Koeffizienten der Modellgleichungen befinden sich im Anhang A.7.

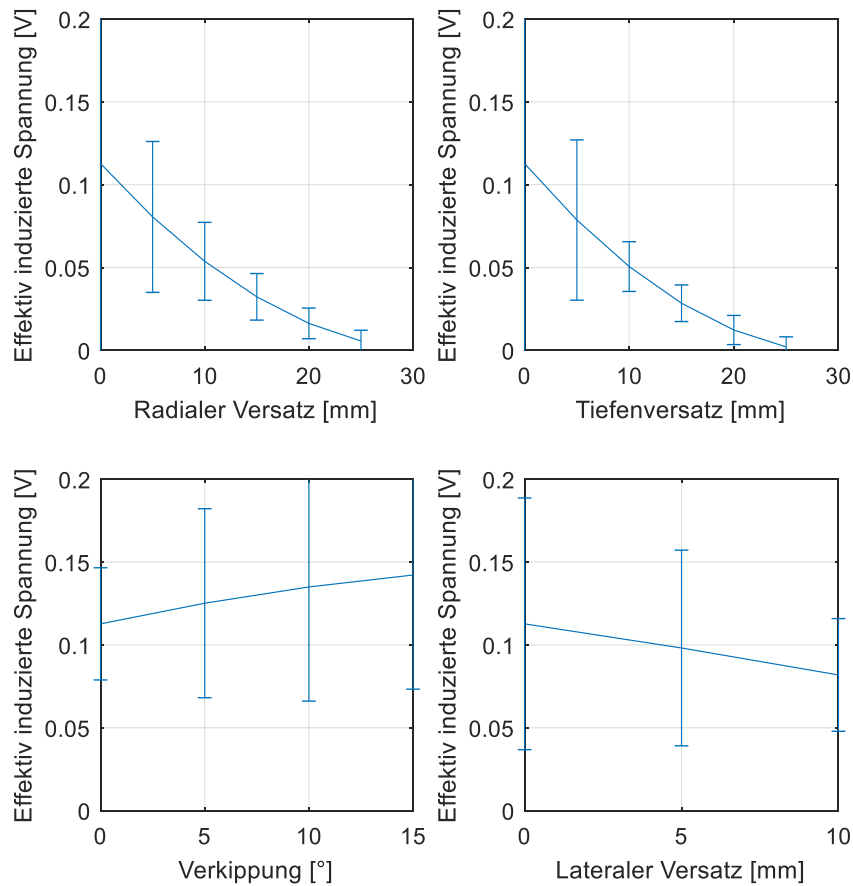


Abbildung 6-10: Haupteffektdiagramme der geometrischen Parameter für PCB-Spulen

Im Vergleich zu den untersuchten Zylinderspulen lassen sich deutliche Gemeinsamkeiten feststellen. Diese betreffen die Verläufe sowie die Korrelation ($R=0,999$) der Haupteffekte durch „radialen Versatz“ und „Tiefenversatz“. Es ist ebenso zu sehen, dass die Faktoren „Verkippung“ und „lateraler Versatz“ mit hohen Streuungen einhergehen. Diese sind auf die Mittelwertbildung bei der Erzeugung der Haupteffektdiagramme und damit auf die individuellen Spulenpaarkombinationen zurückzuführen.

Daher lassen sich analog zu dem bereits beschriebenen Vorgehen im Fall der Zylinderspulen die individuellen Einflüsse durch Vergleich der Koeffizienten der erstellten Modellgleichung heranziehen. Auch im Fall der Flachspulen können die signifikanten Modellanteile neben den Absolutgliedern auf die Koeffizienten der linearen Anteile heruntergebrochen werden. Diese sind in Abbildung 6-11 bis Abbildung 6-14 dargestellt.

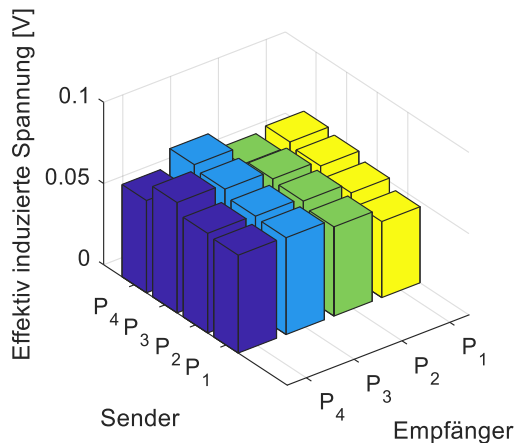


Abbildung 6-11: Effekt durch radialen Versatz - b_1

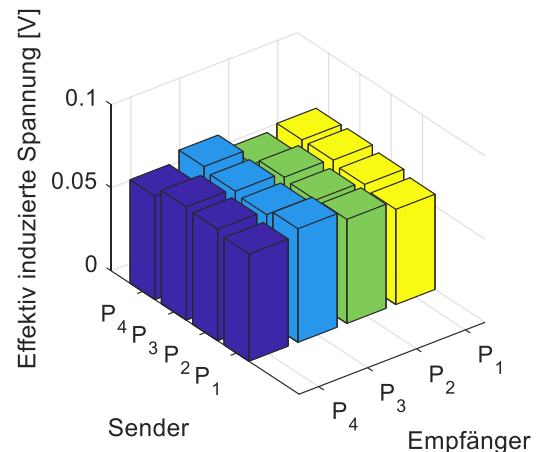


Abbildung 6-12: Effekt durch Tiefenversatz - b_2

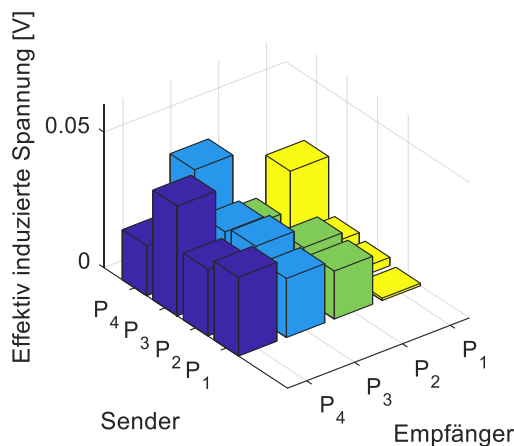


Abbildung 6-13: Effekt durch Verkippung - b_3

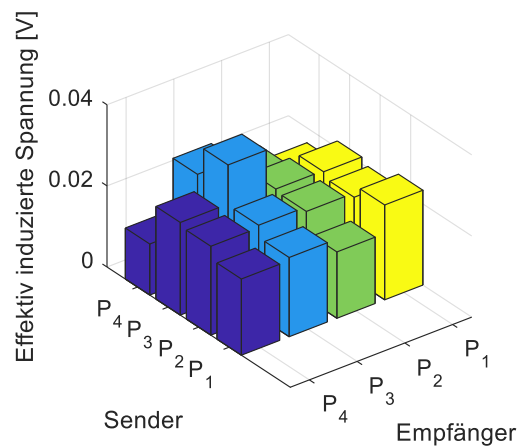


Abbildung 6-14: Effekt durch lateralen Versatz - b_4

Es wird deutlich, dass die beiden Einflüsse „radialer Versatz“ und „Tiefenversatz“ analog zum Übertragungsverhalten der Zylinderspulen spulentypunabhängig sind und systematisch den größten Einfluss auf das Übertragungsverhalten haben. Die „Verkippung“ hat im Vergleich zu den betrachteten Zylinderspulen einen deutlich höheren Einfluss auf die Signalamplitude. Dies lässt den Schluss zu, dass lediglich ausgewählte Flachspulen für den Einsatz an gekrümmten Probekörpern geeignet sind. Diese decken sich allerdings nicht mit den Konfigurationen gemäß Abbildung 6-9, die die Spulentypen „P₄“ und „P₂“ als Empfänger empfiehlt. Der Effekt durch den „lateralen Versatz“ hat ebenso einen deutlichen Einfluss, der im Layout des Arrays im späteren Verlauf berücksichtigt werden muss.

Analog zu den Zylinderspulen lassen die spulenpaarabhängigen Korrelationskoeffizienten eine Aussage darüber zu, dass die aufgestellten Modellgleichungen die realen Sachverhalte im Mittel hinreichend gut abbilden (vgl. Tabelle 6-2).

Tabelle 6-2: Korrelationskoeffizienten nach Pearson in der Modellbildung geometrischer Einflüsse auf die untersuchten Flachspulenpaare

		Empfängerspule			
		P ₁	P ₂	P ₃	P ₄
Sender- spule	P ₁	0,86	0,80	0,84	0,87
	P ₂	0,80	0,77	0,81	0,80
	P ₃	0,84	0,79	0,84	0,85
	P ₄	0,81	0,83	0,84	0,83

Abschließend kann festgehalten werden, dass die Spulenpaarwahl im Fall von Flachspulen mehr Restriktionen unterworfen ist, als die der Zylinderspulen. Dies betrifft insbesondere nicht ebene Anordnungen, die Verkippungen zwischen Sender- und Empfängerspule beinhalten. Bezüglich der Spulenform lässt sich allerdings keine eindeutige Systematik ableiten, nach der flachspulenbasierte Sensor-Arrays gestaltet werden sollten. Durch den Einfluss des zu prüfenden Carbonfaser-Materials wird das Übertragungsverhalten zwischen Sender- und Empfängerspule jedoch beeinflusst, weswegen die Ableitung von Gestaltungsrichtlinien im folgenden Kapitel vor diesem Hintergrund weiter beleuchtet wird.

6.2 Einflüsse durch untersuchtes Material

Entsprechend der Beschreibung in Kapitel 5 können nun einzelne geometrische Faktoren für die weiteren Untersuchungen priorisiert werden und in die gezielte Gestaltung von Probekörpern einfließen. Da sich herausgestellt hat, dass der horizontale Abstand mit dem Tiefenversatz korreliert, kann bei den weiteren Untersuchungen der materialabhängigen Kenngrößen auf Prüfkörper zurückgegriffen werden, die nur einen dieser Faktoren abbilden. Aus diesem Grund werden für die weiteren Untersuchungen flache Materialproben verwendet, die in den Prüfstandsuntersuchungen verwendet werden. Anhand von ihnen wird zunächst der Amplitudenverlauf zwischen Kett- und Schussrichtung bewertet, woraufhin die spulenpaarabhängig ermittelten Monotoniegrade vorgestellt werden.

6.2.1 Amplitudenverlauf zwischen Kett- und Schussrichtung

Das Balkendiagramm in Abbildung 6-15 stellt die betrachteten Spulenpaarkonfigurationen bei der Charakterisierung von ein-, zwei-, drei-, vier- und achtlagigen Geweben zusammenfassend gegenüber. Die Ordinate der vertikalen Achse entspricht gemäß

dem Kapitel „Zielgrößen“ der Amplitudendifferenz, die zwischen Kett-/Schussrichtung und entlang der Winkelhalbierenden gemessen wird. Auf den Abszissen werden die jeweils untersuchten Lagenanzahlen sowie Spulenpaarkombinationen aufgetragen. Bei Letzteren sind diejenigen hervorgehoben, die eine besondere Eignung hinsichtlich der gemessenen Amplitudendifferenz aufweisen. Im Vergleich zur vorhergehenden materialunabhängigen Bewertung wird deutlich, dass es signifikante Wechselwirkungen mit dem geprüften Material gibt. Bei der Übertragung des Konzeptes auf ein Array sind allerdings geringere Spannungsamplituden zu erwarten, die durch Lötstellen, parasitäre Widerstände in den Schaltelementen oder Wirbelströme im Schirm entstehen. Daher ist die ursprünglich ermittelte Grenze von 0,066 V in Anlehnung an einen mechanischen Sicherheitsfaktor zu erhöhen. Beträgt dieser Faktor den Wert 2, entspricht die zu überschreitende Differenzspannung also einem errechneten Mindestwert von 0,132 V. Bei Analyse von Abbildung 6-15 wird folglich klar, dass die optisch deutlich herausragenden Spulenpaare die einzigen in Frage kommenden Optionen für die Übertragung auf ein Array darstellen. Die Grenze ist dabei als graue Trennfläche in das Diagramm eingebunden. Eine vollständige Darstellung der ermittelten Amplitudendifferenzen ist dem Anhang A.8 zu entnehmen.

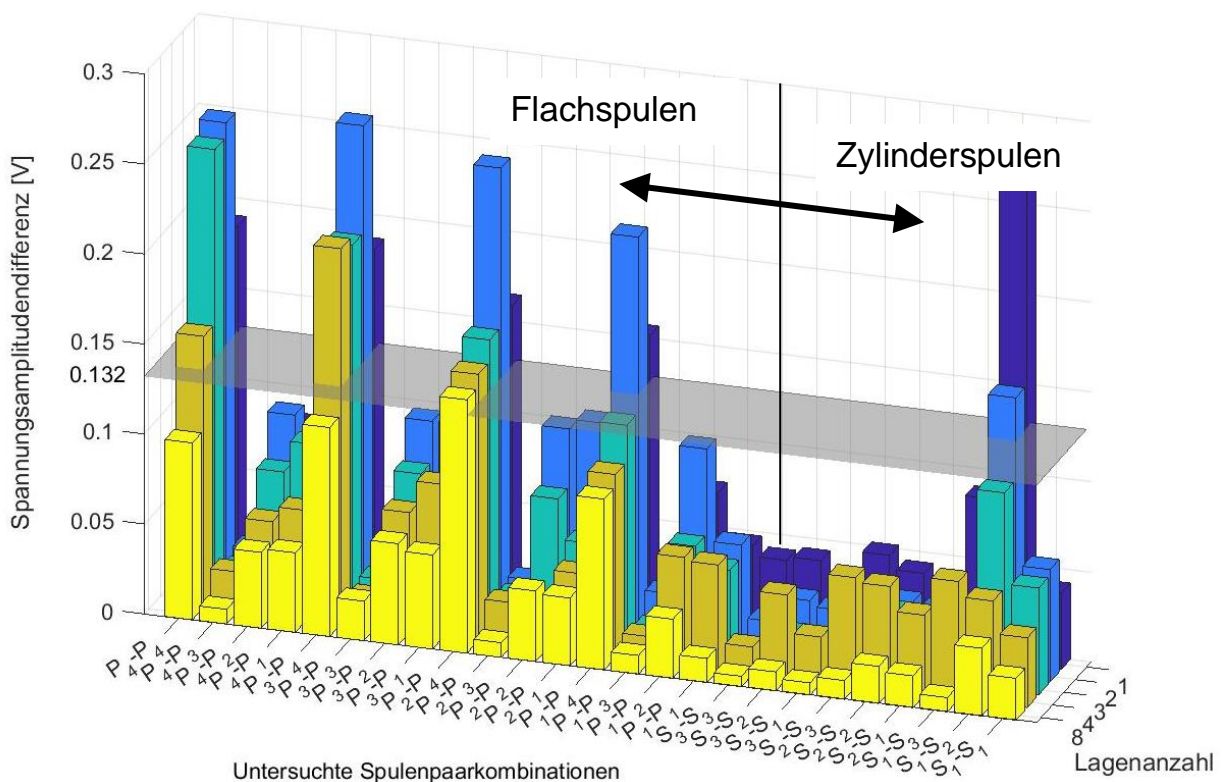


Abbildung 6-15: Spulenpaarabhängige Spannungsdifferenzen

Es ist zu sehen, dass in der Gruppe der PCB-basierten Flachspulen vier Gruppen durch besonders hohe Amplitudendifferenzen herausstechen, deren Gemeinsamkeit eine kreisrunde Empfängerspule ist: „P₄-P₄“, „P₃-P₄“, „P₂-P₄“ und „P₁-P₄“. Bei den Zylinderspulen handelt es sich um das Spulenpaar „S₂-S₁“, das durch eine charakteristische Amplitudendifferenz gekennzeichnet ist, die oberhalb des definierten Grenzwertes liegt.

Im Folgenden wird das Übertragungsverhalten dieser fünf Spulenpaare im Detail diskutiert.

6.2.1.1 Zylinderspulen

Im Fall der Zylinderspulen ragt das Spulenpaar „S₁-S₂“ besonders hervor. Um die Übertragungseigenschaften zusätzlich zu den in Kapitel 6.1.1.2 beschriebenen Charakteristika zu erweitern, wird der radiale Versatz, der den einflussreichsten Faktor darstellt, während der Messung der Spannungsamplituden bei verschiedenen Lagenanzahlen systematisch variiert. Nachfolgend sind in Abbildung 6-16 die gemessenen effektiv induzierten Spannungen in Abhängigkeit von Lagenanzahl und radialem Versatz zu sehen.

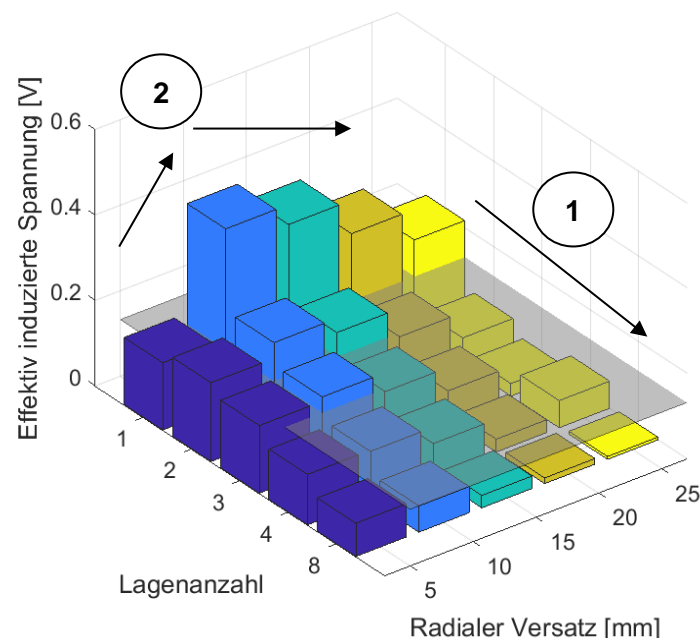


Abbildung 6-16: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen S₁-S₂

Es wird deutlich, dass eine zunehmende Lagenanzahl eine monotone Abnahme der induzierten Spannung bewirkt (vgl. Markierung 1). Allerdings bewirkt die Zunahme des radialen Versatzes zwischen den beiden Spulen zunächst einen Anstieg der

Spannungsdifferenz. Ab einem radialen Versatz von 10 mm fällt diese wieder (vgl. Markierung 2). Dieses Verhalten konnte bei allen zylinderförmigen Spulenpaaren beobachtet werden, was einen systematischen Messfehler ausschließt. Eine mögliche Erklärung für dieses Verhalten ist, dass die Sendeleistung bis zu einem Abstand von 10 mm zu hoch ist, als dass sich eine signifikante Verstärkung durch die Kohlenstofffasern bemerkbar machen ließe.

Eine mögliche Abstellmaßnahme wäre eine zusätzliche Schirmung der Senderspule, die bis zu einem absoluten Abstand von 10 mm erforderlich ist. Die Forderung nach Erreichung des Mindestwertes einer gegebenen Spannungsdifferenz von 0,132 V wird bis zu einem radialen Versatz von 25 mm bei einer einlagigen Probe und bis zu 15 mm bei einer zweilagigen Probe erreicht. Ein Abstand von 5 mm erlaubt die Charakterisierung von dreilagigen Proben. Damit können konkrete Einsatzgrenzen für die Konfiguration dieses Spulenpaars, allerdings noch ohne Berücksichtigung des Plateau-effektes, identifiziert werden.

Zu den bisher beschriebenen Beobachtungen kann der Einsatz unrunder, rechteckiger Spulenquerschnitte im Gegensatz zum dokumentierten Stand der Forschung nicht als vorteilhaft bewertet werden. Dies kann an der Wahl der Mess- und Auswertemethode liegen, da im Stand der Forschung stellenweise neben der reinen induzierten Spannung ebenso die realen und imaginären Anteile der Spulenimpedanz verwendet werden.

6.2.1.2 Flachspulen

Ähnlich wie bei den Zylinderspulen treten bei den PCB-basierten Flachspulen diejenigen Spulenpaarungen hervor, die in der Grundform eine runde Empfängerspule des Typs P_4 haben. Analog zur Ergebnisdarstellung in Abbildung 6-16 werden in den folgenden Schaubildern die Wechselwirkungen zwischen den untersuchten Lagenanzahlen und dem radialen Versatz zwischen Sende- und Empfängerspule dargestellt. Bei dieser Darstellung ist zu beachten, dass die Schaubilder im Vergleich zu Abbildung 6-16 aus entgegengesetzter Perspektive dargestellt sind.

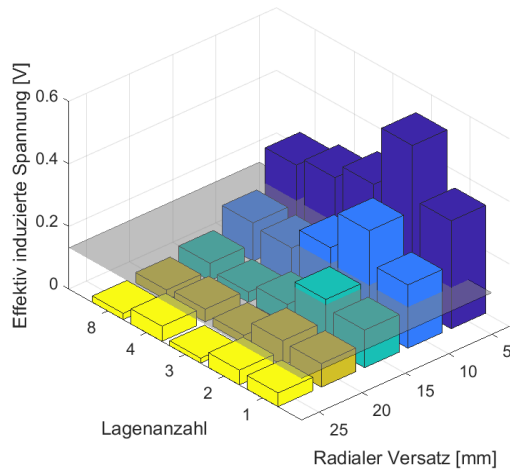


Abbildung 6-17: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_1 - P_4

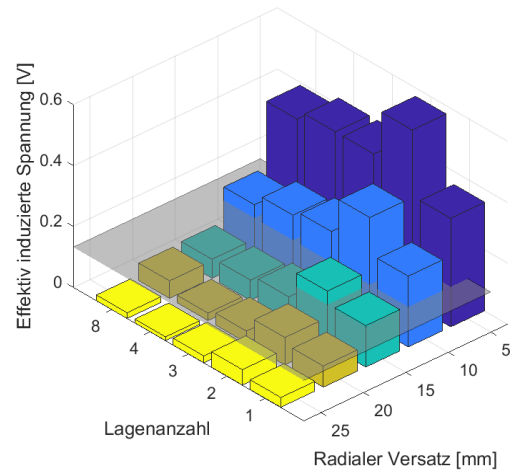


Abbildung 6-18: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_2 - P_4

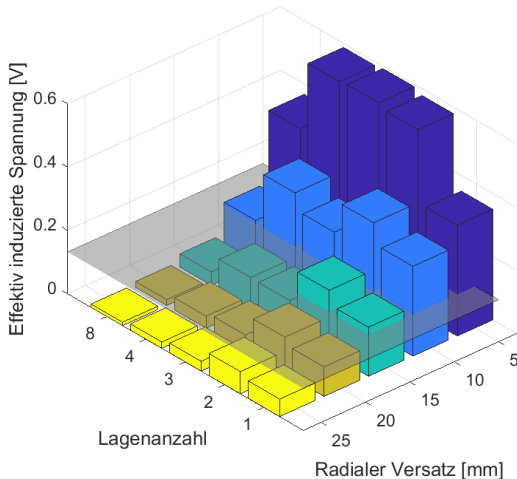


Abbildung 6-19: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_3 - P_4

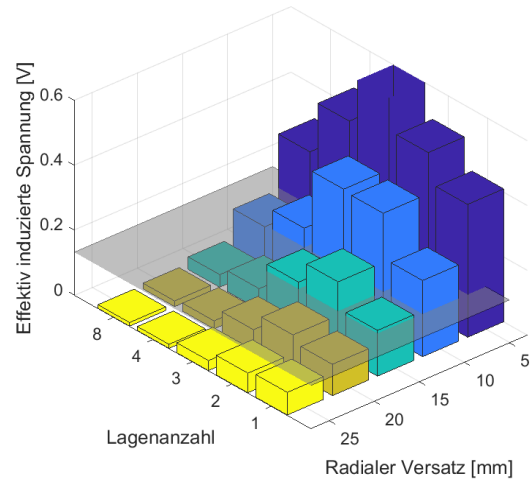


Abbildung 6-20: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_4 - P_4

Es kann beobachtet werden, dass alle vier Spulenpaarungen in ihren Abhängigkeiten von den Messaufgaben und dem radialen Abstand vergleichbare Verläufe aufweisen: Bei einer Zunahme der Lagenanzahl erhöht sich zunächst die effektiv induzierte Spannung und fällt anschließend monoton ab. Dieses Verhalten lässt sich dadurch begründen, dass die Querschnitte bei Flachspulen größer sind als die der Zylinder- spulen und daher positive Wechselwirkungen mit den ohmschen sowie kapazitiven Eigenschaften der Lagen entstehen können, die sich bei zunehmender Lagenanzahl verändern. Zudem kann an dieser Stelle der Effekt des Einsatzes von Ferritkernen bei den verwendeten Zylinderspulen genannt werden, die das entstehende Magnetfeld bündeln und den beschriebenen Effekt verstärken. Die konkreten Einsatzgrenzen für

die betrachteten Flachspulenpaare betragen eine Prüfbarkeit von maximal drei Faserlagen bei einem radialen Versatz von 15 mm im Falle der Spulenkonfiguration P_4-P_4 , im Falle der übrigen untersuchten Konfigurationen lediglich 2 Lagen.

Damit verbleibt die Bewertung der Monotoniegrade zur finalen Einschränkung der in Frage kommenden Spulenpaare für den Einsatz im Array.

6.2.2 Monotonie

Mit Berechnung des Monotoniegrades kann eine weitere Eingrenzung von Spulenpaarungen für die Wirbelstromprüfung von Kohlenstofffaserhalbzeugen durchgeführt werden. Dafür werden die Messdaten entsprechend Gleichung (22) spulenpaar- und materialabhängig ausgewertet. Dabei können deutliche Unterschiede zwischen Zylinder- und Flachspulen beobachtet werden. Diese implizieren eine höhere Eignung von Zylinderspulen in Hinblick auf das Monotoniekriterium für die erfassten Spannungskennlinien. Diese Aussage trifft sowohl in Abhängigkeit der Lagenanzahl (vgl. Abbildung 6-21) als auch in Abhängigkeit der radialen Spulenabstände (vgl. Abbildung 6-22) zu. Dabei werden die Monotoniegrade im Mittel für alle untersuchten Spulentypen, getrennt nach Zylinderspulen und PCB-Spulen dargestellt.

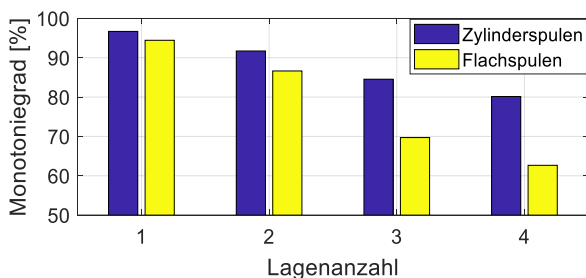


Abbildung 6-21: Lagenanzahlabhängige Monotoniegrade

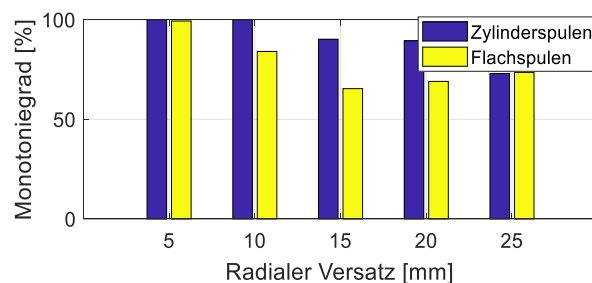


Abbildung 6-22: Abstandsabhängige Monotoniegrade

Es ist zu sehen, dass die erreichbaren Monotoniegrade von Flachspulen im Vergleich zu Zylinderspulen deutlich niedriger sind und sowohl in Abhängigkeit von Lagenanzahl sowie radialem Versatz tendenziell abnehmen. Da dieses Merkmal ein notwendiges Kriterium darstellt, sind die abgebildeten Diagramme für eine abschließende Bewertung allerdings nicht ausreichend, sondern stellen lediglich das gemittelte Verhalten der untersuchten Spulentypen gegenüber. Für die Sensorauslegung muss für jeden Spulentyp individuell überprüft werden, ob das Monotoniekriterium erfüllt ist. Betrachtet man daher die priorisierten Spulenpaare aus vorhergehendem Kapitel, lässt sich die Anzahl möglicher Einsatzbedingungen weiter eingrenzen. Nachfolgende

Tabelle stellt die Monotoniegrade der priorisierten Spulenpaare bei der Prüfung eines einlagigen Leinwandgewebes gegenüber.

Tabelle 6-3: Spulenpaarabhängige Monotoniegrade für ein einlagiges Gewebe

Spulenpaar	Radialer Versatz zwischen Sender-Empfänger-Paar				
	5 mm	10 mm	15 mm	20 mm	25 mm
P ₁ -P ₄	91,78 %	89,33 %	88,00 %	87,11 %	89,33 %
P ₂ -P ₄	100,00 %	91,33 %	93,78 %	87,56 %	87,11 %
P ₃ -P ₄	100,00 %	100,00 %	100,00 %	94,00 %	93,56 %
P ₄ -P ₄	100,00 %	100,00 %	100,00 %	91,78 %	93,33 %
S ₁ -S ₂	100,00 %	100,00 %	100,00 %	100,00 %	100,00 %

Es wird deutlich, dass bei zunehmenden Abständen das bevorzugte Zylinderspulenpaar „S₁-S₂“ durchgängig hinreichende Monotoniegrade aufweist, die eine eindeutige Charakterisierung eines einlagigen Gewebes hinsichtlich seiner Faserorientierungen erlaubt. Im Falle der PCB-basierten Spulen kommen hingegen bis zu einem maximalen radialen Versatz von 15 mm lediglich die Konzepte „P₃-P₄“ und „P₄-P₄“ in Frage. Aufgrund dessen, dass die Senderspule des Typs „P₃“ eine geringere Baugröße aufweist, wird das Spulenpaar „P₃-P₄“ für die weiteren Untersuchungen bevorzugt.

Für zweilagige Gewebe gelten dieselben Einsatzgrenzen, die sich ab einer Lagenanzahl von drei Lagen allerdings einschränken. Lediglich das Spulenpaar „S₁-S₂“, das auf zylinderförmigen Spulen beruht, ist in der Lage, vierlagige Strukturen ohne das Auftreten von nicht monotonen Kennlinien zu charakterisieren. Eine vollständige Darstellung der berechneten Monotoniegrade für alle Spulenpaarkombinationen ist dem Anhang A.9 zu entnehmen.

6.3 Versuchsbewertung

Mit Durchführung der beschriebenen Versuche und ihrer Auswertung konnten die Gestaltungsfreiräume für statisch einsetzbare Wirbelstromsensor-Arrays von 25 möglichen Kombinationen auf lediglich die zwei Varianten P₃-P₄ sowie S₁-S₂ eingeschränkt werden.

Die relevantesten Einflüsse bei der Gestaltung halbtransformatorischer Sensorvarianten sind sowohl für Zylinderspulen als auch für PCB-Spulen der radiale Versatz sowie der Tiefenversatz, die in ihren Haupteffekten miteinander korrelieren. Die Einflüsse durch Verkipfung sind bei Zylinderspulen weniger deutlich ausgeprägt als bei Flach-

spulen, weswegen diese Spulenbauform für nicht ebene Spulenanordnungen zu bevorzugen ist. Der laterale Versatz hat bei beiden Spulentypen einen deutlich negativen Effekt, was in der anschließenden Gestaltung des Sensor-Layouts als Gestaltungsparameter zu berücksichtigen ist. Die finale Bewertung der Eignung individueller Spulenkonfigurationen erfolgt anhand einer materialabhängigen Betrachtung. Die daraus hervorgehenden bevorzugten untersuchten Spulenvarianten sind „S₁-S₂“, „P₃-P₄“, die in einem halbtransformatorischen Spulen-Array zu bevorzugen sind. Die dabei maximal zu realisierenden Spulenabstände bei der Prüfung eines einlagigen Gewebes betragen 25 mm für erstere Spulenkonfiguration und maximal 15 mm für die letzteren.

Die gesammelten Erkenntnisse werden im folgenden Kapitel dafür verwendet, geeignete Array-Designs zu erarbeiten und in ein prototypisches System zu überführen.

7 Prototypische Umsetzung statischer Wirbelstromsensor-Arrays

In diesem Kapitel werden die gewonnenen Prüfstandergebnisse in ein prototypisches Sensor-Array-System übersetzt. Das sich ergebende System besteht aus einzelnen Komponenten, die zur vollständigen Funktionserfüllung konkret ausgestaltet werden müssen. Dazu gehört die Erarbeitung eines konkreten Sensor-Layouts, indem einzelne Sensorpaare gemäß der Prüfstandergebnisse in eine geeignete Ausrichtung zueinander gebracht werden müssen. Die Erarbeitung eines Elektronikkonzeptes erlaubt die notwendige elektronische Feldbewegung in Form einer Multiplexer-Schaltung, die die mittels Funktionsgenerator erzeugten Signale mit einem Oszilloskop messbar machen muss. Damit die Messdaten interpretiert werden können, muss in einer Nutzerschnittstelle sowohl die Messstrategie als auch die notwendigen Auswerterroutinen definiert werden. Das Gehäuse, das die benötigten Hardwarekomponenten beinhaltet, wird gemäß dem beschriebenen Forschungsziel in das Preforming-Werkzeug integriert. Vor dem Hintergrund, dass Preforming Werkzeuge eine Vielzahl an geometrischen Ausprägungen haben können, muss das zu erarbeitende Konzept folglich eine einfache Möglichkeit bieten, sich an wechselnde Einsatzbedingungen anzupassen. Die genannten Elemente lassen sich zu nachfolgend abgebildeten Systemkomponenten zusammenführen, nach denen dieses Kapitel gegliedert ist.

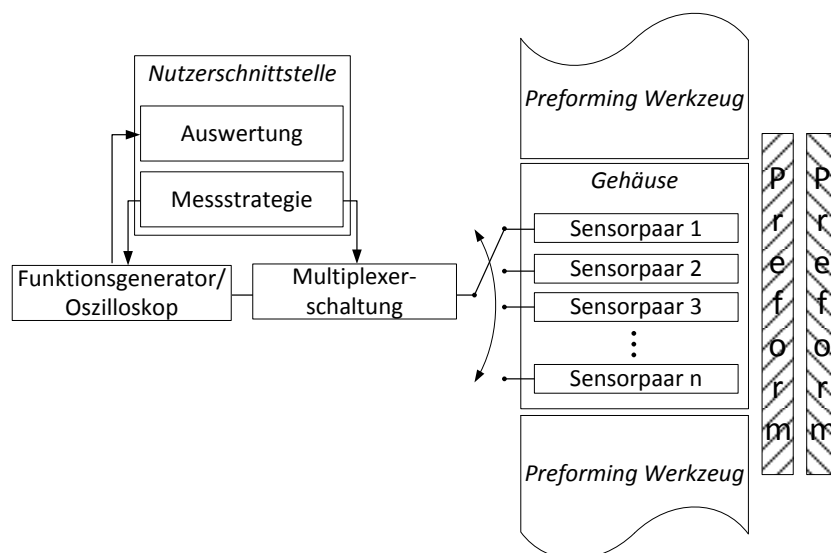


Abbildung 7-1: Werkzeugintegrationskonzept von Wirbelstromsensor-Arrays (Berger & Lanza 2016)

7.1 Sensor-Layout

Wie in Kapitel 3 erläutert, existieren zwei wesentliche Anordnungsformen, in denen die Spulenpaare gemäß vorhergehendem Kapitel angeordnet werden können: Die Matrizen- und die Sternanordnung.

Im vorliegenden Fall bieten Matrizenanordnungen einen hohen Informationshalt über eine definierte Messfläche, wenn eine elektronische Feldbewegung diese abdeckt. Die Realisierung der Feldbewegung kann dadurch erfolgen, indem möglichst alle Spulen des Arrays sowohl die Rolle des Senders- sowie die des Empfängers einnehmen. Die Voraussetzung dafür ist allerdings, dass alle Spulen dieselben geometrischen Ausprägungen haben, um möglichst homogene Übertragungseigenschaften über das gesamte Array zu gewährleisten. Dadurch können die Vorteile, die durch Paarung ungleich gearteter Spulen innerhalb von halbtransformatorischen Sensoren gemäß Kapitel 6 entstehen, nicht gänzlich ausgeschöpft werden.

Sternförmige Anordnungen erlauben hingegen die Ausnutzung zahlreicher Vorteile, die sich durch die bisher vorgestellten Untersuchungen gezeigt haben. In ihrer einfachsten Variante ist die Sternanordnung durch eine mittig positionierte Spule gekennzeichnet, die von einem Kranz aus einer Vielzahl anderer Spulen umgeben ist. Die zirkulär positionierten Spulen lassen sich zudem derart orientieren, dass der als negativ bewertete Einfluss des lateralen Versatzes bei ungleich gearteten Spulen gänzlich eliminiert werden kann. Aus diesen Gründen soll ein sternförmiges Layout sowohl in der Ausführung als PCB-Sensorplatine als auch in Form zylinderförmiger Spulenpaare erzeugt werden.

Die Frage, die dafür allerdings beantwortet werden muss, betrifft die konkrete Anzahl an Spulen, die benötigt wird, um die untersuchten Materialien hinsichtlich ihrer Faserorientierungen zu charakterisieren. Dies ist deswegen von hoher Relevanz, da eine erhöhte Anzahl an Spulen mit einem höheren Informationsgehalt über den Umfang einer Messung einhergeht. Abbildung 7-2 zeigt die beschriebene sternförmige Anordnung mit den relevanten Gestaltungsparametern in allgemeiner Form.

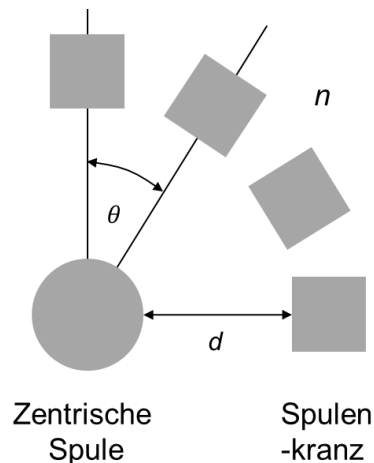


Abbildung 7-2: Gestaltungsparameter sternförmiger Spulen-Arrays

Das sich bei der Layout-Gestaltung ergebende Spannungsfeld bedeutet, dass eine zunehmende Anzahl an Spulen n einen höheren radialen Abstand d zur Senderspule hat, der den in Kapitel 6 identifizierten Grenzen unterliegt. Die sog. Winkelauflösung, die durch den Winkel θ gekennzeichnet ist, ist daher ein wichtiger Gestaltungsparameter, der bei sternförmigen Sensor-Arrays beachtet werden muss. In klassischen messtechnischen Anwendungen existieren Definitionen darüber, in welchem Verhältnis die messtechnische Auflösung zu der zu messenden Größe stehen muss. In Kapitel 5 wurde bereits eine Forderung nach einer Mindestauflösung zur Ermittlung einer Mindestsensitivität der untersuchten Spulenelemente formuliert. Im vorliegenden Kapitel soll derselbe Ansatz dazu genutzt werden, die Mindestanzahl an Spulen innerhalb eines Sensor-Arrays zu definieren.

Laut VDA-Band 5.1 soll die formulierte Mindestauflösung 20 Mal geringer sein als die zu fertigende Toleranz (VDA Band 5.1 2011). Überträgt man diesen Gedanken auf die zu erarbeitende Messanordnung, so müssten im Falle einer Fertigungstoleranz von 5° demnach Messspulen mit einer Winkelauflösung von $0,25^\circ$ zirkulär um eine andere Spule angeordnet sein, um diesen Anforderungen zu genügen. Es ist ersichtlich, dass dies entweder nur mit sehr stark miniaturisierten Komponenten oder sehr großen Sender-Empfänger-Abständen zu erreichen ist. Aus diesem Grund wird im Folgenden ein signaltheoretischer Ansatz diskutiert, der die Minimierung der Anzahl an Spulenelementen zum Ziel hat.

Für die Auslegung eines Sensor-Layouts ist es notwendig, den Verlauf der effektiv induzierten Spannung bei der Rotationsprüfung von Kohlenstofffaserhalbzeugen näher zu betrachten. In Abbildung 7-3 und in Abbildung 7-4 sind die Messergebnisse der Prüfung eines bidirektionalen zweilagigen Geleges bzw. eines unidirektionalen einla-

gigen Gewebes zu sehen. Es wird deutlich, dass sich sinusoidale Amplitudenverläufe über einen Rotationswinkel ergeben, die sich periodisch fortsetzen und deren Maxima in Richtung der vorliegenden Faserorientierung zeigen.

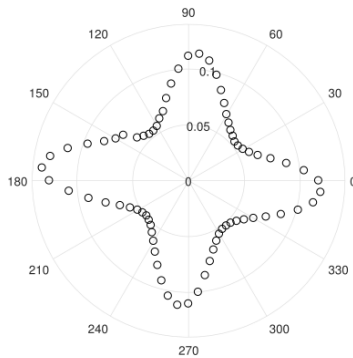


Abbildung 7-3: Bidirektionales zweilagiges Gelege (A_Töpfer 2017)

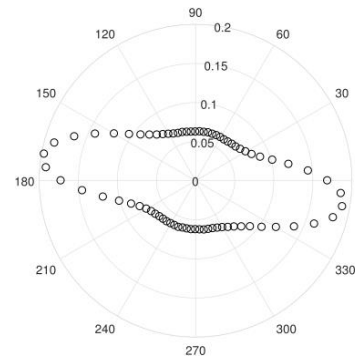


Abbildung 7-4: Unidirektionales Gelege (A_Töpfer 2017)

Um eine Aussage über die Faserorientierung des geprüften Materials durch die Charakterisierung mittels eines Arrays zu erhalten, müssen diese Signalbilder mit einer diskreten Anzahl an Messpunkten rekonstruiert werden. Bereits bei der Festlegung einer Sampling-Rate für die Messung periodischer Signale im MHz-Bereich ist das Shannon-Theorem in Kapitel 5 dieser Arbeit berücksichtigt worden. In diesem Kapitel muss dieses nun erneut berücksichtigt werden, denn die periodischen Signalverläufe in Abbildung 7-3 und Abbildung 7-4 erfordern ebenso eine Mindestanzahl an Messpunkten, um zuverlässig rekonstruiert zu werden. Nach Shannon erfordert die Rekonstruktion eines periodischen Signals mit der Frequenz $f_{Träger}$ eine mindestens doppelt so hohe Frequenz f_{Abtast} , mit der gemessen wird (vgl. Gleichung (26))(Shannon 2001).

$$f_{Abtast} \geq 2 \cdot f_{Träger} \quad (26)$$

(Shannon 2001)

Durch die Wahl der Anzahl an diskreten Messpunkten lässt sich somit die Rekonstruktionsgüte des Signals direkt beeinflussen. Allerdings ist nicht bekannt, welchen Betrag $f_{Träger}$ hat. Es ist naheliegend, dass dieser sich zwischen den obigen Materialien unterscheidet, da zwischen den beiden Messdaten andere Periodizitäten vorliegen. Hinsichtlich der räumlichen Auflösung stellt sich folglich die Frage, welche Mindestanzahl an Messpunkten in Abhängigkeit der Lagenstruktur notwendig ist, um einen Datensatz über den Umfang von 360° eindeutig zu rekonstruieren.

Bei der Erhebung der Datensätze, aus denen obige Abbildungen entstehen, sind am Prüfstand je Sensorkonfiguration, die untersucht wurde, 72 Einzelmessungen entstanden, bei denen die relative Orientierung des Fasermaterials in 5° -Schritten rotiert

wurde. Damit stellen diese Datensätze eine Datengrundlage dar, die als idealer Zustand für die Bewertung eines sternförmigen Spulen-Arrays mit einer räumlichen Auflösung von 5° verwendet werden kann: Jede einzelne Messposition innerhalb einer Messreihe kann ebenso als Position innerhalb eines sternförmigen Spulen-Arrays interpretiert werden. Jeder Satz aus 72 Einzelmessungen stellt somit ein ideal abstrahiertes Spulen-Array aus entsprechend 72 Sender-Empfängerpaaren dar.

Um $f_{\text{Träger}}$ zu ermitteln, werden die Datensätze der obigen Abbildungen für eine Spektralanalyse genutzt, die in Abbildung 7-5 sowie Abbildung 7-6 für die beiden Materialien zu sehen ist. Spektralanalysen werden in zahlreichen Fällen der Signalauswertung verwendet, um relevante Anteile einzelner Frequenzen im Zeitbereich eines gemessenen Signalverlaufs zu identifizieren. Überträgt man diesen Gedanken auf den Spannungsverlauf in Abhängigkeit des Winkels, können also die periodischen Signale dahingehend analysiert werden, dass relevante Frequenzanteile von irrelevanten getrennt werden können und damit eine Aussage darüber entsteht, mit welcher Trägerfrequenz $f_{\text{Träger}}$ das Signal beschrieben ist. Durch Verdopplung dieser Frequenz können die Winkelauflösungen gemäß Shannon-Theorem (vgl. Gleichung (26)) ermittelt werden, die für die vollständige Rekonstruktion des ursprünglichen Signals notwendig sind.

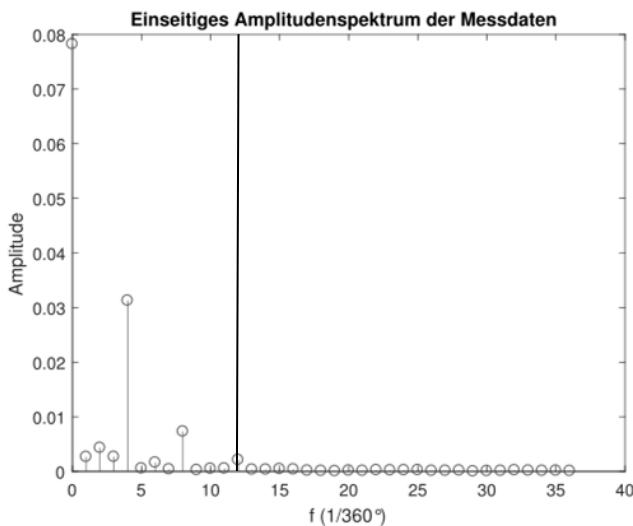


Abbildung 7-5: Spektraldiagramm bidirektionales zweilagiges Gelege (A_Gaumann 2018)

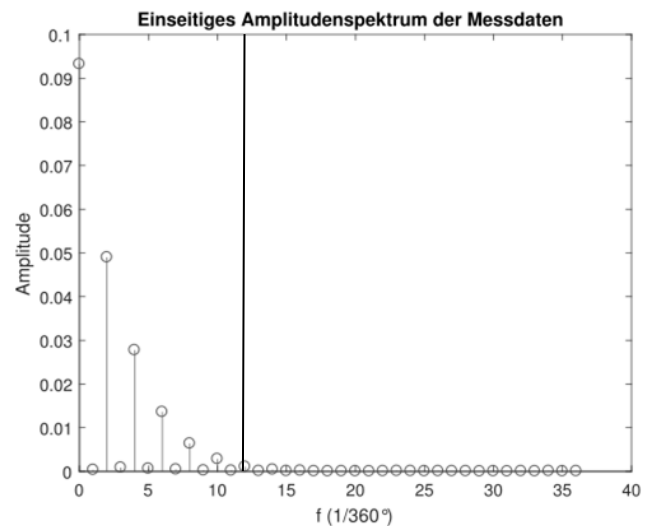


Abbildung 7-6: Spektraldiagramm unidirektionales einlagiges Gelege (A_Gaumann 2018)

Es ist ersichtlich, dass für den Fall der beiden Materialien eine Breitbandbegrenzung vorliegt. Denn es existieren in den betrachteten Spektren signifikante Anteile bis zu maximal $12/360^\circ$. Im Falle des bidirektionalen Materials wird außerdem deutlich, dass

nur Frequenzen im Spektrum zu sehen sind, die ein ganzzahliges Vielfaches von $4/360^\circ$ betragen. Analog dazu befinden sich im Fall des unidirektionalen Geleges nur ganzzahlige vielfache Frequenzen von $2/360^\circ$. Dabei handelt es sich um einen eindeutigen Zusammenhang mit den vorhandenen Faserorientierungen der geprüften Materialien, denn im ersteren Fall sind es vier zu erfassende Vorzugsrichtungen über einen Umfang von 360° , im zweiten lediglich zwei.

Damit liegt nahe, dass auch unter Berücksichtigung des Shannon-Theorems die doppelte Anzahl an Messpunkten, folglich mindestens acht, notwendig ist, um die Materialien eindeutig charakterisieren zu können. Es lässt sich also folgern, dass eine Abtastung mit weniger als 12 Messpunkten für beide Materialien möglich sein sollte, da diese Frequenz den Grenzanteil am gemessenen Signal dargestellt und nicht alle Anteile in gleichem Maße an Signalbild beteiligt sind. Im Gegenzug bedeutet dies allerdings, dass eine Rekonstruktion eines multiaxialen Stack-Aufbaus mit beispielsweise acht Faserbündelorientierungen voraussichtlich nur mit 16 Sender-Empfängerpaaren rekonstruierbar wäre. Die weitere Arbeit beschränkt sich jedoch, wie bei den bisher untersuchten Materialien, weiterhin auf die Prüfung von Lagenaufbauten mit maximal vier Faserorientierungen.

Die sich daraus ergebende Winkelauflösung θ für die zu entwickelnde Sensorik beträgt demnach 30° . In Kombination mit den Ergebnissen bezüglich optimaler Sensor-komponenten ergeben sich die in Abbildung 7-7 abgebildeten Layouts für das Sensor-Array. Dieses kann sowohl als flachspulenbasiertes Array als auch auf Zylinderspulenbasis realisiert werden. Die Ausführung beider Sensorvarianten liegt nahe, da die beiden möglichen Varianten mit individuellen Vorteilen einhergehen. Wie bereits beschrieben, sind Flachspulen auf die Prüfung flacher Strukturen beschränkt, weisen aber eine deutlich bessere Handhabbarkeit im Vergleich zu Zylinderspulen auf. Diese erlauben relative Verkippungen im Array, was die Prüfung gekrümmter Bauteile ermöglicht.

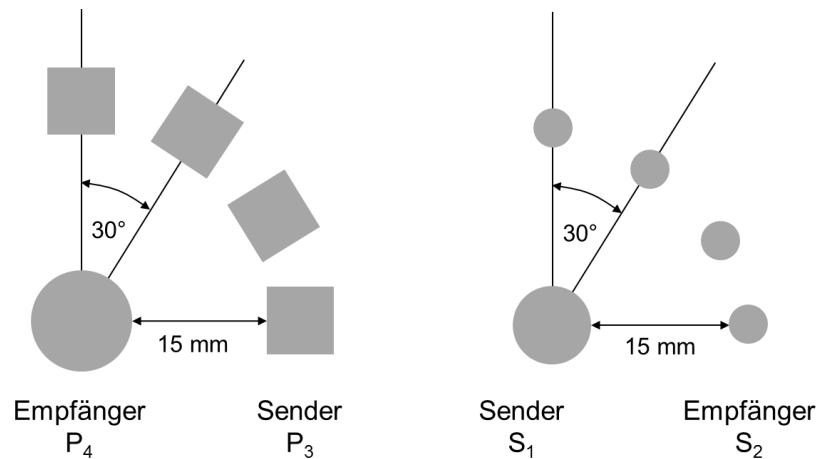


Abbildung 7-7: Schematische Array-Layouts; links: Flachspulen-Array; rechts: Zylinderspulen-Array

Sowohl die Spulenanordnung des Flachspulen-Arrays als auch die des Zylinderspulen-Arrays besitzen eine mittig positionierte Spule sowie zwölf weitere kreisförmige und rings um diese angeordneten Spulen. Im Fall des PCB-Arrays erfüllt die zentrisch positionierte Spule des Typs P_4 die Rolle des Empfängers und die quadratischen Spulen des Typs P_3 die Rolle des Senders. Entgegengesetzt dazu sind die Rollen im Zylinderspulen-Array vertauscht. Dies ist dadurch begründet, dass die außen positionierten Spulen des Typs S_2 einen geringeren Durchmesser haben als die Spule S_1 . Damit lassen sich geringere Array-Durchmesser realisieren und erlauben somit einen platzsparenden Sensoreinsatz.

Durch die unterschiedlichen Wirkweisen dieser Sensoren wird lediglich im Fall von PCB-basierten Arrays eine elektrische Feldbewegung erzeugt, wohingegen beim Zylinderspulen-Array der Kanal des Oszilloskops sich während der Messung räumlich über den Umfang des Sensors verlagert. Wie dies realisiert ist, wird im folgenden Kapitel zur Elektronikstruktur näher erläutert.

7.2 Elektronikstruktur

Mit final bestimmter Anzahl und Anordnung an Spulenelementen widmet sich das folgende Unterkapitel der Systemstruktur sowie ihrer Umsetzung in ein prototypisches Sensorsystem.

7.2.1 Elektronikkonzept

Für die Anwendung des halbtransformatorischen Messprinzips in einem Sensor-Array muss das verwendete Oszilloskop automatisierbar in Kombination mit einer echtzeit-

nahen Datenauswertung betrieben werden können. Darüber hinaus soll das Gerät mit einer Empfänger- und mehreren Senderspulen bzw. umgekehrt betrieben werden. Die flexibel erweiterbare Verwendung einer sog. Multiplexer-Schaltung erlaubt es dabei, sowohl den Ausgang des genutzten Einkanal-Funktionsgenerators als auch den Signaleingang des Oszilloskops in zeitlicher Abhängigkeit mit verschiedenen Senderspulen durchzukontaktieren. Die benötigten Informationen über den Schaltvorgang, wie die Steuerung der Schaltzeiten und die Reihenfolge der geschalteten Spulen kann dabei durch einen Mikrocontroller gehandhabt werden. Programmierschnittstellen wie Matlab bieten die Möglichkeit, sowohl Mikro-Controller als auch digitale Oszilloskope in Echtzeit anzusteuern, zu betreiben und die gewonnenen Messdaten auszuwerten.

Mit den beschriebenen Elementen lässt sich eine Struktur abbilden, die in die Komponenten des physischen Sensor-Arrays, einer Schaltplatine, der Auswerteelektronik, der Signalerzeugung sowie der Steuerung unterteilt werden kann (vgl. Abbildung 7-8). Die Auswertelektronik sowie der Funktionsgenerator sind bereits in Kapitel 5 vorgestellt worden und wurden für die Untersuchungen während der Parametervariation des halbtransformatorischen Sensors verwendet. Das Sensor-Array umfasst die Spulenordnungen gemäß der Layouts in Abbildung 7-7.

Die Schaltplatine beinhaltet die Multiplexer-Schaltung zur Erzeugung der Feldbewegung bzw. zur Veränderung der Messposition. Durch die beiden gegensätzlichen Wirkprinzipien der vorgestellten Array-Typen wird deutlich, dass eine funktionale Trennung zwischen den Elementen des Sensors und der elektronischen Steuerung notwendig ist.

Je nach eingesetzter Sensorvariante müssen die Signalein- und -ausgänge vertauschbar sein, was durch den Einsatz von Bayonet-Concelman-Buchsen (BNC) ermöglicht wird. Je nach Betriebsart kann der Eingang des Funktionsgenerators somit entweder an die zwölf außen sitzenden oder an die mittig sitzende Spule gelegt werden – unabhängig von der Sensorausführung. Dementsprechend ergibt sich der Anschluss des digitalen Oszilloskops durch die einzige verbleibende Anschlussmöglichkeit. Schaltposition „1“ entspricht dabei dem Einsatz mit elektronischer Feldbewegung, wohingegen Schaltstellung „2“ im Betrieb des Zylinderspulen-Arrays eingenommen wird.

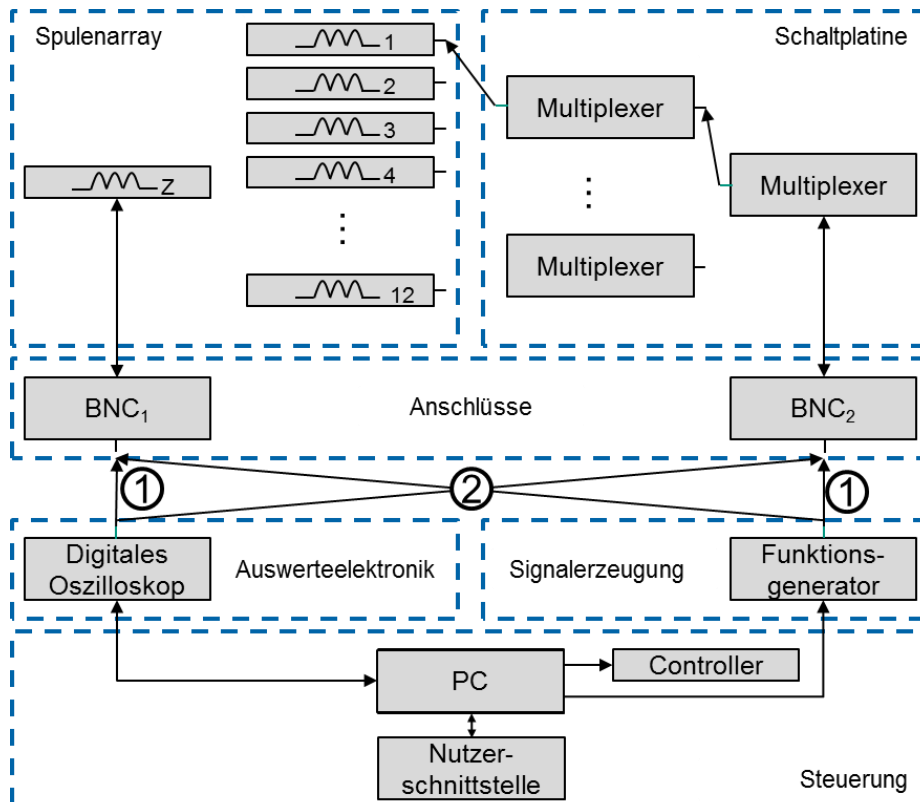


Abbildung 7-8: Elektronisches Schema von Wirbelstromsensor-Arrays, 1. Zentrale Spule als Empfängerspule; 2. Zentrale Spule als Senderspule

7.2.2 Prototypische Umsetzung der Elektronikkomponenten

Nachfolgend werden die Systemkomponenten „Spulen-Array“ und „Schaltplatte“ im Detail beschrieben.

7.2.2.1 PCB-Spulen-Array

Die PCB-basierten Sensorvarianten sind jeweils als starrer und als flexibler Sensor ausgeführt. Die flexible Sensorvariante besteht aus Kupferbahnen, die beidseitig auf einer Polyimid-Folie aufgebracht sind. Dabei lassen sich identische Leiterplatten-Layouts wie auf starren Printed Circuit Boards realisieren, deren Aufbau in (Salski et al. 2015) bereits beschrieben wurde. Wie in der systematischen Bewertung von geometrischen Einflüssen auf das Sensor-Layout beschrieben, lässt diese Sensorvariante keinen Einsatz in der Prüfung stark unebenmäßiger Geometrien zu, sondern beschränkt sich auf leicht gekrümmte Oberflächen mit Krümmungswinkeln kleiner als 5° . Das Spulen-Array verfügt an seiner werkstückabgewandten Oberseite über 13 Steckverbinder, einen für die mittig angebrachte Empfängerspule und zwölf ringsum positionierte Senderspulen. Mit dem Layout, das in Abbildung 7-9 dargestellt ist, lassen sich die Erkenntnisse aus der Konzeptbewertung realisieren: Die Bauformen der Sen-

derspulen entsprechen denen des Spulentyps P_3 , die der Empfängerspule einer kreisrunden Spule des Typs P_4 . Während eines Messdurchlaufes erfolgt also die elektronische Feldbewegung rings um die Empfängerspule, indem die Durchkontaktierung zwischen Funktionsgenerator von Senderspule zu Senderspule variiert wird. Die Abstände zwischen Sender und Empfänger betragen 15 mm, was mit Durchführung der Versuche einem 100%-igen Monotoniegrad, sowie signifikant überschrittener Mindestamplitudendifferenz entspricht. Die Gesamtabmessungen der Platinen betragen 100 x 100 mm². Ein detaillierter Schaltplan der beschriebenen Elemente ist dem Anhang A.10 zu entnehmen (A_Egloff 2017).

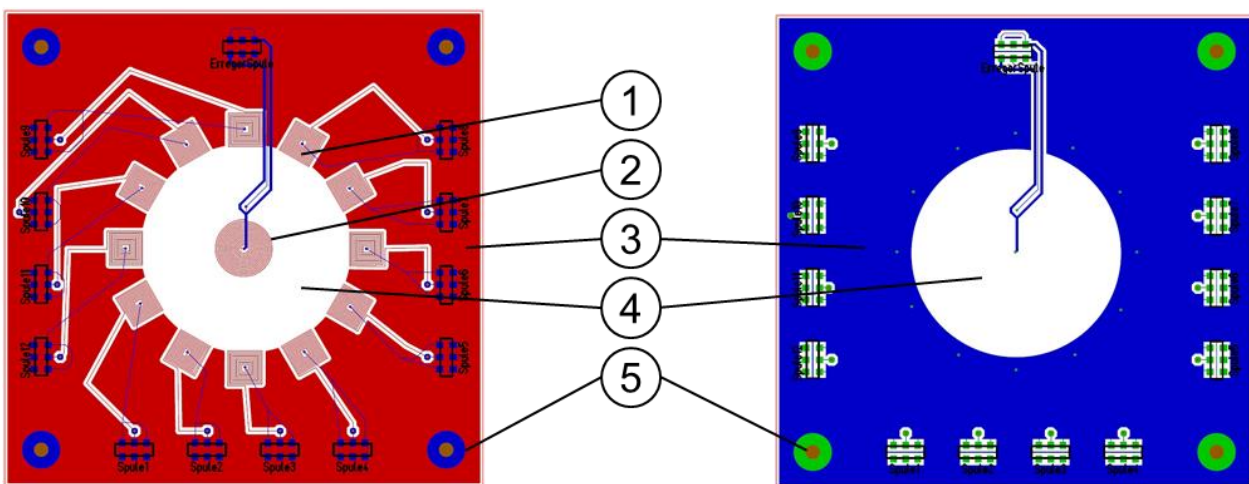


Abbildung 7-9: Beidseitige Ansicht des Sensorplatinen-Layouts: 1. Senderspulen P_3 ; 2. Empfängerspule P_4 ; 3. Massefläche; 4. Übertragungsstrecke; 5. Schirm

Die Realisierung der Layouts ist in nachfolgender Abbildung 7-10 zu sehen.

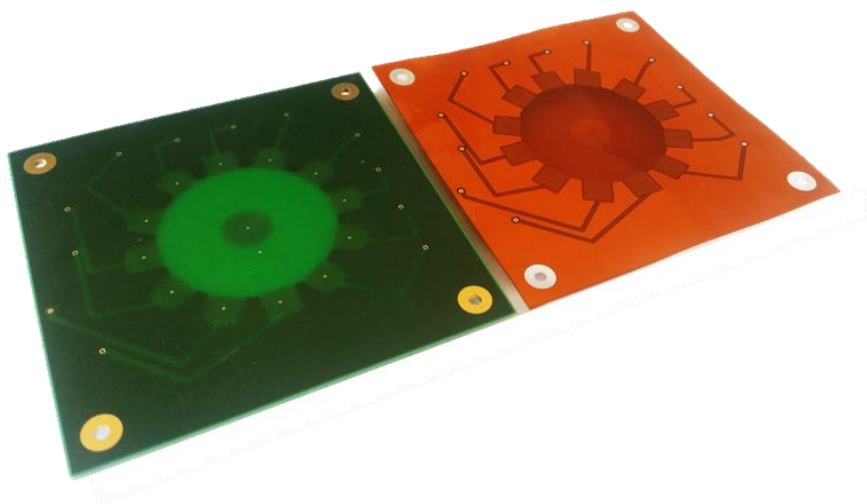


Abbildung 7-10: Realisierte PCB-Spulen-Arrays; links: starr, rechts: flexibel

Die beschriebenen Sensoren werden einem Zylinderspulen-Array gegenübergestellt, der im Folgenden beschrieben wird.

7.2.2.2 Zylinderspulen-Array

Analog zum Aufbau des PCB-basierten Flachspulen-Arrays werden bei der Realisierung von Zylinderspulen-Arrays ebenso zirkulär angeordnete Spulen rings um eine weitere mittig positionierte Spule angebracht. Wie zu Beginn des Kapitels erläutert, erfüllt die mittig angebrachte Spule die Rolle des Senders, die ringsum positionierten Spulen hingegen die der Empfänger. Die Spulen werden auf einer Polyvinylchlorid-Folie (PVC) mittels Schmelzklebstoff aufgebracht und die Leitungen nach oben hin herausgeführt. Damit entsteht eine physische Schnittstelle, die zur Flachspulenvariante identisch ist. Abbildung 7-11 zeigt den Aufbau des physischen Sensor-Arrays.

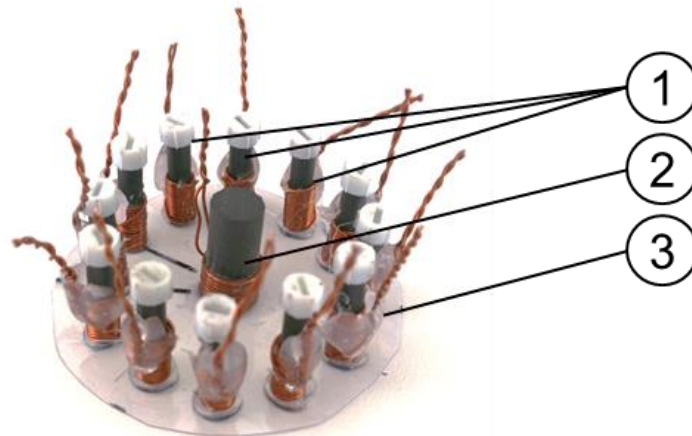


Abbildung 7-11: Zylinderspulen-Array: 1. Empfängerenspulen S_2 ; 2. Senderspule S_1 ,
3. PVC-Trägerfolie

Die vertauschten Rollen innerhalb der Spulenanordnung müssen bei der Gestaltung der Schaltplatine berücksichtigt werden. Daher wird ihre Funktionsweise im Folgenden näher erläutert.

7.2.2.3 Schaltplatine

Zur Erzeugung der elektrischen Feldbewegung bzw. der räumlichen Verlagerung der Messposition werden Hochfrequenz-Breitband-Analog-Multiplexer des Typs ADG904-R3 eingesetzt (Analog Devices 2018). Um die Anzahl der Kanäle kostensparend zu erhöhen, werden diese auf zwei funktionellen Ebenen kaskadiert. Die erste Ebene besteht aus einem einzelnen Multiplexer, der mit drei weiteren auf der zweiten Ebene verbunden ist. Die zweite Ebene ist wiederum direkt mit den ringsum positionierten Spulen verbunden. Dadurch wird eine Erweiterung von einem auf vier und wiederum

von vier auf zwölf Kanäle möglich. Durch Einbringen einer weiteren Ebene nach dem identischen Schema ließe sich also darüber hinaus die Kanalanzahl auf 48 erweitern. Abbildung 7-12 zeigt das Layout der Schaltplatine in der Variante, mit der die Ergebnisse dieser Arbeit gewonnen wurden.

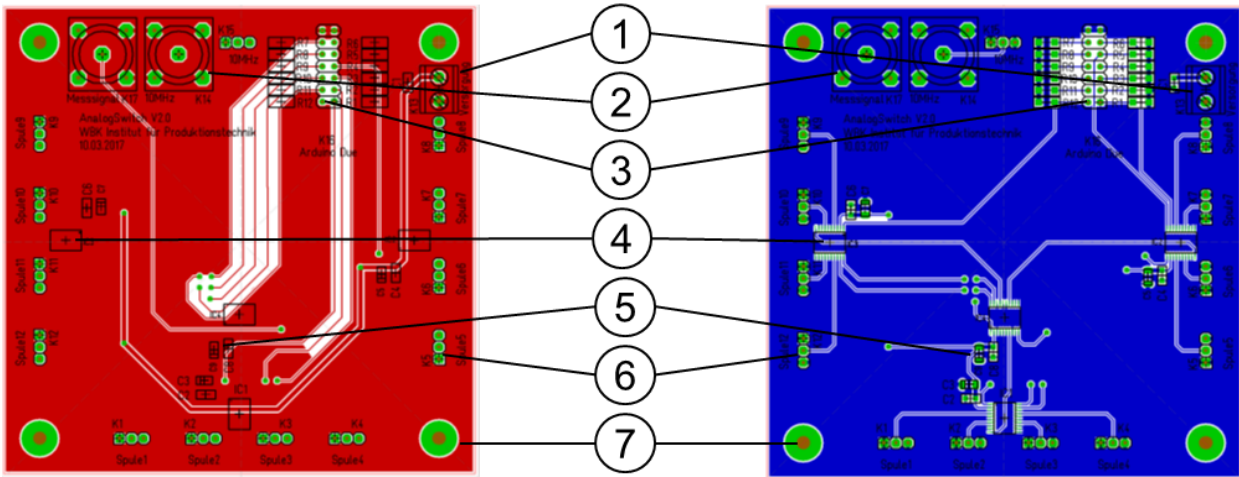


Abbildung 7-12: Beidseitige Ansicht des Schaltplatten-Layouts: 1. Spannungsversorgung; 2. BNC-Buchsenanschluss; 3. 12-Pin Stecker zu Arduino; 4. Multiplexer; 5. Kondensatoren-Spannungsstabilisierung; 6. Hochfrequenz-Steckerterminals; 7. Schirm

Zur Steuerung der Multiplexer wird das Entwickler-Board Arduino Mega 2560 verwendet, dessen GPIO-Pins (engl: general purpose input/output) über ein Flachbandkabel mit der Schaltplatine verbunden sind (Arduino 2018). Das Entwickler-Board sowie das Oszilloskop werden gemeinsam von einem Matlab-Skript angesteuert, das im Unterkapitel zur informationstechnischen Struktur näher erläutert ist.

Die vorgestellten Komponenten werden mit individuell programmierten Software-Paketen betrieben. Daher werden im Folgenden die Datenverarbeitungsstrukturen vorgestellt, die die Modularität der Elektronik-Hardware handhaben und im Rahmen der Arbeit zum Einsatz kommen.

7.3 Daten- und Signalverarbeitung

Die Module zur Datenverarbeitung bestehen aus individuellen Einheiten, die über eine graphische Nutzerschnittstelle (GUI) angesprochen werden und die Messdaten des digitalen Oszilloskops im Sinne der Messaufgabe verarbeiten. Dabei ist der Nutzer ausschließlich über die GUI mit dem System in Kontakt, die die Einrichtung des Sensors sowie die Interpretation der erhobenen Daten erlaubt. Die damit verbundenen Elemente umfassen sowohl die Konfiguration der Betriebsparameter des Messsystems im „Konfiguration“-Modul als auch die Berechnung der Faserbündelorientie-

rungen aus den gemessenen effektiv induzierten Spannungen. Das Modul „Messung“ beinhaltet die reine Erhebung der Spannungswerte sowie ihre räumliche Zuordnung, während das Modul der „Null-Referenzierung“ die Verwendung von Kompensations- und Korrekturfaktoren erlaubt, um unvermeidbare Schwankungen in der Messung zu berücksichtigen. Daraus entstehen referenzierte Messdaten, die im Modul zur Berechnung des Faservorzugswinkels interpretiert und an den Nutzer zurückgegeben werden. Abbildung 7-13 verdeutlicht den Informationsfluss schematisch.

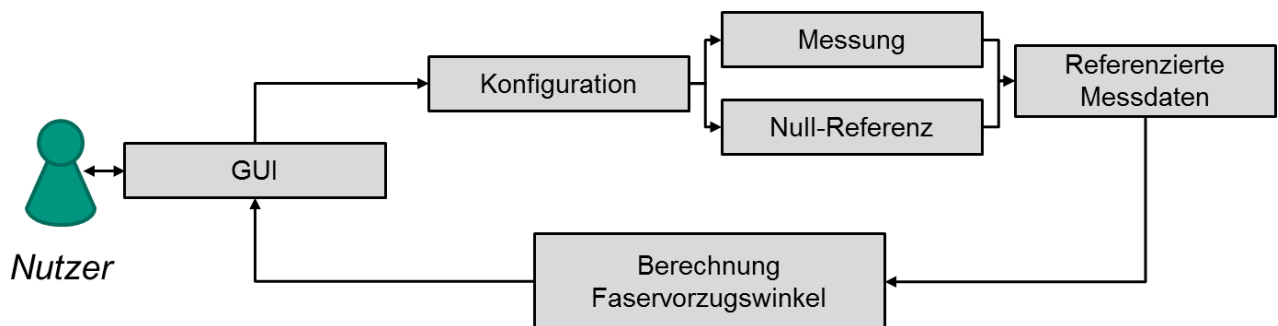


Abbildung 7-13: Funktionsschema der Datenverarbeitung

Im Folgenden soll zunächst die graphische Nutzerschnittstelle vorgestellt werden. Anschließend folgt eine Diskussion zur Methode für die Berechnung des Faservorzugswinkels. Anhand dieser werden die Ergebnisse bei der Wahl einer geeigneten Null-Referenzierungsmethode beleuchtet, da diese miteinander wechselwirken.

7.3.1 Nutzerschnittstelle

Die für den Betrieb des Sensor-Arrays zu treffenden Angaben sind in den zu definierenden „(Messdaten-)Eingang“, dem Modus des „Funktionsgenerators“, der „(Spulen-)Konfiguration“ sowie dem „Messmodus“ unterteilt. Die genannten Elemente sind in der GUI in Abbildung 7-14 zu sehen.

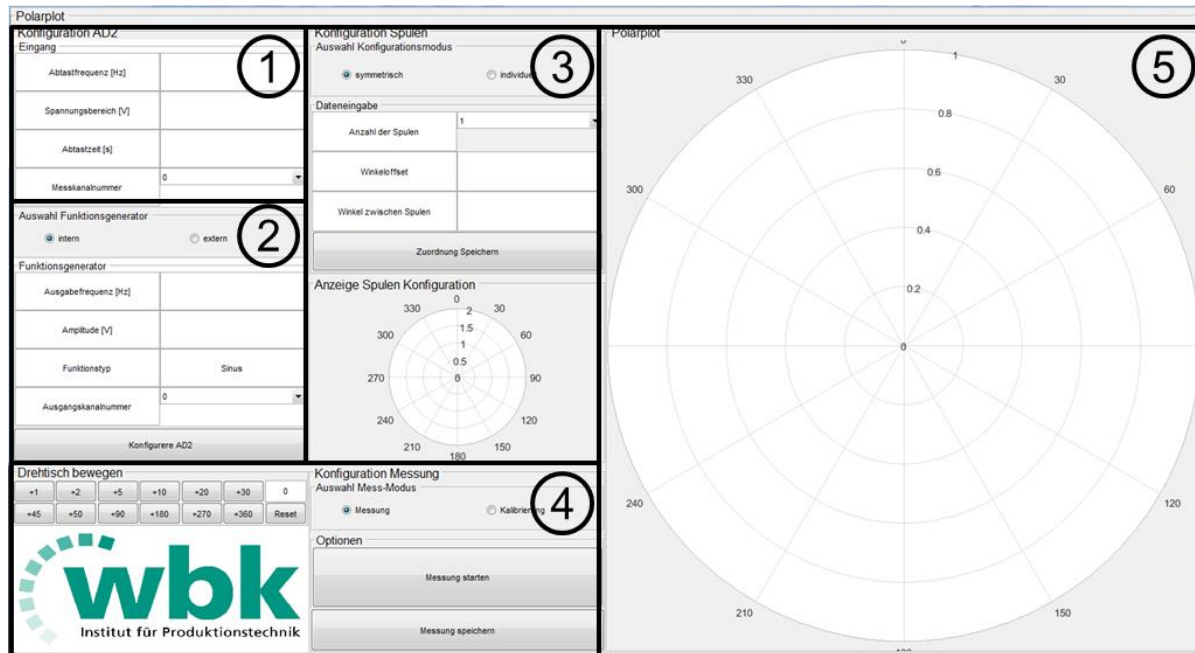


Abbildung 7-14: Nutzeroberfläche für Sensor-Array-Betrieb; 1. Eingang, 2. Funktionsgenerator, 3. Konfiguration Spulen, 4. Konfiguration Messung, 5. Polarplot Die im Panel „Eingang“ zu treffenden Parameter sind die festzulegende Abtastfrequenz, die dem Abtasttheorem entsprechend zu wählen ist, sowie dem Spannungsbereich, in dem die effektiv gemessenen Spannungen angegeben werden sollen. Die Abtastzeit definiert die absolute Aufnahmedauer, in der diskrete Messpunkte entsprechend der Abtastfrequenz aufgenommen werden. Die Abtastraten, die für die Untersuchungen verwendet wurden, betragen 100 Megasamples/s.

Bei der Konfiguration des „Funktionsgenerators“ ist es dem Nutzer überlassen, einen externen Funktionsgenerator zu nutzen oder das Funktionsgenerator-Feature des Gerätes „Analog Discovery 2“ zu wählen. Im letzten Fall kann durch die GUI sowohl die Frequenz als auch die Spannungsamplitude eines generierten Erregersignals definiert werden. Zudem kann seine Form festgelegt werden, die zwischen sinusoid, rechteckförmig sowie dreieckförmig variieren kann.

Im Modul „Konfiguration Spulen“ definiert sich die Anzahl der anzusteuernenden Empfängerspulen sowie ihre Position innerhalb eines sternförmigen Sensor-Arrays. Zudem kann im Modul „Konfiguration Messung“ zwischen einem Mess- und einem Null-Referenzmodus gewählt werden. Durch den Messmodus erfolgt die reine Aufnahme der effektiv induzierten Spannungen je Spulenpaar sowie die räumliche Zuordnung der Daten auf dem Polardiagramm, das im rechten Teil der GUI zu sehen ist. Da die Messwerte jedoch in Ihrer Sensitivität unvermeidlich streuen, muss dies in der Be-

rechnung der Faservorzugswinkel berücksichtigt werden. Dies erfolgt durch die sog. Null-Referenzierung, die in einem entsprechenden Software-Modul hinterlegt sind.

Um die Null-Referenzierungsmethode geeignet gestalten zu können, muss zunächst erläutert werden, wie aus den zwölf räumlich verteilten Messpunkten auf die Faservorzugsorientierung geschlossen werden kann.

7.3.2 Berechnung des Faservorzugswinkels

Bei der Berechnung des Faservorzugswinkels handelt es sich um die Rekonstruktion eines Signals anhand einzelner Punkte, die in festem Abstand zueinander entlang des Graphen angeordnet sind. Im vorgestellten Fall beschreibt dieser Graph die räumliche Verteilung der elektrischen Leitfähigkeit des untersuchten Halbzeuges und damit auch der Faservorzugsorientierung. Die Herausforderung hinsichtlich Rekonstruktion liegt im diskutierten Fall in der zuverlässigen Erfassung lokaler Maxima, die nicht auf einer Stützstelle – also exakt entlang der Verbindungslinie zwischen einem Sender-Empfänger-Paar liegen –, aber dennoch zuverlässig als lokales Maximum erfasst werden müssen. Die Stützstellen repräsentieren daher entlang der horizontalen Achse die Richtungen, in denen im Array gemessen wird. Folgende Abbildung verdeutlicht diesen Sachverhalt.

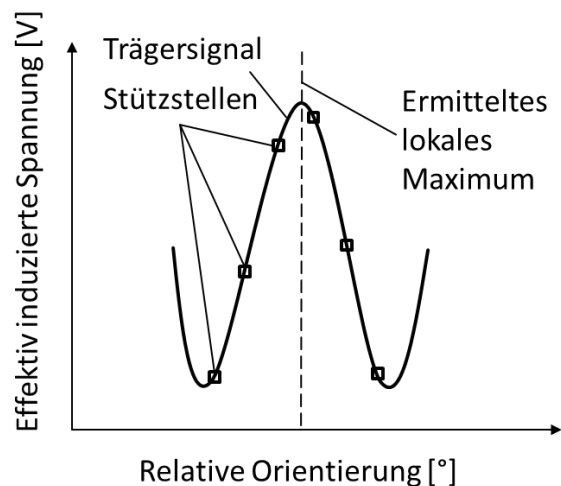


Abbildung 7-15: Interpolationsschema

Im Folgenden sollen zwei Verfahren einander gegenübergestellt und diskutiert werden, mit denen das Trägersignal rekonstruiert werden kann: Die Bézier Spline-Interpolation und die Diskrete Fourier Transformation. Beide Verfahren weisen prinzipbedingte Vor- und Nachteile auf, die es zu vergleichen gilt.

7.3.2.1 Bézier Spline-Interpolation

Bézier-Splines (auch B-Splines) sind stückweise Polynome verschiedener Grade, die zwischen einzelnen Stützstellen aufgehängt werden und durch zu erfüllende Randbedingungen einen stetigen Verlauf von Interpolationsintervall zu Interpolationsintervall besitzen. Mit Erhöhung des Grades der Polynome kann sich die Glattheit der Polynomkette erhöhen. Gleichzeitig steigen jedoch die Anforderungen an die Anzahl verfügbarer Nebenbedingungen, die erfüllt werden müssen. In der vorliegenden Arbeit wurden Polynome dritten Grades verwendet, die durch die Koeffizienten m_0 - m_3 in Abhängigkeit des Rotationswinkels α stückweise Verläufe des gemessenen Signals $f_n(\alpha)$ repräsentieren. n entspricht der Anzahl der zu rekonstruierenden Intervalle, die gemäß Sensor-Layout zwölf beträgt.

$$f_n(\alpha) = m_0 + m_1 \cdot \alpha + m_2 \cdot \alpha^2 + m_3 \cdot \alpha^3 \quad (27)$$

7.3.2.2 Diskrete Fourier Transformation

Durch die oszillierenden Verläufe der messbaren Signale ist es naheliegend, neben den beschriebenen Polynomstrukturen ebenso trigonometrische Funktionen für die Rekonstruktion des Trägersignals zu verwenden. Im diskutierten Fall kann die Diskrete Fourier Transformation (DFT) dazu verwendet werden, Linearkombinationen von Sinus- und Cosinusfunktionen zu erzeugen, um den unbekanntem Signalverlauf zu rekonstruieren. Die Grundform der DFT ist durch Gleichung (28) repräsentiert. Die Koeffizienten a_k bzw. b_k sowie a_n entscheiden über den winkelabhängigen Verlauf von $f_n(\alpha)$. Analog zur Bézier Spline-Interpolation entspricht n der Anzahl der zwölf zu rekonstruierenden Intervalle.

$$f_n(\alpha) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{n-1} (a_k \cos(k\alpha) + b_k \sin(k\alpha)) + a_n \cos(n\alpha) \quad (28)$$

Für die Verwendbarkeit der DFT muss das Signal hinreichend oft periodisch fortgesetzt werden, um die charakteristischen Eigenschaften der Fourier Transformation ausnutzen zu können. Im vorliegenden Fall betrug die Erweiterung 5 weitere Perioden, die einen identischen Verlauf aufweisen. Die Rekonstruktion des Signals erfolgt wie in Gleichung (28) definiert.

Nach erfolgter Signalrekonstruktion erfolgt die Analyse der Signalverläufe, die die Extremwertermittlung zum Ziel hat, um auf die Faservorzugsorientierung schließen zu können.

7.3.2.3 Extremwertermittlung zur Berechnung der Faserbündelorientierung

Durch grundlegende Operationen der Analysis werden die interpolierten Signalabschnitte hinsichtlich vorliegender Maxima untersucht. Dafür werden die interpolierten Abschnitte zunächst zweifach nach dem Umfangswinkel α differenziert. Zur eindeutigen Bestimmung des Maximalwertes müssen folgende Randbedingungen erfüllt werden:

$$\frac{df_n}{d\alpha} = 0, \frac{d^2f_n}{d\alpha^2} < 0 \quad (29)$$

nach (Arens et al. 2015)

Zu den Randbedingungen, die für die Ermittlung eines lokalen Maximums zusätzlich berücksichtigt werden müssen, kommt hinzu, dass das ermittelte Extremum $f_{n,max}$ einen höheren Betrag aufweisen muss als die Stützstellen, also an den Rändern α_{nmin} und α_{nmax} des rekonstruierten Abschnittes. Dies ist durch folgende Bedingungen repräsentiert.

$$f_{n,max} \geq f_n(\alpha = \alpha_{nmin}), f_{n,max} \geq f_n(\alpha = \alpha_{nmax}) \quad (30)$$

Damit sind alle relevanten Berechnungsvorschriften erläutert worden, mit denen die beiden Interpolationsmethoden gegenübergestellt werden können.

7.3.2.4 Vergleichende Gegenüberstellung der Interpolationsmethoden

Das Hauptkriterium, nach dem beide Methoden miteinander verglichen werden können, ist die Streuung der Messgröße „Faservorzugsrichtung“ in Form einer Standardabweichung, die bei identischer Messaufgabe zwischen den beiden Methoden auftritt.

Um diesen methodenabhängigen Streuungseffekt beobachten und im Weiteren diskutieren zu können, werden mithilfe des Prüfstandes idealisierte Messdaten mit einer räumlichen Auflösung von 720 Messungen über einen Umfang von 360° über einer defektfreien einlagigen Gewebeprobe erhoben. Damit wird ein ideales sternförmiges Array nachgebildet, das eine Winkelauflösung von $0,5^\circ$ besitzt.

Anschließend wird die bestehende Datengrundlage systematisch reduziert, indem einzelne Messpunkte und damit Stützstellen für die Interpolation aus dem Datensatz systematisch entfernt werden. Dadurch wird ein und dasselbe Mess-Szenario mit einer variierenden Anzahl an Spulenpaaren simuliert. Die Variable n beträgt darin die Anzahl an simulierten Spulenpaaren, mit denen der ursprüngliche Datensatz von 720 Messpunkten untersucht wird. Bei einer Anzahl an $n=2$ Spulenpaaren resultieren somit 360 Messszenarien, bei $n=3$ sind es 240 etc.

Zudem werden die bestehenden Messpunkte durch Bildung einer Zufallszahl in ihrer Phasenlage 20-fach verschoben und mittels der beiden Methoden der Spline- und Fourier-Interpolation untersucht. Das Ergebnis umfasst somit definierte Streubereiche von jeweils 20 stichprobenhaften Einzelmessungen, in denen sich die errechneten Extremwerte befinden, während eine identische Messsituation bei unterschiedlichen Sensorauflösungen abgebildet wird. Abbildung 7-16 veranschaulicht das beschriebene Schema.

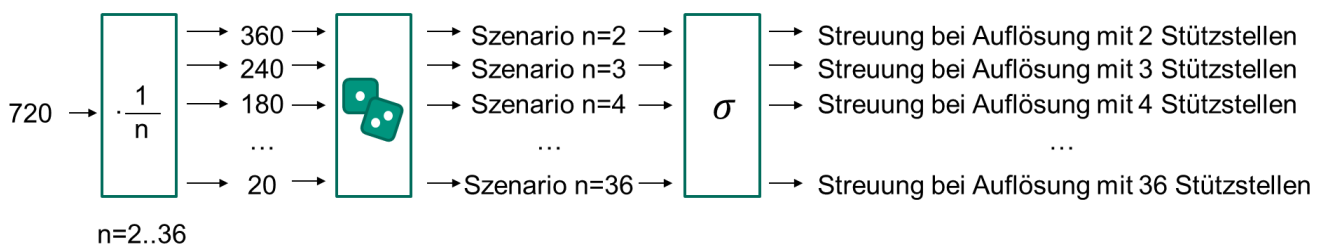


Abbildung 7-16: Schema der Auflösungssimulation zum Vergleich von Interpolationsmethoden.

Wendet man diese Auflösungssimulation auf die untersuchten Materialproben an, lassen sich charakteristische Verläufe beobachten, die die Standardabweichung der Messergebnisse beschreiben. Die nachfolgenden Abbildungen zeigen die errechneten Standardabweichungen für simulierte Sensorauflösungen von zwei bis 36 Spulenpaaren innerhalb eines sternförmigen Arrays für ein einlagiges Gewebe (vgl. Abbildung 7-17) sowie ein unidirektionales Gelege (vgl. Abbildung 7-18). Als interpretierbares Ergebnis ist die Standardabweichung der errechneten Faservorzugsorientierungen in Abhängigkeit der simulierten Spulenanzahl auf der vertikalen Achse aufgetragen.

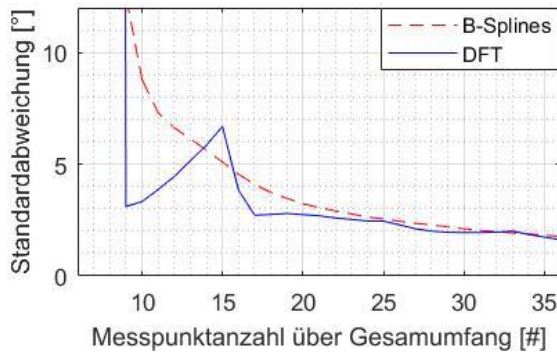


Abbildung 7-17: Standardabweichungen Gewebe

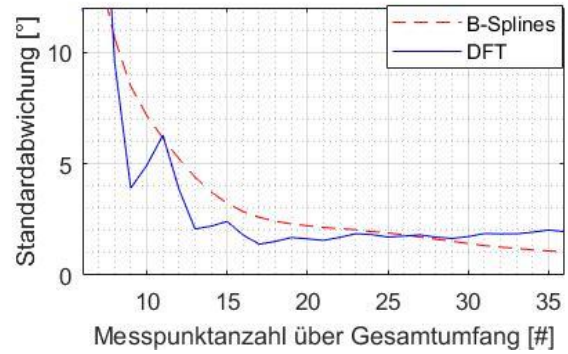


Abbildung 7-18: Standardabweichungen unidirektionales Gelege

Es kann materialübergreifend beobachtet werden, dass sich prinzipbedingte Unterschiede im Verlauf der Standardabweichungen ergeben. Die Auswirkung der Winkelauflösung in der B-Spline-Interpolation verläuft streng monoton fallend bei zunehmender Anzahl an Stützstellen, sowohl für das Gewebe als auch für das Gelege. Dies bedeutet, dass die Spline-Interpolation eine gut vorhersagbare Interpolationsmethode darstellt, deren Unsicherheit in Abhängigkeit der Messpunktanzahl, also einer höheren Winkelauflösung, abnimmt und durch eine umgekehrte Proportionalität zueinander steht (vgl. Gleichung (31)).

$$\sigma_{min,B-Spline} \sim \frac{1}{Messpunktanzahl} \quad (31)$$

Im Vergleich dazu wird deutlich, dass sich bei Anwendung der DFT-Methode der Verlauf der sich ergebenden Unsicherheitsbereiche stark nicht monoton verhält. Dies ist durch markante Peaks im Verlauf gekennzeichnet, die in wiederkehrenden Abständen lokale Minima der Standardabweichung beinhalten. Diese gehorchen der in Gleichung (32) abgebildeten Systematik.

$$f_{min,DFT} = 2k \cdot f_{grund} + 1 \quad (32)$$

Dabei ist f_{grund} die zu rekonstruierende Grundfrequenz, die durch die Materialstruktur bedingt ist. Im Falle von Geweben mit vier Faservorzugsrichtungen beträgt diese somit $4/360^\circ$, mit zwei Faserorientierungen entsprechend $2/360^\circ$ etc. Dieses Erkenntnis untermauert die Gültigkeit der signaltheoretischen Betrachtung und führt zu dem Schluss, dass die optimale Anzahl von eingesetzten Messspulen in Abhängigkeit der Materialstruktur dimensioniert werden kann. Dies liegt daran, dass

der nichtmonotone Verlauf mit der beschriebenen Systematik dem Sampling-Theorem nach Shannon gehorcht (Shannon 2001).

Für die Ableitung allgemeingültiger Gestaltungsrichtlinien für Sensor-Arrays kann festgehalten werden, dass sich in Abhängigkeit der Sensorauflösung Vorteile durch die DFT-Interpolation erreichen lassen. Bei gleicher Winkelauflösung lassen sich deutlich geringere Standardabweichungen simulieren als bei der Interpolation mittels B-Splines. Allerdings ist diese Methode in ihrer Form nur auf periodische Signalverläufe anzuwenden, die im Serienfall nicht zwangsläufig gewährleistet sind. Dies kann durch auftretende Defekte bedingt sein, die den Signalverlauf in seiner Form verändern. Daher stellt die B-Spline-Interpolation als konservativere der beiden Methoden die zuverlässigere Möglichkeit zur Signalrekonstruktion dar. Kann im Falle des Messsystemeinsatzes jedoch gewährleistet werden, dass ein ungestörtes Material mit globaler Fehlorientierung vorliegt, kann die DFT die zuverlässigere der beiden Varianten darstellen.

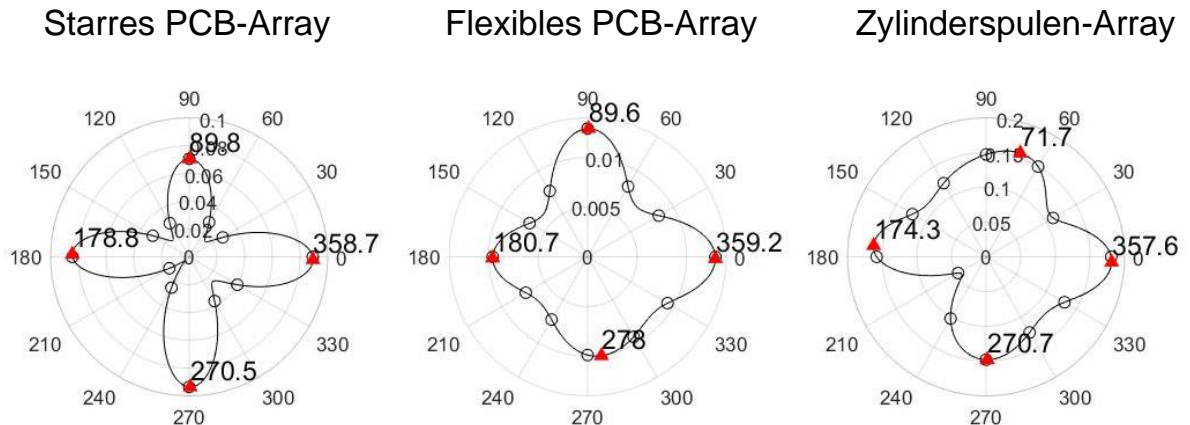
Im Gegensatz zu dem idealisierten Array, bestehend aus 720 Spulenpaaren, sind die real gefertigten Sensoren unvermeidlichen Schwankungen in ihren elektrischen Eigenschaften unterworfen. Dies kann dazu führen, dass die über den Umfang des Sensors gemessenen Spannungen auf unterschiedlichen Niveaus liegen und damit das zu rekonstruierende Signal verzerren. Daher soll im Folgenden die sog. Null-Referenzierung beleuchtet werden, mit der derartige negative Effekte kompensiert werden können.

7.3.3 Null-Referenzierung

Der Einsatz einer geeigneten Null-Referenzierungsmethode erlaubt den Ausgleich unvermeidlicher Schwankungen im reinen Messsignal, das durch die physischen Sensorkomponenten erfasst wird. Diese können durch das Platinen-Layout bedingt sein, indem verschiedene Leiterlängen oder Umlenkungen mit höheren ohmschen Widerständen einhergehen. Zudem kann der Innenwiderstand der verwendeten Multiplexer oder die Qualität der Lötstellen variieren, was sich ebenso auf die gemessene effektiv induzierte Spannung auswirken kann.

Um die Notwendigkeit der Null-Referenzierung aufzuzeigen, werden die drei realisierten prototypischen Sensoren zunächst ohne Datennachbearbeitung für die Messung eines einlagigen Gewebes verwendet und durch B-Spline-Interpolation hinsichtlich der auftretenden Faserorientierungen ausgewertet. Um die Aussagekraft der Ergebnisse

bewerten zu können, werden im Folgenden die Winkeldifferenzen zwischen den vier Soll-Orientierungen $\theta_{\text{Soll},i}$ und den gemessenen Orientierungen $\theta_{\text{Mess},i}$ ermittelt. Der Index $i=1..n$ entspricht den n bestehenden Faserbündelorientierungen des untersuchten Materials. Im Falle des gemessenen Gewebes mit Faserbündeln, sowohl in Kett- als auch in Schussrichtung, entspricht n den vier Faser-Sollorientierungen 0° , 90° , 180° und 270° .



$ \theta_{\text{Soll}} - \theta_{\text{Mess}} $	$ 90,0^\circ - 89,8^\circ = 0,2^\circ$	$ 90,0^\circ - 89,6^\circ = 0,4^\circ$	$ 90,0^\circ - 71,7^\circ = 18,3^\circ$
	$ 0,0^\circ - 358,7^\circ = 1,3^\circ$	$ 0,0^\circ - 359,2^\circ = 0,8^\circ$	$ 0,0^\circ - 357,6^\circ = 2,4^\circ$
	$ 270,0^\circ - 270,5^\circ = 0,5^\circ$	$ 270,0^\circ - 278,0^\circ = 2,0^\circ$	$ 270,0^\circ - 270,7^\circ = 0,7^\circ$
	$ 180,0^\circ - 178,8^\circ = 1,2^\circ$	$ 180,0^\circ - 180,7^\circ = 0,7^\circ$	$ 180,0^\circ - 174,3^\circ = 5,7^\circ$

Abbildung 7-19: Unreferenzierte Gewebemessung bei 0°

Es ist zu sehen, dass der Einsatz des starren PCB-Sensor-Arrays auch ohne Null-Referenzierung eine Beurteilung der Faserbündelorientierung erlaubt. Die Spannweiten der Abweichungen zu den Soll-Winkeln liegen in den Bereichen von $0,2^\circ$ - $1,2^\circ$. Dies untermauert den Prinzipvorteil PCB-basierter Flachspulen, da diese eine hohe Vergleichbarkeit ihrer elektrischen Eigenschaften bei gleicher Bauform aufweisen.

Die Übertragung der Eigenschaften auf ein flexibles PCB-Sensor-Array ist allerdings nur bedingt möglich. Durch einen anisotropen Signalverlauf lassen sich hier zwar ebenso Faserbündelorientierungen mit Abweichungen von bis zu $2,0^\circ$ erkennen, jedoch sind deutlich geringere Amplituden messbar. Ruft man sich die zu überschreitende Amplitudendifferenz von $0,132\text{ V}$ zwischen 0° bzw. 90° und 45° relativer Faserorientierung in Erinnerung, so wird deutlich, dass die gemessenen Amplituden den messtechnischen Anforderungen nicht gerecht werden. Dieser Mangel wird allerdings erst bemerkbar, wenn Faserorientierungen zwischen dem lokalen Maximum bei $0^\circ/90^\circ$ und dem lokalen Minimum bei 45° gemessen werden.

Das Spulen-Array auf Basis von Zylinderspulen ist erwartungsgemäß durch einen ungleichmäßigen Werteverlauf gekennzeichnet. Dies liegt insbesondere an den Schwankungen der elektrischen Eigenschaften der manuell bewickelten Spulen. Auch hier sind hohe Abweichungen in den Messergebnissen zu beobachten, die eine Normierung der Amplituden in Form einer Null-Referenzierung nahelegen.

Um diesen Ungleichmäßigkeiten im Signalverlauf folglich entgegenwirken zu können, werden im Folgenden zwei verschiedene Null-Referenzierungsmethoden vorgestellt, mit denen sie kompensiert werden können. Dabei wird in der vorliegenden Arbeit zwischen der sog. statischen und der linearen Null-Referenzierung unterschieden, die nachfolgend beschrieben sind.

7.3.3.1 Statische Null-Referenzierung

Die statische Null-Referenzierung beschreibt im Kontext der Arbeit eine materialunabhängige Referenzmethode, die die reinen systemindividuellen Einflüsse auf das Übertragungsverhalten berücksichtigt. Dabei wird angenommen, dass die induzierten Spannungen sich ohne die zu charakterisierenden Carbonfasern auf der Übertragungstrecke faserorientierungsunabhängig konstant auf die induzierte Spannung auswirken.

Um diese Annahme in eine Referenzstrategie zu übersetzen, wird der Sensor vor seinem ersten Betrieb in die Luft gehalten und alle zwölf Messpositionen durchgeschaltet. Diese dabei entstehenden Werte U_i mit $i=1..12$ werden in einem Zwischenspeicher hinterlegt. Führt man im Anschluss dazu eine Messung an einem realen Prüfling oder Referenzkörper durch, erlangt man einen Satz an entsprechend unkalibrierten Messwerten $U_{unref,i}$ mit $i=1..12$. Identisch indizierte Werte zwischen erster Luftmessung und anschließender Realmessung werden durch Quotientenbildung in einen normierten Wert überführt, was durch Gleichung (33) beschrieben ist.

$$U_{cal,i} = \frac{U_{unref,i}}{U_i} \quad (33)$$

Die sensorspezifischen Werteverläufe von U_i sind in nachfolgenden Schaubildern für die realisierten Sensor-Arrays dargestellt.

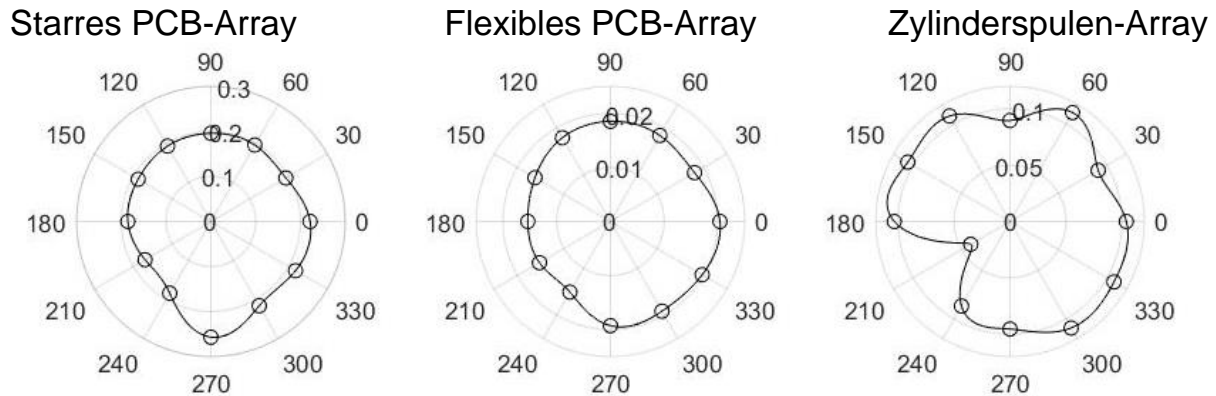


Abbildung 7-20: Sensortypabhängige induzierte Spannungen U_i in der Luft [V]

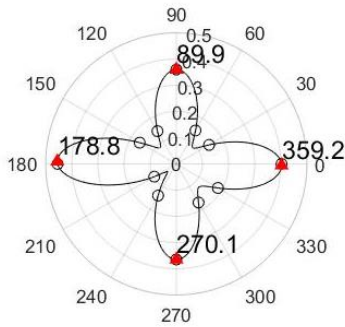
Es ist zu sehen, dass die induzierten Spannungen zwischen dem starren und dem flexiblen Flachspulen-Array eine hohe Ähnlichkeit zueinander besitzen, allerdings um den Faktor 10 geringere Amplituden aufweisen. Da das Platinen-Layout zwischen den beiden Varianten identisch ist, kann dieser Unterschied lediglich auf das verwendete Substratmaterial zurückgeführt werden, das im Falle des flexiblen Arrays mit einer größeren Signaldämpfung einhergeht.

Im Falle des Zylinderspulen-Array sind deutliche Ähnlichkeiten zu den Verläufen in Abbildung 7-19 zu erkennen. Daraus kann gedeutet werden, dass durch die statische Referenzierung ein Ausgleich einzelner Artefakte im Verlauf erreicht werden könnte.

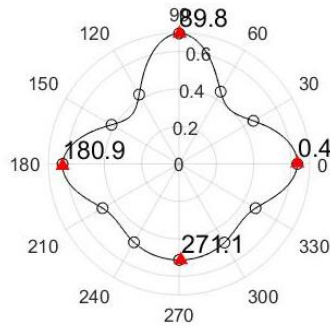
Für die Plausibilisierung dieser Methode wird ein einlagiges Gewebe verwendet, anhand dessen das Messergebnis beurteilt wird. Die Berechnung der Graphenverläufe zwischen den gemessenen dargestellten Punkten erfolgt mittels B-Spline-Interpolation.

Zusätzlich zur Messung in einer definierten Lage, bei der die Spulenpaare 3,6,9 und 12 mit den Faserorientierungen fluchten, wurde die Materialprobe zusätzlich in 10° -Schritten zwischen 0° und 90° rotiert, um die Robustheit dieser Methode in verschiedenen Messsituationen bewerten zu können. Abbildung 7-20 bis Abbildung 7-22 stellen die rekonstruierten Messsignale bei 0° , 10° und 20° relativer Verdrehung gegenüber den Sensor-Arrays dar. Damit werden die messbaren Soll-Winkel Θ_{Soll} schrittweise um 10° verschoben und sollten im Idealfall durch die gemessenen Winkel Θ_{Mess} nachgebildet werden können.

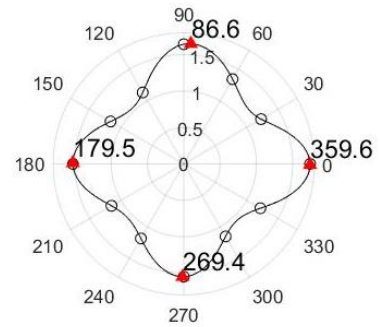
Starres PCB-Array



Flexibles PCB-Array

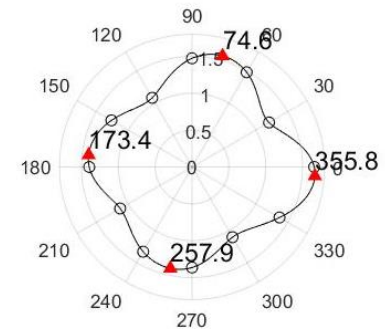
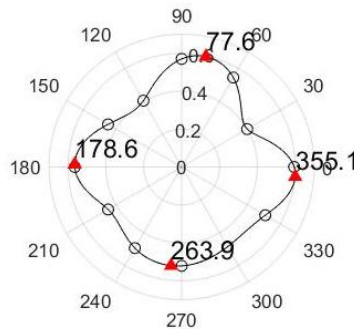
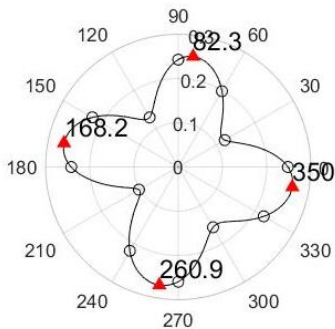


Zylinderspulen-Array



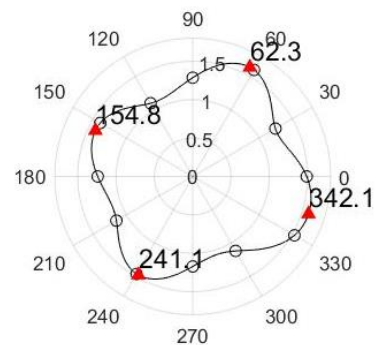
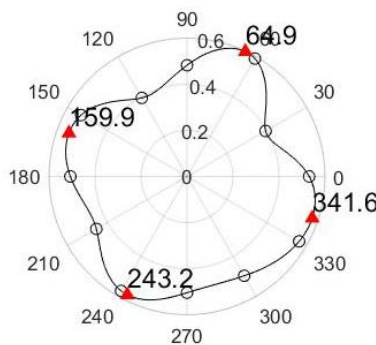
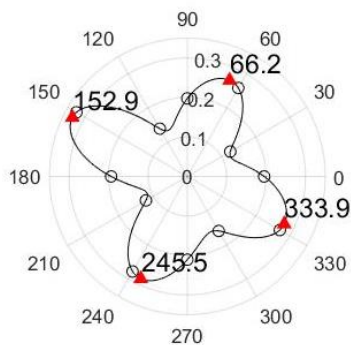
$ \Theta_{\text{Soil}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 90,0^\circ - 89,9^\circ = 0,1^\circ$	$ 90,0^\circ - 89,8^\circ = 0,2^\circ$	$ 90,0^\circ - 86,6^\circ = 3,4^\circ$
	$ 0,0^\circ - 359,2^\circ = 0,8^\circ$	$ 0,0^\circ - 0,4^\circ = 0,4^\circ$	$ 0,0^\circ - 359,6^\circ = 0,4^\circ$
	$ 270,0^\circ - 270,1^\circ = 0,1^\circ$	$ 270,0^\circ - 271,1^\circ = 1,1^\circ$	$ 270,0^\circ - 269,4^\circ = 0,6^\circ$
	$ 180,0^\circ - 178,8^\circ = 1,2^\circ$	$ 180,0^\circ - 180,9^\circ = 0,9^\circ$	$ 180,0^\circ - 179,5^\circ = 0,5^\circ$

Abbildung 7-21: Statisch referenzierte Gewebemessung bei 0°



$ \Theta_{\text{Soil}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 80,0^\circ - 82,3^\circ = 2,3^\circ$	$ 80,0^\circ - 77,6^\circ = 2,4^\circ$	$ 80,0^\circ - 74,6^\circ = 5,4^\circ$
	$ 350,0^\circ - 250,0^\circ = 0,0^\circ$	$ 350,0^\circ - 355,1^\circ = 5,1^\circ$	$ 350,0^\circ - 355,8^\circ = 5,8^\circ$
	$ 260,0^\circ - 260,9^\circ = 0,9^\circ$	$ 260,0^\circ - 263,9^\circ = 3,9^\circ$	$ 260,0^\circ - 257,9^\circ = 2,1^\circ$
	$ 170,0^\circ - 168,2^\circ = 1,8^\circ$	$ 170,0^\circ - 178,6^\circ = 8,6^\circ$	$ 170,0^\circ - 173,4^\circ = 3,4^\circ$

Abbildung 7-22: Statisch referenzierte Gewebemessung bei 10°



$ \Theta_{\text{Soil}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 70,0^\circ - 66,2^\circ = 3,8^\circ$	$ 70,0^\circ - 64,9^\circ = 5,1^\circ$	$ 70,0^\circ - 62,3^\circ = 7,7^\circ$
	$ 340,0^\circ - 333,9^\circ = 6,1^\circ$	$ 340,0^\circ - 341,6^\circ = 1,6^\circ$	$ 340,0^\circ - 342,1^\circ = 2,1^\circ$
	$ 250,0^\circ - 245,5^\circ = 4,5^\circ$	$ 250,0^\circ - 243,2^\circ = 6,8^\circ$	$ 250,0^\circ - 241,1^\circ = 8,9^\circ$
	$ 160,0^\circ - 152,9^\circ = 7,1^\circ$	$ 160,0^\circ - 159,9^\circ = 0,1^\circ$	$ 160,0^\circ - 154,8^\circ = 5,2^\circ$

Abbildung 7-23: Statisch referenzierte Gewebemessung bei 20°

Es ist zu sehen, dass die vier Faservorzugswinkel mit dem starren Sensor-Layout durch die statische Null-Referenzierung weiterhin gut abgebildet werden können, jedoch unausgewogen in der Verteilung der Amplituden sind. Durch die Normierung der Spannung verschiebt sich der Wertebereich auf eine normierte Werteskala. Das Verhalten der flexiblen Sensorausführung hingegen hat durch die Referenzierung eine deutlich richtungsunabhängigere Verteilung der gemessenen Werte erhalten. Im Falle des Zylinderspulen-Arrays findet im Gegensatz zu den PCB-basierten Arrays eine Verstärkung des Signals relativ zu den gemessenen Werten statt. Dies entspricht den Unterschieden im Übertragungsverhalten, die in Abbildung 6-15 zu sehen sind und daher die Auslegungsmethode der Arrays bekräftigen.

Im qualitativen Vergleich der Verläufe ist zu sehen, dass die Richtungsabhängigkeit des starren PCB-Sensor-Arrays deutlicher ausgeprägter ist als bei der flexiblen Variante. Schlussfolgernd kann daraus abgeleitet werden, dass für die Verwendung der vorgestellten flexiblen Sensorvarianten eine Referenzierungsmethode verwendet werden muss, die eine deutlichere Ausprägung des richtungsabhängigen Signalverlaufs erfordert. Dies kann im Rahmen der sog. linearen Referenzierung erfolgen, die im Folgenden beschrieben ist.

7.3.3.2 Lineare Null-Referenzierung

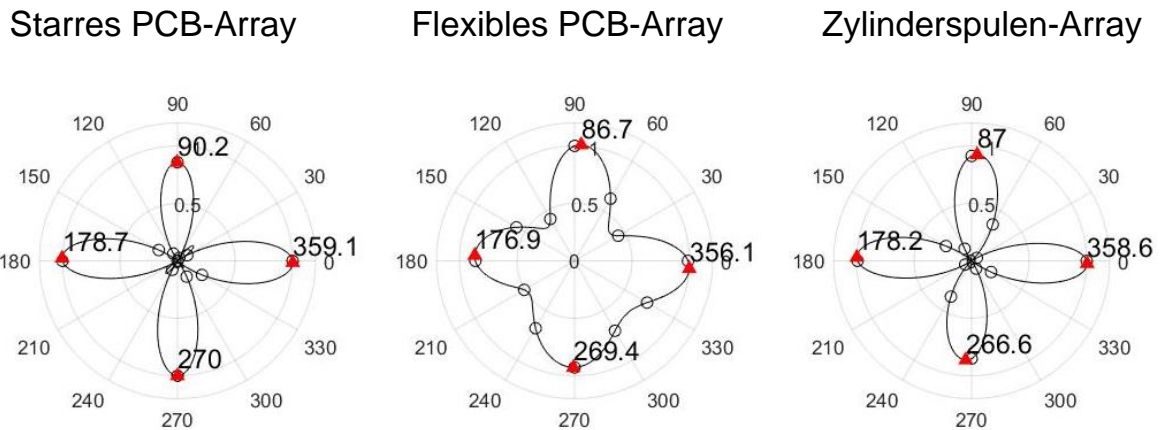
Die lineare Null-Referenzierung erlaubt, die Aussagekraft der gemessenen Werte über den gesamten Umfang des Sensors weiter zu steigern, indem materialabhängige Kennlinien für jedes Sender-Empfängerpaar aufgenommen werden, um individuelle Übertragungseigenschaften berücksichtigen zu können. Dafür wird eine ebene Materialprobe mithilfe des Rotationstisches des Prüfstandes in festen Winkelschritten von 5° unterhalb des Sensors rotiert. Bei jedem Winkelinkrement wird je eine Messung durchgeführt, die zwölf Referenzwerte liefert, die in einem Zwischenspeicher hinterlegt werden. Die Menge an Referenzinformationen vervielfacht sich demnach im Vergleich zur statischen Referenzierung exakt um die Anzahl der Rotationsschritte, die mit dem Rotationstisch durchgeführt werden. Der Vorteil, der sich daraus ergibt, ist die Berücksichtigung unterschiedlicher Sensitivitäten einzelner Spulenpaare innerhalb eines Arrays.

Durch Rotation des Materials gegenüber dem Sensor-Array muss mit jedem Spulenpaar mindestens ein Signalmaximum (entlang der Faserbündelrichtung) und ein Signalminimum (zwischen zwei Faserbündelorientierungen) gemessen werden. Da der

Signalverlauf als monoton angenommen wird, können durch Berechnung der Differenzen zwischen maximal und minimal gemessenen Spannungen $max(U_i) - min(U_i)$ der Spulenpaare $i=1..12$ die linearen materialabhängigen Einflüsse auf die gemessene induzierte Spannung für die Normierung der unreferenzierten Daten $U_{unref,i}$ verwendet werden. Dadurch ergibt sich Gleichung (34) zur linearen Null-Referenzierung.

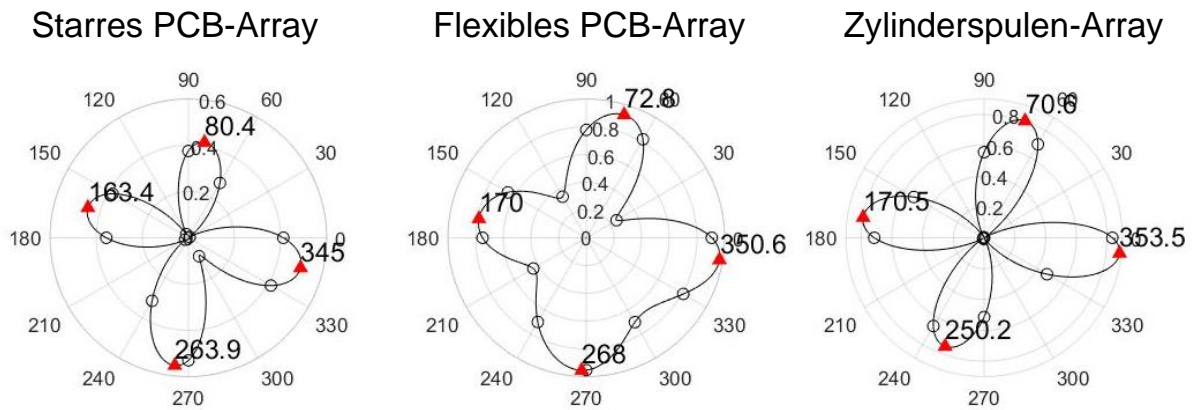
$$U_{ref,i} = \frac{U_{unref,i} - min(U_i)}{max(U_i) - min(U_i)} \tag{34}$$

Damit lassen sich entsprechend der Darstellungen aus der statischen Null-Referenzierung Polardiagramme ableiten, mit denen die anisotrope Faserbündelorientierung dargestellt werden kann.



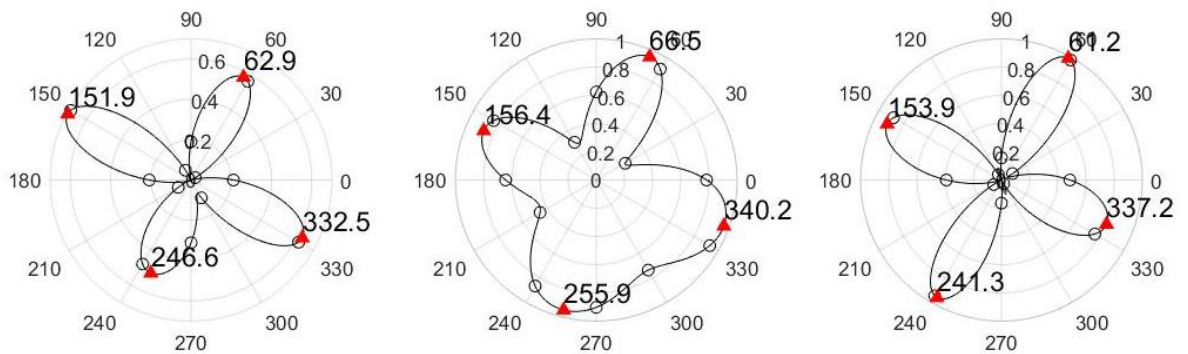
$ \Theta_{\text{Solr}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 90,0^\circ - 90,2^\circ = 0,2^\circ$	$ 90,0^\circ - 86,7^\circ = 3,3^\circ$	$ 90,0^\circ - 87,0^\circ = 3,0^\circ$
	$ 0,0^\circ - 359,1^\circ = 0,9^\circ$	$ 0,0^\circ - 356,1^\circ = 3,9^\circ$	$ 0,0^\circ - 358,6^\circ = 1,4^\circ$
	$ 270,0^\circ - 270,0^\circ = 0,0^\circ$	$ 270,0^\circ - 269,4^\circ = 0,6^\circ$	$ 270,0^\circ - 266,6^\circ = 3,4^\circ$
	$ 180,0^\circ - 178,7^\circ = 1,3^\circ$	$ 180,0^\circ - 176,9^\circ = 3,1^\circ$	$ 180,0^\circ - 178,2^\circ = 1,8^\circ$

Abbildung 7-24: Linear referenzierte Gewebemessung bei 0°



$ \Theta_{\text{Soll}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 80,0^\circ - 80,4^\circ = 0,4^\circ$	$ 80,0^\circ - 72,8^\circ = 7,2^\circ$	$ 80,0^\circ - 70,6^\circ = 9,4^\circ$
	$ 350,0^\circ - 345,0^\circ = 5,0^\circ$	$ 350,0^\circ - 350,6^\circ = 0,6^\circ$	$ 350,0^\circ - 353,5^\circ = 3,5^\circ$
	$ 260,0^\circ - 263,9^\circ = 3,9^\circ$	$ 260,0^\circ - 268,0^\circ = 8,0^\circ$	$ 260,0^\circ - 250,2^\circ = 9,8^\circ$
	$ 170,0^\circ - 163,4^\circ = 6,6^\circ$	$ 170,0^\circ - 170,0^\circ = 0,0^\circ$	$ 170,0^\circ - 170,5^\circ = 0,5^\circ$

Abbildung 7-25: Linear referenzierte Gewebemessung bei 10°



$ \Theta_{\text{Soll}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 70,0^\circ - 62,9^\circ = 7,1^\circ$	$ 70,0^\circ - 66,5^\circ = 7,1^\circ$	$ 70,0^\circ - 61,2^\circ = 8,8^\circ$
	$ 340,0^\circ - 332,5^\circ = 7,5^\circ$	$ 340,0^\circ - 340,2^\circ = 0,2^\circ$	$ 340,0^\circ - 337,2^\circ = 2,8^\circ$
	$ 250,0^\circ - 246,6^\circ = 3,4^\circ$	$ 250,0^\circ - 255,9^\circ = 5,9^\circ$	$ 250,0^\circ - 241,3^\circ = 8,7^\circ$
	$ 160,0^\circ - 151,9^\circ = 8,1^\circ$	$ 160,0^\circ - 156,4^\circ = 3,6^\circ$	$ 160,0^\circ - 153,9^\circ = 6,1^\circ$

Abbildung 7-26: Linear referenzierte Gewebemessung bei 20°

Es wird deutlich, dass mit dem starren PCB-Sensor weiterhin deutlich ausgeprägte richtungsabhängige Signalverläufe erreicht werden können. Im Vergleich dazu lässt sich feststellen, dass sich mit der flexiblen PCB-Sensor-Array-Variante nur stark ungleichmäßig verteilte Werte messen lassen, die die Tauglichkeit des Messsystems in Frage stellen und damit die Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus dem Prüfstand zwischen starren und flexiblen PCB-Spulen weiter einschränken. Im Gegensatz dazu können mit dem Zylinderspulen-Array durch Anwendung der linearen Referenzierung aussagekräftige Verläufe hinsichtlich der Faserorientierung bei gleichzeitig hoher Flexibilität erreicht werden.

Als nachteilig wirkt sich bei dieser Art der Null-Referenzierung die starke Materialabhängigkeit aus, die eine repräsentative Referenzprobe erfordert, die eine hohe Ähnlichkeit zu dem geprüften Material besitzen muss. Die vorgestellte Methode ist jedoch allgemein für die vorgestellte Form von Sensor-Array anwendbar und kann auf verschiedene Anzahlen von Spulen und Anordnungen übertragen werden.

Die Tabellen im Anhang A.11 zeigen die vollständigen Messergebnisse, die sowohl unter Anwendung der statischen als auch der linearen Null-Referenzierungsmethode gewonnen wurden. Durch ihre Betrachtung wird deutlich, dass sich der Plateau-Effekt ab drei Materiallagen negativ auf die Auswertung der geprüften Materialien auswirkt.

Eine weitere Beobachtung unabhängig von der Null-Referenzierungsmethode ist, dass die Spannweite der Fehler zwischen errechnetem und vermeintlichem Soll-Wert mit zunehmendem Relativwinkel zunimmt. Eine detaillierte statistische Auswertung der Abweichungen vom Ist-Winkel erfolgt im Kapitel zur messtechnischen Diskussion der Sensorsysteme.

Nachdem die Grundlagen des elektronischen Aufbaus sowie die Datenverarbeitung diskutiert wurden, soll nun die mechanische Integration der Spulen-Arrays in das stempelbasierte Preforming vorgestellt werden.

7.4 Mechanische Integration

Die mechanische Integration umfasst die Gestaltung der physischen Schnittstellen zwischen dem Preforming-Prozess und der beschriebenen Sensorvarianten. Dies erfolgt durch geeignete Konstruktion der Gehäuseelemente, in denen der physische Sensor, die Schaltplatine sowie das Entwickler-Board untergebracht werden. Gleichzeitig muss die werkstückseitige Gehäusekomponente die Funktionen eines Umformwerkzeugs erfüllen und darf die sicherzustellende Preform-Qualität nicht negativ beeinflussen. Zudem müssen die physischen Sensorelemente derart positioniert werden, dass sie vor äußeren Prozesseinflüssen, vor allem Prozesskräften, geschützt werden.

Das Gehäusekonzept, das im Rahmen dieser Arbeit erstellt wurde, umfasst die modulare Unterteilung zwischen den reinen Umhausungs- und Umformfunktionen. Diese sind in die Sensoraufnahme, das Schaltplatinengehäuse sowie das Mikrocontrollergehäuse unterteilt. Die montierte Baugruppe ist als CAD Modell in Abbildung 7-27

oberhalb eines entsprechend geformten Unterwerkzeugs samt markierter Region of Interest zu sehen.

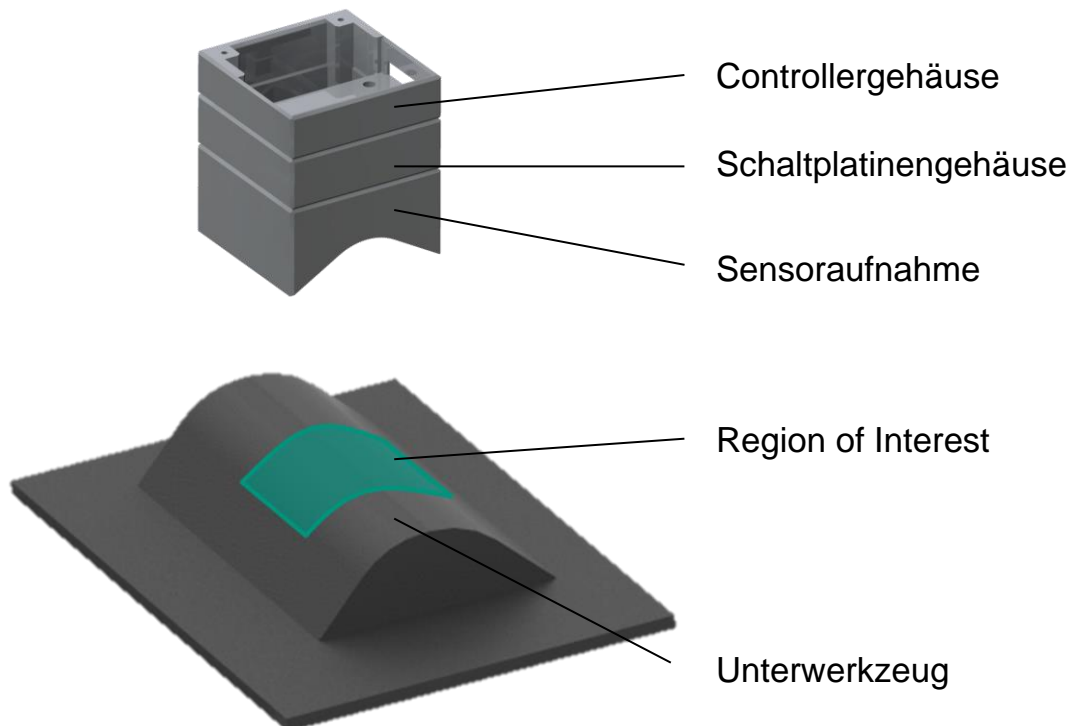


Abbildung 7-27: Zusammenbau Gehäuse nach (A_Will 2017)

Im Folgenden werden die mechanischen Teilsysteme näher erläutert.

7.4.1 Gehäusekomponenten

Das Controllergehäuse hat die Funktion, das verwendete Mikrocontroller-Entwickler-Board Arduino Mega 2560 vor äußeren Einflüssen zu schützen und seine Position gegenüber der mit ihm verbundenen Schaltplatine zu fixieren. Außerdem darf keine Relativbewegung zwischen den Einzelkomponenten des Boards zugelassen werden, damit die Leiterverbindungen, die mit der Schaltplatine verbunden sind, nicht gelöst oder beschädigt werden.

Das Schaltplattingehäuse befindet sich unterhalb des Controllergehäuses und wird daran mittels Schrauben befestigt. Um Kurzschlüsse zu vermeiden, müssen die Gehäusekomponenten darüber hinaus aus einem elektrisch isolierenden Material hergestellt werden, weswegen Kunststoff hier gut geeignet ist. Außerdem sind dadurch störende Wechselwirkungen mit der Wirbelstromprüfung auszuschließen.

Die Grundfunktionen der Sensoraufnahme sind die Fixierung des physischen Sensors sowie die Übertragung seiner geometrischen Form auf dem Preform. Allerdings unterscheiden sich die Ausprägungen des Sensors in Abhängigkeit des Sensortyps, denn in der Anwendung von Zylinderspulen-Arrays müssen Durchführungen im Werkzeug für die zylindrischen Spulen vorgesehen werden. Im Falle des starren und flachen PCB-Sensors reicht eine flache Aufnahme mit Kabeldurchführungen in seitlich angebrachten länglichen Nuten entlang der Kanten der Sensoraufnahme. Beide Gehäusevarianten sind in ihrer Draufsicht in Abbildung 7-28 zu sehen.

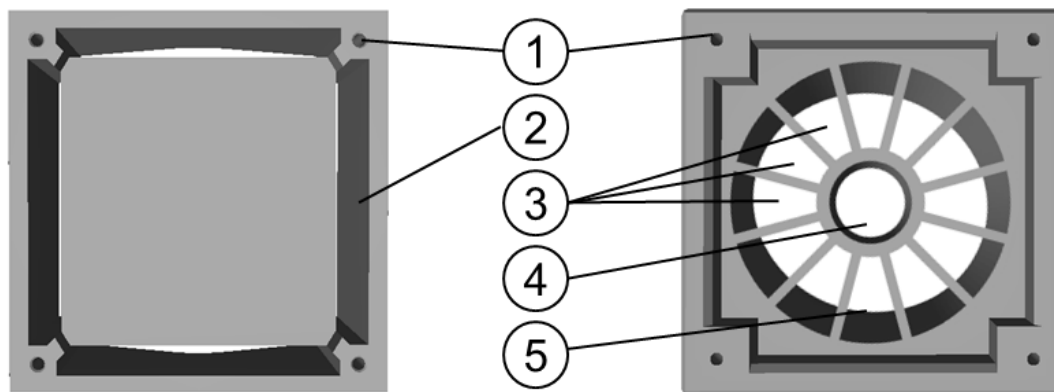


Abbildung 7-28 nach (A_Will 2017): Links: Sensoraufnahme PCB-Array, Rechts: Sensoraufnahme Zylinderspulen-Array; 1. Verschraubungsbohrungen, 2. Kabeldurchführung, 3. Durchführungen für Empfängerspulen, 4. Durchführung für Senderspule, 5. Versteifungsrippen

Neben der allgemein dargestellten Form beider Gehäusevarianten kann die Geometrie der werkstückzugewandten Seite variieren. Dies erfolgt auf Basis einer identifizierten sog. Region of Interest, die der Ausgangspunkt für die systematische Integration des Sensorsystems in den Preforming-Prozess ist.

7.4.2 Systematische Werkzeugintegration

Qualitätskritische Merkmale von Kohlenstofffaserhalbzeugen ergeben sich vorrangig durch die spätere Funktion des gefertigten Bauteils und seiner Bauteilbereiche. So können Zonen, die im späteren Betrieb bei der Krafteinleitung besonders beansprucht werden, besonderen Anforderungen hinsichtlich der gefertigten Qualität genügen. Klebeflächen, Positionen für Bohrungen oder Inserts sind dabei relevante Anwendungsfälle, die für 100%-Prüfungen in Frage kommen können und durch Anwendung der diskutierten Sensorsysteme prädestiniert sind. Dafür muss lediglich bekannt sein, welche Geometrie das zu prüfende Bauteil und somit auch das Formwerkzeug besitzt, damit dieses auf die Geometrie der Sensoraufnahme übertragen werden kann. Dabei

können bei einfach gekrümmten schalenförmigen Bauteilen die relevanten Gehäuseparameter für die Gehäusekonstruktion auf die Kantenlänge des Gehäuses sowie den Krümmungsradius und -winkel des Bauteils reduziert werden. Das Mikrocontrollergehäuse sowie das Schaltplatinegehäuse sind dabei lediglich von den Kantenlängen des Sensorgehäuses beeinflusst. Abbildung 7-29 veranschaulicht diese Parameter in der Seitenansicht des Gehäuses.

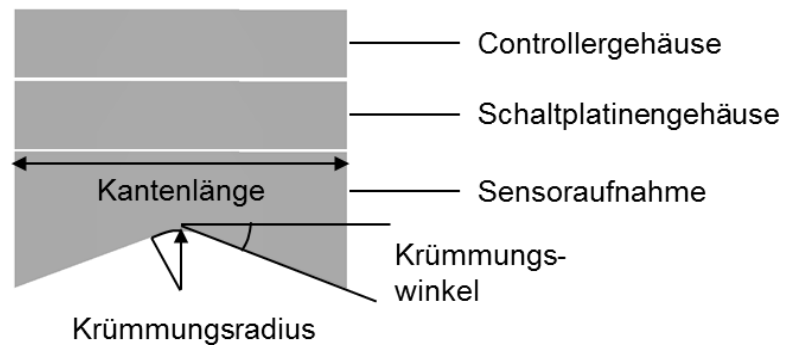


Abbildung 7-29: Geometrieparameter einfach gekrümmter Sensorgehäuse nach (A_Will 2017)

Im Rahmen der Arbeit ist ein Prozessablauf entwickelt worden, der die Erzeugung bedarfsspezifischer Gehäusekomponenten und damit deren Integration in das Pre-forming vereinfacht. Dafür wird ein Basismodell der Sensoraufnahme erzeugt, das mit den Größen „Kantenlänge“, „Krümmungsradius“ und „Krümmungswinkel“ parametrisiert ist und in einer CAD-Software vorliegt.

Die Software Creo 5.0 bietet die Möglichkeit, diese Parameter mittels einer Schnittstelle in einer verknüpften Excel-Datei durch Eingabe von Soll-Werten bedarfsgerecht anzupassen (PTC Inc. 2018). Dadurch eröffnet sich auch ungeschulten Anwendern die Möglichkeit, die Form des Sensorgehäuses auch ohne Konstruktionskenntnisse zu verändern. Der Export der individualisierten CAD-Datei erfolgt im .stl Dateiformat und kann direkt für kunststoffbasierte additive Fertigungsverfahren verwendet werden.

Im Rahmen dieser Arbeit ist für die Fertigung der Komponenten das Stereolithographie-Verfahren zum Einsatz gekommen, das mit einer Achsenauflösung von 25 μm eine hinreichend hohe Formgenauigkeit für die beschriebene Anwendung erlaubt (Formlabs 2018). Abbildung 7-30 zeigt den beschriebenen Ablauf auf schematische Weise.

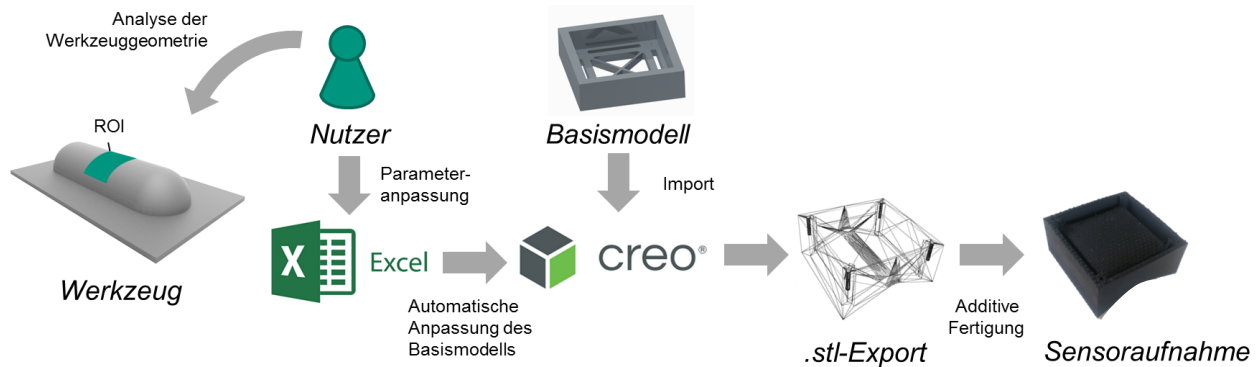


Abbildung 7-30: Schema der systematischen Werkzeugintegration (PTC Inc. 2018; Microsoft 2018)

Die prototypische Umsetzung des beschriebenen Konzeptes ist in Abbildung 7-31 zu sehen. Dabei wurde die Geometrie des Referenzkörpers mit 45° Krümmung und einem Radius von 20 mm stereolithographisch in eine entsprechende Gehäusehälfte übertragen und anhand des zu prüfenden Merkmals Faserorientierung mit den beiden gefertigten Faserorientierungen erprobt.

In besagter Abbildung ist ein Trägerkörper zu sehen, auf dem das textile Halbzeug in Form eines Referenzmaterials fixiert wird. Der Trägerkörper weist besondere Eigenschaften hinsichtlich elektrischer Leitfähigkeit und Stabilität auf, auf die in Kapitel 8.2.1.1 gesondert eingegangen wird. In der dargestellten Abbildung erfüllt der Trägerkörper die Funktion eines konvexen Unterwerkzeugs für das Preforming. Das konkave Gegenstück, das als Oberwerkzeug fungiert, wird durch die additiv gefertigte Sensoraufnahme dargestellt. Dieses ist mit dem Schaltplatinengehäuse verbunden, das in dieser Abbildung nicht dargestellt ist. Stattdessen ist die Schaltplatine selbst zu sehen, deren Komponenten im realen Anwendungsfall durch besagtes Gehäuse umhaust sind.

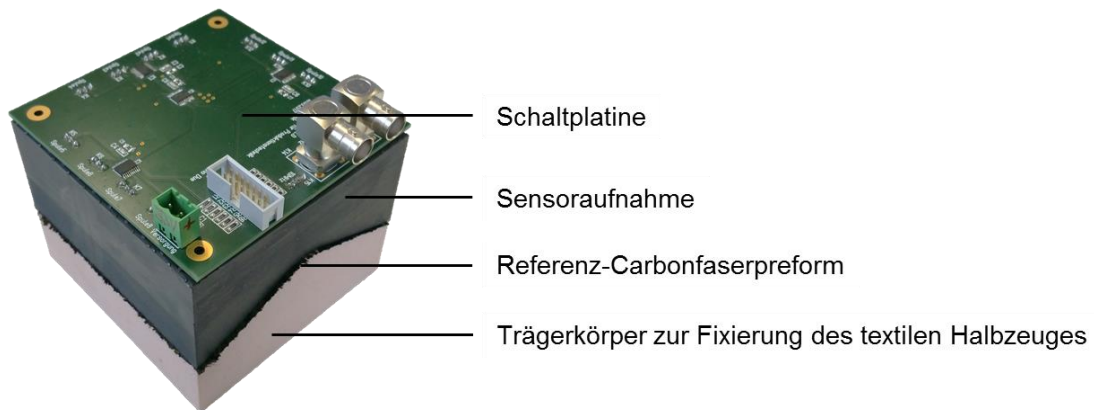


Abbildung 7-31: Zusammenbau aktiver Sensorkomponenten mit gemessenem Referenzkörper

Die dabei gewonnenen linear referenzierten Messergebnisse durch Messung mit der Sensor-Array-Variante auf Basis von Zylinderspulen sind in Abbildung 7-32 sowie Abbildung 7-33 zu sehen. Dabei wurden zwei Referenzkörper entsprechend oben genannter Geometrieparameter mit einlagigen Geweben drapiert, die eine relative Verdrehung von 45° im Vergleich zueinander auf der Oberfläche der Körper aufweisen.

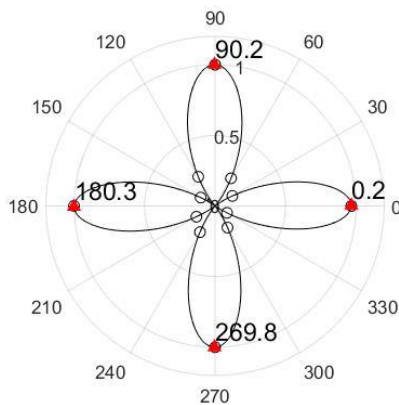


Abbildung 7-32: Linear referenzierte Messung $[0^\circ/90^\circ]$ mittels gekrümmte Zylinderspulen-Array

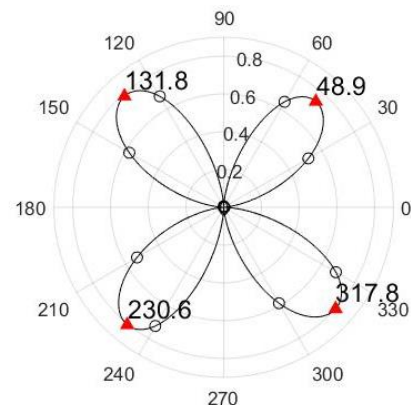


Abbildung 7-33: Linear referenzierte Messung $[-45^\circ/45^\circ]$ mittels gekrümmtem Zylinderspulen-Array

Es ist zu sehen, dass die Messergebnisse einen hohen Informationsgehalt hinsichtlich der Faserorientierung besitzen. Die Abweichungen der Faserbündelorientierungen liegen im Fall der Messung des $0^\circ/90^\circ$ -Gewebes lediglich zwischen $0,2^\circ$ und $0,3^\circ$. Im Fall des relativ um 45° verdrehten Materials liegen diese allerdings zwischen $2,8^\circ$ und $4,4^\circ$. Die gemessenen Werte sind in Tabelle 7-1 dargestellt.

Tabelle 7-1: Gegenüberstellung zwischen gemessenen und nominalen Faserbündelorientierungen (gemessen mit Zylinderspulen-Array)

	[0°/90°]	[-45°/45°]
$\left \frac{\Theta_{\text{Soll}}}{\Theta_{\text{Mess}}} \right $	$ 90,0^\circ - 90,2^\circ = 0,2^\circ$	$ 45,0^\circ - 48,9^\circ = 3,9^\circ$
	$ 0,0^\circ - 0,2^\circ = 0,2^\circ$	$ 315,0^\circ - 317,8^\circ = 2,8^\circ$
	$ 270,0^\circ - 269,8^\circ = 0,2^\circ$	$ 225,0^\circ - 230,6^\circ = 5,6^\circ$
	$ 180,0^\circ - 180,3^\circ = 0,2^\circ$	$ 135,0^\circ - 131,8^\circ = 3,2^\circ$

Im Vergleich dazu wurde derselbe gekrümmte Referenzkörper mit dem flexiblen Flachspulen-Array gemessen. Die dazugehörigen Messergebnisse sind in den folgenden Abbildungen zu sehen.

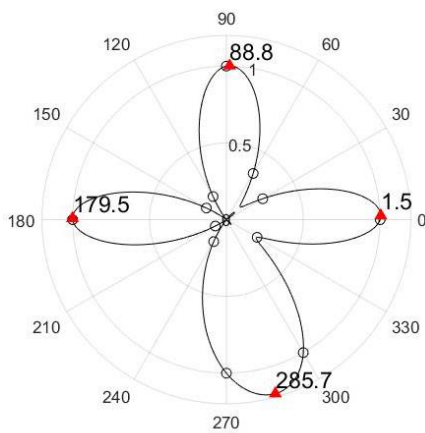


Abbildung 7-34: Linear referenzierte Messung [0°/90°] mittels gekrümmtem flexiblem Flachspulen-Array

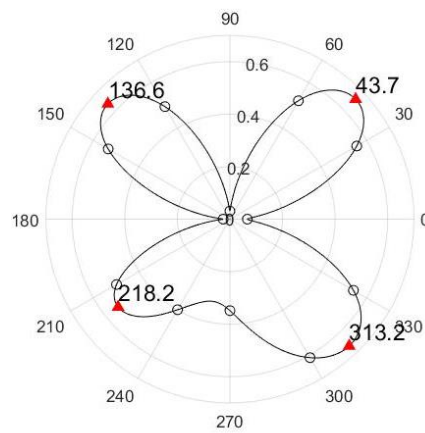


Abbildung 7-35: Linear referenzierte Messung [-45°/45°] mittels gekrümmtem flexiblem Flachspulen-Array

Es wird deutlich, dass die Abweichungen von den Nennwerten 0°, 90°, 180° und 270° in der Anwendung von flexiblen Flachspulen-Arrays deutlich höher sind, als diejenigen, die mittels zylinderspulenbasiertem Array erreicht wurden. Insbesondere wird mit Abbildung 7-34 auch durch den asymmetrischen Messwertverlauf sichtbar, dass die Verkippung zwischen Sende- und Empfängerspule bei Flachspulen einen sichtbar negativen Effekt hat, was bereits durch den ersten Methodenschritt dieser Betrachtungen bemerkbar war. Die Messung desselben gekrümmten Körpers mit einer relativen Lagenverdrehung von 45° beeinflusst diese Aussage nicht weiter. Tabelle 7-2 stellt beschriebene Unterschiede zwischen gemessenen und nominalen Werten einander gegenüber.

Tabelle 7-2: Gegenüberstellung zwischen gemessenen und nominalen Faserbündelorientierungen (gemessen mit Flachspulen-Array)

	[0°/90°]	[-45°/45°]
$ \Theta_{\text{Soll}} - \Theta_{\text{Mess}} $	$ 90,0^\circ - 88,8^\circ = 1,2^\circ$	$ 45,0^\circ - 43,7^\circ = 1,3^\circ$
	$ 0,0^\circ - 1,5^\circ = 1,5^\circ$	$ 315,0^\circ - 313,2^\circ = 1,8^\circ$
	$ 270,0^\circ - 285,7^\circ = 15,7^\circ$	$ 225,0^\circ - 218,2^\circ = 6,8^\circ$
	$ 180,0^\circ - 179,5^\circ = 0,5^\circ$	$ 135,0^\circ - 136,6^\circ = 1,6^\circ$

Sowohl bei den Untersuchungen anhand ebener Körper in Kapitel 7.3.3 (vgl. Abbildung 7-24-Abbildung 7-26) als auch gekrümmter Körper (vgl. Abbildung 7-32 bis Abbildung 7-35) konnte zudem beobachtet werden, dass eine Rekonstruktion von Faserorientierungen entlang der Nennwinkel 0°, 90°, 180° und 270° mit geringeren Abweichungen einhergeht als bei denjenigen, die eine relative Verdrehung zu diesen Achsen aufweisen. Um dieses Verhalten vollständig charakterisieren und bewerten zu können, muss eine vollständige messtechnische Bewertung im Sinne einer Messunsicherheitsanalyse durchgeführt werden, die im folgenden Kapitel beschrieben ist.

8 Messtechnische Bewertung und Defektklassifizierung

Das Kapitel zur messtechnischen Bewertung umfasst die Prüfprozessanalyse und die Identifikation kritischer Unsicherheitskomponenten. Anschließend werden die Messsystem- und Messprozesseignung nach VDA Band 5.1 durchgeführt und die resultierenden Ergebnisse diskutiert. Im zweiten Teil dieses Kapitels werden die experimentellen Untersuchungen dahingehend erweitert, dass Defekte verschiedener Ausprägungen gezielt in Materialproben eingebracht und mittels vorgestelltem Sensorsystems untersucht werden. Dadurch soll in Anlehnung an den dokumentierten Stand der Forschung die Fähigkeit des Systems aufgezeigt werden, relevante Defekte detektieren zu können.

8.1 Prüfprozessanalyse und Unsicherheitskomponenten

Die zu bewertende Messaufgabe umfasst die Messung von vorhandenen relativen Faservorzugsrichtungen gegenüber einem Koordinatensystem, dessen Ursprung im Mittelpunkt der Senderspule des Spulen-Arrays liegt. Damit ist die Einheit der Messwerte in Grad [°]. Dieses Ergebnis ist Schwankungen unterworfen, die sich als Streubereich um die erfassten Größen darstellt. Die im bisherigen Verlauf der Arbeit vorgestellten Systemkomponenten gehen mit Störeinflüssen einher, die sich negativ auf die Messunsicherheit des Systems auswirken können. Diese sind im nachfolgenden Ishikawa-Diagramm in Abbildung 8-1 dargestellt.

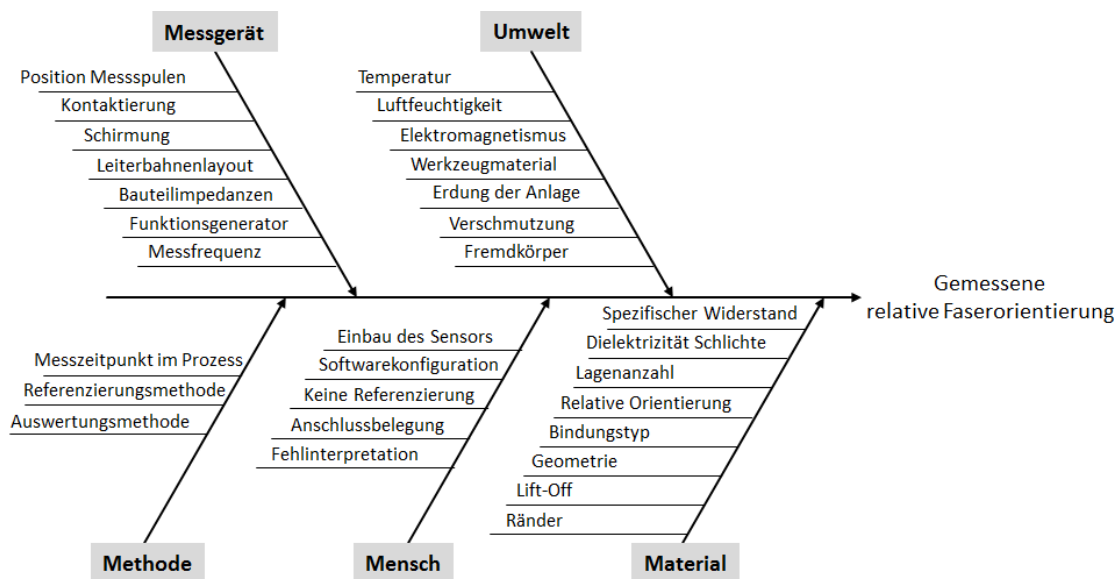


Abbildung 8-1: Ishikawa-Diagramm mit potentiellen Einflussgrößen auf die gemessene relative Faserorientierung nach (A_Töpper 2017; A_Gaumann 2018)

Die aufgeführten Punkte beinhalten die wesentlichen Einflussgrößen, die die Aussagekraft der Messgröße beeinflussen. Dabei sind die Einflüsse durch den Menschen sowie die Methodik im Vergleich zu den anderen Oberkategorien Messgerät, Umwelt und Material deutlich schwächer ausgeprägt. Dies liegt vorrangig am hohen Automatisierungsgrad der Anwendung. Abgesehen von vorbereitenden Schritten, wie beispielsweise der zeitlichen Synchronisation mit dem Preforming-Prozess oder die materialspezifische lineare Null-Referenzierung bewirken die übrigen Einflussfaktoren systematische Fehler, die die Messunsicherheit der Messung beeinflussen.

Die nachfolgenden Betrachtungen reduzieren sich daher auf die Diskussion von Fehlerinflüssen, die sich durch den Betrieb des Sensors ergeben, sofern keine bekannten Abstellmaßnahmen für systematische Einflüsse vorgenommen werden.

8.2 Messsystemeignung

Zunächst sollen nur die als „Messsystem“ bezeichneten Messunsicherheitskomponenten betrachtet werden. Sie beinhalten die aus dem Sensor und der Datenverarbeitung stammenden Einflüsse und sind nachfolgend aufgelistet:

- u_{CAL} : Standardunsicherheit durch Kalibrierung des verwendeten Normals
- u_{RE} : Standardunsicherheit durch Auflösung
- u_{EVR} : Standardunsicherheit aus der Wiederholbarkeit am Normal
- u_{LIN} : Standardunsicherheit in Folge der Linearitätsabweichung
- u_{BI} : Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung

Die sich aus diesen Einzelunsicherheiten ergebende Gesamtunsicherheit lässt sich gemäß VDA Band 5.1 zu

$$U = k\sqrt{u_{CAL}^2 + \max\{u_{RE}^2; u_{EVR}^2\} + u_{LIN}^2 + u_{BI}^2} \quad (35)$$

(VDA Band 5.1 2011)

formulieren. Die nachfolgenden Unterkapitel befassen sich mit der systematischen experimentellen Ermittlung dieser einzelnen Terme. Es wird eine allgemeine Vorgehensweise aufgezeigt, die sowohl ebene als auch schalenförmige Sensoren hinsichtlich ihrer Messunsicherheit bewertbar macht.

8.2.1 Standardunsicherheit durch Kalibrierung des verwendeten Normals

Nach VDA Band 5.1 entspricht die Standardunsicherheit einem Wert, der im Kalibrierprotokoll des zur Kalibrierung und Justierung eines Messgerätes verwendeten Normals angegeben ist (VDA Band 5.1 2011). Die industrielle Computertomographie

weist für die Charakterisierung von Kohlenstofffaserhalbzeugen eine besondere Eignung auf, da die gesamte Struktur des Halbzeugs zerstörungsfrei charakterisiert werden kann und somit für weitere Messungen mit dem zu kalibrierenden Messmittel weiterverwendet werden kann. Allerdings ist der Computertomograph als Messsystem wiederum selbst unsicherheitsbehaftet, was ebenfalls quantifiziert werden muss. Die Unsicherheitsanteile ergeben sich zu (36).

$$U_{CAL} = k \cdot u_{CAL} = k \cdot \sqrt{u_{CAL,CT}^2 + u_{EVR,CT}^2 + u_{BI,CT}^2} \quad (36)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Der Term $u_{CAL,CT}$ beschreibt analog zu Gleichung (35) die Standardunsicherheit, die bei der Kalibrierung des Computertomographiesystems entsteht. Die Kalibrierung erfolgt taktil unter Zuhilfenahme des 3D-Koordinatenmessgerätes, deren Ablauf in Unterkapitel 8.2.1.2 detailliert beschrieben ist. Die Unsicherheitskomponente $u_{BI,CT}$ beschreibt die systematische Abweichung des Erwartungswertes der ermittelten Faserorientierungen innerhalb eines definierten Bezugskordinatensystems. Die Streuungscharakteristik der gemessenen Faserbündelorientierungen innerhalb dieses Koordinatensystems ist durch $u_{EVR,CT}$ gekennzeichnet.

Um diese Unsicherheitsanteile ermitteln zu können, müssen zunächst die bereits erzeugten Prüfkörper zu sog. Referenzkörpern weiterentwickelt und im Detail vorgestellt werden. Diese dienen als Vergleichsbasis zwischen der taktilen Kalibrierung, der Computertomographiemessung und der Wirbelstromsensormessung. Anschließend wird die taktile Messunsicherheit nach VDI/VDE 2617 Blatt 11 durch Aufstellung einer sog. Messunsicherheitsbilanz ermittelt, durch die sich der Unsicherheitsanteil $u_{CAL,CT}$ ermitteln lässt.

Die Ermittlung der systematischen Abweichung $u_{BI,CT}$ erfolgt anhand von Messmerkmalen auf den verwendeten Referenzkörpern, die sowohl durch ein taktilen Koordinatenmessgerät als auch durch das Computertomographiesystem erfasst werden können. Dafür werden Messergebnisse zwischen CT und taktilen Messgerät derart verglichen, dass eine systematische Abweichung ermittelt werden kann. Bei der Ermittlung von $u_{EVR,CT}$ wird die Faserorientierung des Referenzkörpers mittels CT mehrfach gemessen und die Streuungscharakteristik durch Errechnung der Standardabweichung ermittelt. Dafür wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Ablauf entwickelt, mit der die Faserbündelorientierungen gegenüber einem Bezugskordinatensystem abgebildet werden können.

8.2.1.1 Referenzkörper für die Ermittlung der Standardunsicherheit durch Kalibrierung

Als Ausgangspunkt für die Entwicklung von Referenzkörpern soll DIN ISO 15530 betrachtet werden, die definierte Anforderungen an Musterteile stellt, um die Tauglichkeit von neu entwickelten oder einzuführenden Messsystemen der Koordinatenmesstechnik zu bewerten (DIN 15530 2008). Obwohl es sich um ein gänzlich anderes Messverfahren handelt, lassen sich Parallelen ziehen, um die Gestaltung der Körper zu vereinfachen.

- 1) Größe und Form des bei den wirklichen Messungen verwendeten Werkstücks oder Normals und des bei der Ermittlung der Messunsicherheit verwendeten kalibrierten Werkstücks oder Normals müssen identisch sein.
- 2) Es werden identische Messabläufe bei der Ermittlung der Messunsicherheit und bei der eigentlichen Messung durchgeführt.
- 3) Umgebungsbedingungen (einschließlich aller Änderungen) während der Ermittlung der Messunsicherheit und während der wirklichen Messung sind vergleichbar.

Für dimensionale Größen gelten die erforderlichen Ähnlichkeitsbedingungen, sofern bei Bauteildimensionen unter 250 mm die Maße zwischen Referenz- und Realbauteil sich nicht mehr als 25 mm unterscheiden. Für Winkel betragen erlaubte Abweichungen $\pm 5^\circ$, was ebenso einer gängigen Toleranz für das Drapieren von textilen Werkstoffen entspricht (DIN 15530 2008). In der Fertigung von kohlenstofffaserverstärkten Bauteilen bedeutet dies, dass die Geometrien der Referenzkörper sich aus der Geometrie der umformenden Werkzeuge ergeben und ihre Lagenstruktur aus der Stapelreihenfolge gemäß der Bauteilkonstruktion definiert ist.

Analog zu den Probekörpern, die für die Parameterstudien der paarweisen halbtransformatorischen Sensorik verwendet wurden, kann auf Ureol als Trägermaterial zurückgegriffen werden. Neben der notwendigen mechanischen Beständigkeit ist dieses ebenso durch eine geringe Dichte gekennzeichnet, die für die Messung mittels CT bei der Analyse von Carbonfasern hilfreich ist. Bei der CT-Messung äußert sich das darin, dass das Trägermaterial je nach CT-Einstellungen transparent erscheinen kann. Daher werden zusätzliche Referenzmerkmale zur Definition von Hilfskoordinatensystemen bei der Bestimmung der Faserlagenstruktur benötigt, um ein Koordinatensystem

im Auswertungsraum des CT positionieren zu können, in dessen Achsen die Faserbündelorientierungen angegeben werden können.

Im Fall von einfach gekrümmten Bauteilen besitzt die zu messende Faserorientierung Richtungsanteile in allen drei Raumachsen relativ zur Werkstückgeometrie. Daher müssen Merkmale auf der Referenzkörperoberfläche positioniert werden, mit denen eine Ebene im Raum gebildet werden kann, zu deren Relation die Faserbündelorientierung berechnet wird. Dafür werden drei Rubinkugeln der Durchmesser 5 mm auf der Oberfläche des Referenzbauteils angebracht und, wie in Abbildung 8-2 dargestellt, dafür verwendet, das Koordinatensystem des Computertomographen eindeutig zu positionieren. Dafür werden die Rubinkugeln zunächst erfasst und der Ursprung eines CT-eigenen Koordinatensystems H danach ausgerichtet. Im Gegensatz zum werkstückeigenen Koordinatensystem I entsteht damit ein Bezugssystem H^* , das nicht von den Durchleuchtungseigenschaften des Trägers beeinflusst ist. Die beschriebenen Zusammenhänge sind in Abbildung 8-3 schematisch dargestellt.



Abbildung 8-2:
Referenzkörpergeometrie mit
Referenzmerkmalen

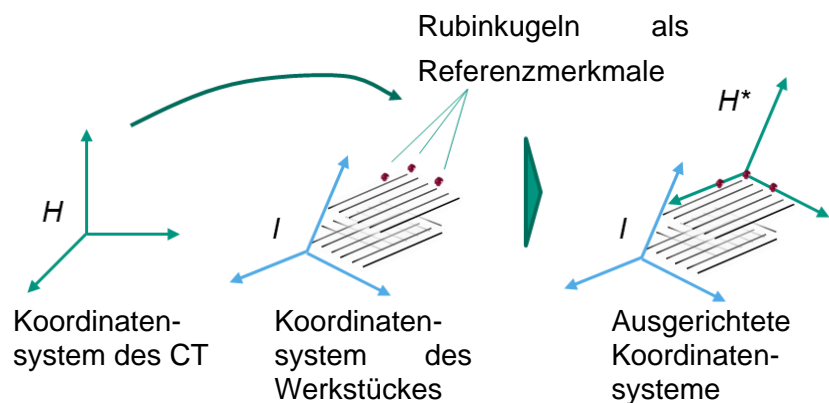


Abbildung 8-3: Instanziierung des Bezugskoordinatensystems (Berger et al. 2017c)

Nach Positionierung der Merkmale wird das Fasermaterial entsprechend der nachzubildenden Laminatstruktur auf den Referenzkörper gebracht. Sobald dies erfolgt ist, können alle Einflüsse auf die Messunsicherheit ermittelt werden, von denen die Unsicherheit durch taktile Kalibrierung im folgenden Unterkapitel erläutert wird.

8.2.1.2 Standardunsicherheit durch taktile Kalibrierung des Computertomographen

Die taktile Kalibrierung erfolgt zu Beginn der Unsicherheitsermittlung und stellt die Rückführung zu einer Maßverkörperung sicher, die die Vergleichbarkeit der gemess-

senen Werte zu den Definitionen des SI-Einheitensystems erlaubt. Für die Ermittlung der Standardunsicherheit durch taktile Kalibrierung des Computertomographen wird eine sog. Unsicherheitsbilanz anhand des Kalibrierscheins des taktilen Referenzmessgerätes erzeugt. In diese fließen bekannte Einflüsse und Verteilungen wie Schätzwerte oder weitere Unsicherheitskomponenten, die die Gesamtmessunsicherheit des Referenzmessgerätes beeinflussen. Der Begriff „Messunsicherheitsbilanz“ oder auch „Messunsicherheitsbudget“ bezeichnet dabei lediglich „die tabellarische Darstellung der ermittelten Messunsicherheit mit allen Einflussgrößen und Daten“. Die Einflussgrößen können dabei entweder nach der Methode A oder der Methode B des GUM ermittelt werden. Es handelt sich also um keine eigenständige Methode zur Ermittlung der Unsicherheit, sondern nur um eine spezielle Form der Darstellung (VDI/VDE 2617 Blatt 11).

Die mit der Ermittlung verbundenen Messungen finden in einem temperaturgeregelten Messlabor statt, deren Umgebungstemperatur $20 \pm 0,5$ °C beträgt. Als Taster wurde ein Zeiss-Taster mit Hartmetallschaft und Rubinkugel als Tasterkopf mit dem Durchmesser 0,8mm verwendet. Vor den Messungen werden die Kugeln mit Druckluft und einem fusselfreien Tuch gereinigt sowie der Taster eingemessen.

Aufgrund der im Kalibrierschein angegebenen Längenmessabweichung von $E_{MPE} = (2,4 + L / 150)$ µm streuen die Messergebnisse, was sich durch Angabe einer Standardabweichung nach VDI/VDE 2617 Blatt 11. In die Errechnung der Messunsicherheit fließen ein als relevante Parameter die Abweichung der Schwerpunkte der Rubinkugeln X_i , die Abweichung des kalibrierten Durchmessers des Einmessnormals ΔD_C , die Abweichung des Tasterdurchmessers beim Einmessen des Tasters ΔD_E sowie die Grenzabweichung bei gegebenem Nennwinkel ΔL_{KMG} zwischen den Rubinkugeln.

Die Kugeln werden mit $n = 81$ Punkten gemessen, die aufgrund der räumlichen Erreichbarkeit des Tasters lediglich die obere Hälfte der jeweiligen Kugel abdecken. Die mittlere Standardabweichung am Ausgleichskreis beträgt $s = 0,8$ µm. Der Faktor b ergibt sich aus Tabelle A1 des VDI/VDE 2617, Blatt 11, für den Kugelschwerpunkt und $n = 81$ Punkten zu $b = 0,28284$. Der Sensitivitätskoeffizient c_i beträgt standardmäßig 1. Die daraus errechnete Standardunsicherheit muss je Kugel in die Messunsicherheitsbilanz einfließen, da alle drei Rubinkugeln für die Erzeugung einer Referenzebene benötigt werden. Diese Standardunsicherheit beträgt $0,22627$ µm je Kugel.

Die Abweichung des kalibrierten Durchmessers des Einmessnormals ΔD_C errechnet sich aus der erweiterten Messunsicherheit des Einmessnormal-Durchmessers, der dem Kalibrierschein entnommen wird. In der Regel ist sie mit dem Erweiterungsfaktor $k = 2$ für normalverteilte Abweichungen angegeben und wird als Grenzwert a eingesetzt. Im beschriebenen Fall beträgt diese $0,3 \mu\text{m}$. Da der Durchmesser am Werkstück um den Tasterdurchmesser korrigiert wird, beträgt der Sensitivitätskoeffizient $c_i = 1$. Analog zum vorherigen Abschnitt errechnet sich der Faktor für die Verteilung der Messpunkte gemäß Tabelle A1 des VDI/VDE 2617, Blatt 11, zu $0,5$. Die sich somit ergebende Standardunsicherheit ist $0,15 \mu\text{m}$.

Zur Ermittlung der Abweichung des Tasterdurchmessers beim Einmessen des Tasters ΔD_E wird der Taster durch Messung einer Halbkugel mit fünf Punkten am Einmessnormal eingemessen. Das Koordinatenmessgerät hat den Grenzwert der Längenmessabweichung $E_{MPE} = (2,4 + L /150) \mu\text{m}$. Der konstante Anteil beträgt $A = 2,4 \mu\text{m}$. Die Standardabweichung von der Ausgleichskugel entspricht der minimalen Standardabweichung $0,8 \mu\text{m}$. Der Faktor $b = 1$ ergibt sich aus Tabelle A1, Fußnote b) für den Schwerpunkt der Halbkugel aus $n = 5$ Punkten. Die Standardunsicherheit ergibt sich zu $0,4 \mu\text{m}$.

Die Grenzabweichung ΔL_{KMG} ergibt sich aus der Winkellage der zu messenden Rubinkugeln, die $\alpha = 27^\circ$ beträgt. Das Koordinatenmessgerät hat den Grenzwert der Längenmessabweichung $E_{MPE} = (2,4 + L /150) \mu\text{m}$. Der längenabhängige Anteil beträgt $2/K \cdot \sin^2(\alpha) = 0,00266^\circ$. Für die Abweichungen kann in der Regel eine Normalverteilung angenommen werden. Somit ergibt sich eine Standardunsicherheit von $0,00752 \mu\text{m}$.

Zusammenfassend lässt sich die Unsicherheitsbilanz zu folgender Tabelle zusammenfassen:

Tabelle 8-1: Unsicherheitsbilanz der taktilen Kalibrierung

Einflussgröße	Methode bzw. Anzahl	Messpunktanzahl bzw. Verteilung	Standardabweichung bzw. Grenze	Faktor für Punktzahl/Verteilung	Sensitivitätskoeffizient	Standardunsicherheit in μm
X_i	m_i	n_i	s_i bzw. a_i	b_i	c_i	$u_i(y)$
X_M	B	81	0,80000	0,28284	1,00	0,22627
X_L	B	81	0,80000	0,28284	1,00	0,22627
X_R	B	81	0,80000	0,28284	1,00	0,22627

ΔD_C	B	Normal	0,30000	0,50000	1,00	0,15000
ΔD_E	B	Normal	0,80000	0,50000	1,00	0,40000
ΔL_{KMG}	B	Normal	0,00266	0,28284	1,00	0,00752
Standardunsicherheit $u(y) =$						0,579785

Um den ermittelten Wert in Gleichung (36) verwenden zu können, müssen die Einheiten der ermittelten Unsicherheit angepasst werden, da die Unsicherheit des Koordinatenmessgerätes in $[\mu\text{m}]$ ermittelt wurde, die Unsicherheit des Wirbelstrommesssystems allerdings in $[\circ]$ angegeben werden muss, da es sich um eine Winkelmessung handelt. Um dies zu erreichen, werden dieselben Rubinkugeln verwendet, da an ihnen das Koordinatensystem ausgerichtet wird und deren Position direkt in die damit verbundene Unsicherheit einfließt. Für die Umrechnung werden die Positionen zweier Kugeln verwendet, um durch den Ist-Abstand $\overline{d_{ist}}$ mit der oben ermittelten Unsicherheit eine Winkelabweichung $u_{CAL,\varphi}$ zu ermitteln. Abbildung 8-4 stellt den beschriebenen Zusammenhang schematisch dar.

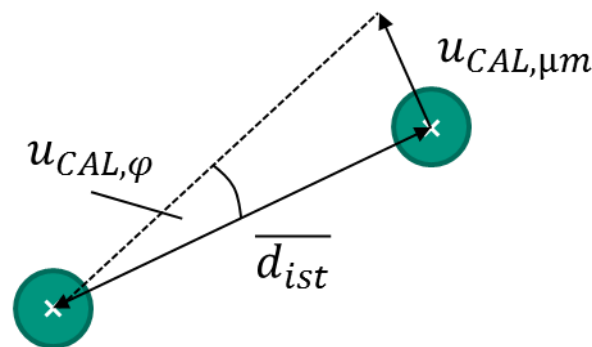


Abbildung 8-4: Umrechnung der Einheiten der ermittelten Unsicherheit durch taktile Kalibrierung

Die Messung wird dreimal wiederholt, wobei die Position des Referenzkörpers zufällig variiert wird. Durch arithmetische Mittelwertbildung ergibt sich ein Erwartungswert, der den Ist-Abstand $\overline{d_{ist}}$ zwischen zwei Kugeln angibt. Die sich ergebende Standardunsicherheit beträgt somit

$$u_{CAL,\varphi} = \text{atan}\left(\frac{u_{CAL,\mu m}}{\overline{d_{ist}}}\right) = \text{atan}\left(\frac{0,579785 \cdot 10^{-3} \mu\text{m}}{\frac{11,16671 + 11,16735 + 11,16697}{3} \mu\text{m}}\right) \quad (37)$$

$$u_{CAL,\varphi} = 9,0616 \cdot 10^{-7^\circ}$$

Es ist ersichtlich, dass die Standardunsicherheit durch taktile Kalibrierung verschwindend gering ist.

Als systematische Abweichung zwischen CT und Koordinatenmessgerät können die arithmetischen Mittelwerte der Winkellagen selbiger Rubinkugeln verwendet werden

und nach Methode B in einen gleichverteilten Unsicherheitsanteil $u_{CAL,BI}$ überführt werden. Der durch das KMG gemessene Winkel beträgt $26,5822^\circ$, wohingegen der mittels CT gemessene Wert $26,5849^\circ$ beträgt.

$$u_{CAL,BI} = \frac{|26,5822^\circ - 26,5849^\circ|}{\sqrt{3}} = 0,0016^\circ \quad (38)$$

Um die verbleibende Standardunsicherheit $u_{EVR,CT}$ ermitteln zu können, soll im Folgenden die Methode vorgestellt werden, mit der die Faserbündelorientierungen aus dem mittels CT digitalisierten Abbild des Referenzkörpers erhoben werden.

8.2.1.2.1 Ermittlung der Faserbündelorientierung mittels industrieller Computertomographie

Für die Messung der Faserbündelorientierung wird der Computertomograph (CT) ZEISS METROTOM 800 verwendet, der mit nachfolgenden Parametern für die Erfassung der Rohdaten für die Referenzmessung betrieben wurde.

Tabelle 8-2: Scan-Parameter der Computertomographie

Stromstärke	Spannung	Integrationsdauer	Filter	Gain
120 A	130 V	1000 ms	kein	2,5

Nach Abschluss der Rohdatenerfassung sowie der dreidimensionalen Rekonstruktion des Referenzkörpers werden die Bereiche ausgewählt, anhand derer die Auswertung erfolgt. Dafür müssen im ersten Schritt die Oberflächen der Kugeln erfasst werden, anhand derer, gemäß der Beschreibung des vorherigen Unterkapitels, ein Koordinatensystem orientiert wird, was in Abbildung 8-5 zu sehen ist.

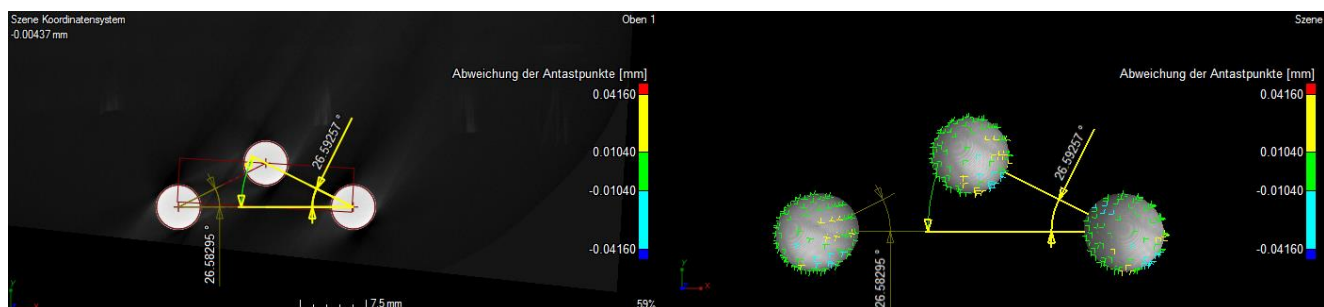


Abbildung 8-5: Kugelregistrierung für Bezugskoordinatensystem

Anhand dieser Kugeln wird ein dreidimensionaler Auswertungsbereich aufgespannt. Die Faserorientierungen innerhalb dieses Bereiches können durch sog. Orientierungstensenoren beschrieben werden, die durch das Faserverbundanalysemodul der Software VG Studio Max anhand zusammenhängender Kantenverläufe zwischen den Voxeln errechnet werden (Orth 2007). Nach erfolgter Rekonstruktion liegen die Orientie-

rungsinformationen entsprechend der Bauteilgeometrie in dreidimensionaler Form vor. Dies ist für den Vergleich mit den Wirbelstromdaten allerdings nur bedingt geeignet, da diese in zweidimensionaler Form vorliegen. Aus diesem Grund können die Referenzkugeln für eine weitere Anwendung genutzt werden: Durch Bekanntheit der Geometriedaten, die sich aus den Referenzkörpergeometrien ergeben, lassen sich komplex geformte Strukturen in der verwendeten Software in ein zweidimensionales digitales Abbild abwickeln, um die Auswertung der Faserorientierung zu vereinfachen.

Die Ebene, auf die die Geometrie dabei abgewickelt wird, entspricht der Ebene, die durch das Koordinatensystem mittels Referenzmerkmalen definiert wurde. Dies wäre ohne die zusätzlichen Markierungen auf der Geometrie nicht ohne weiteres möglich, da durch das Abwickeln eine geometrische Verzerrung des Körpers stattfindet, die die Position des werkstückeigenen Koordinatensystems ebenso verfälschen würde. Das drapierte Textil ist durch seine geringe Höhe von wenigen Millimetern davon nur geringfügig betroffen.

Abbildung 8-6 zeigt den beschriebenen Zusammenhang mit den dazugehörigen Strukturen der Orientierungstensoren.

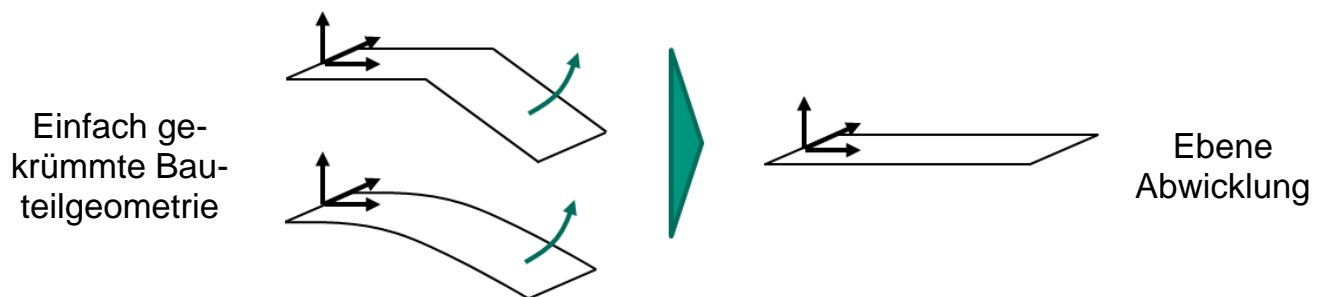


Abbildung 8-6: Abwicklung einfach gekrümmter schalenförmiger Körper

Nach erfolgreicher Erzeugung einer ebenen Geometrie werden diejenigen Bauteilbereiche definiert, die für die Faserorientierungsbestimmung relevant sind.

Damit die Referenzmessung der erzeugten Materialien mit den Wirbelstrommessungen der zu entwickelnden Sensoren vergleichbar ist, muss gewährleistet sein, dass die untersuchten Textilmereiche für beide Messungen identisch sind. Daher ist es notwendig, die Auswertebereiche der CT-Messung derart zu definieren, dass diese denen entsprechen, die auch von den Sensorabmessungen des Arrays abgedeckt werden. Dies erfolgt durch Definition von kreisförmigen Geometrien, wie in nachfolgender Abbildung zu sehen ist.

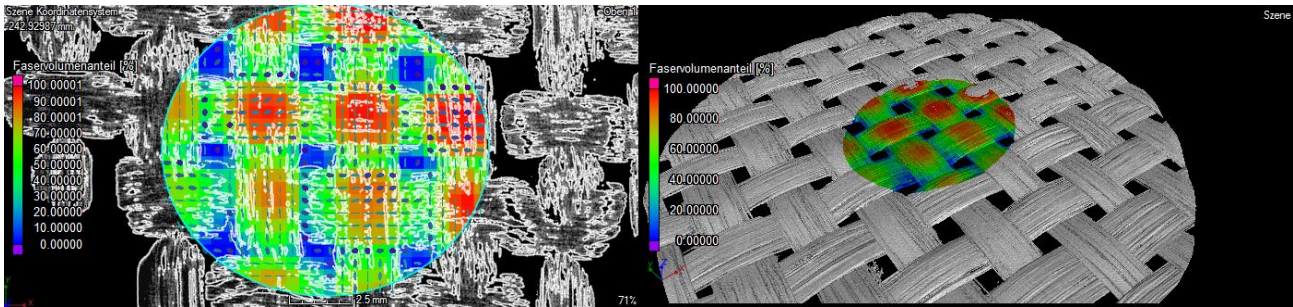


Abbildung 8-7: Segmentierung der Region of Interest

Innerhalb der Auswertebereiche wird ein sog. Integrationsnetz definiert, das über diesen Bereich verteilt ist. Die Integrationsgebietsgröße definiert die Größe des Volumens um jeden Gitterpunkt, der zur Analyse der lokalen Grauwerte und damit zur Berechnung des Orientierungstensors genutzt wird. Die Anzahl der Tensoren entspricht somit der Anzahl der Integrationsnetzelemente, die über den Auswertungsbereich verteilt sind und den gesamten textilen Bereich abdecken müssen. Aus den Tensor-einträgen wird je ein Orientierungsvektor berechnet, der sich zu Gleichung (39) ergibt. Der Winkel φ entspricht dabei der Faserorientierung im zuvor definierten Koordinatensystem. Die Größen xx , yy sowie xy entsprechen den Einträgen des zweidimensionalen Tensors.

$$2\varphi = \begin{bmatrix} xx - yy \\ 2xy \end{bmatrix} \quad (39)$$

(Mersmann 2012)

Ermittelt man die Phasenwinkel φ aller Orientierungsvektoren und gruppiert diese nach ihren Häufigkeiten in Histogrammen, ergeben sich charakteristische Verläufe, die den Faserorientierungen innerhalb des ausgewerteten Bereiches entsprechen und demnach als Referenz für die Ermittlung der Faserorientierungen mittels Wirbelstromprüfung genutzt werden können. Die Interpretation der Diagramme basiert in dem in Abbildung 8-8 dargestellten Fall auf der Auswertung der Maxima auf der horizontalen Achse. Die Errechnung eines gleitenden Mittelwertes über die Histogramm Daten und seiner lokalen Maxima erlaubt die Überführung der CT-Daten somit in eindeutige Messwerte.

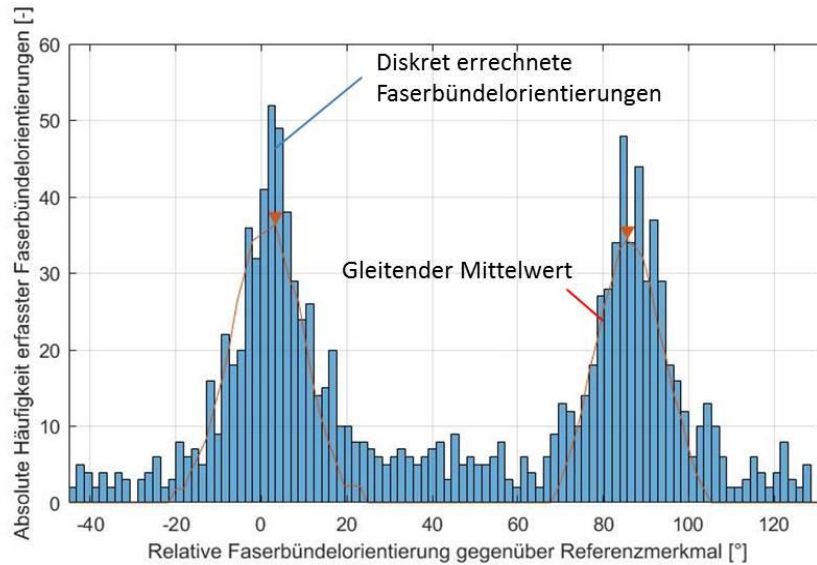


Abbildung 8-8: Histogrammdarstellung gemessener Faserbündelorientierungen

Für die Ermittlung der Messunsicherheit wurde ein einlagiges, flaches Gewebe mit den vorgestellten Methoden in 25-facher Wiederholung untersucht. Anhang A.12 stellt die errechneten Faserorientierungen sowie die Mittelwerte des Normals einander gegenüber. Aus ihnen wird der betragsmäßig größte Streuungsanteil für die Angabe der damit verbundenen Unsicherheit verwendet, der sich durch das systemspezifische Rauschen ergibt. Dieser kann somit zu

$$u_{EVR,CT} = 0,5640^\circ \quad (40)$$

angenommen werden. Die Unsicherheit durch die Kalibrierung kann daher abschließend gemäß Gleichung (41) ermittelt werden.

$$u_{CAL} = \sqrt{(9,0616 \cdot 10^{-7})^2 + 0,0016^2 + 0,5640^{2^\circ}} = 0,5641^\circ \quad (41)$$

Wesentliche Einflüsse auf dieses Ergebnis sind die manuellen Schritte, die mit der Nutzung der Software VG Studio einhergehen. Eine automatisierte Identifikation der Region of Interest sowie die anschließenden Auswertemethoden ließe die Unsicherheit des hier vorgestellten Kalibrierverfahrens zwar reduzieren, ist jedoch nicht Gegenstand der Arbeit.

8.2.2 Standardunsicherheit durch Auflösung

Die Standardunsicherheit durch Auflösung beschreibt den negativen Einfluss einer definierten Schrittweite, in der die Messergebnisse im Rahmen des Messprozesses wiedergegeben werden. Im Rahmen dieser Arbeit ist bereits während der systemati-

schen Spulenauswahl ein Kriterium definiert worden, das aus messtechnischer Sicht erfüllt werden muss, um ein zu prüfendes Carbonfaserhalbzeug charakterisieren zu können. Bei der Überführung der dabei gesammelten Erkenntnisse sind mit Schaffung der vorgestellten Sensor-Arrays neue Messsysteme mit einer eigenen Auswertemethode entstanden. Diese extrahiert die Faserorientierungen aus den Rohdaten der Empfängerspulen in Form von Maximumswinkeln, die auf $RE = 0,1^\circ$ gerastert sind. Diese Auflösung ist bis zu Fertigungstoleranzen von bis zu 2° zulässig und erfüllt somit die Forderung nach VDA, Band 5.

$$TOL_{min} = \frac{RE}{\%RE_{min}} \text{ mit } \%RE_{min} = 5\% \quad (42)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Die sich daraus ergebende Standardunsicherheit durch Auflösung errechnet sich folglich zu:

$$u_{RE} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{RE}{2} = 0,0289^\circ \quad (43)$$

(VDA Band 5.1 2011)

8.2.3 Standardunsicherheit aus der Wiederholbarkeit am Normal

Die Standardunsicherheit aus der Wiederholbarkeit am Normal beschreibt die Streuung des Sensors bei wiederholter Messung des kalibrierten Referenzkörpers. Dafür wird die Messaufgabe 25 Mal wiederholt und mittels arithmetischer Mittelwertbildung und der Errechnung der Standardabweichung bewertet.

Im Rahmen der Untersuchung wurde der ermittelte Wert bestimmt, indem eine Probe aus einem einlagigen Gewebe mittels starrem PCB-Sensor-Array mehrfach gemessen wurde, ohne dabei den Messprüfstand zu berühren oder zu bewegen. Damit reduzieren sich potentiell störende Einflüsse und beschränken die Erkenntnis auf systeminhärente Rauscheinflüsse. Alle dabei gemessenen Werte sind im Anhang A.13 einander gegenübergestellt. Die höchste der errechneten Standardabweichungen wird für die Standardunsicherheit übernommen:

$$u_{EVR} = 0,072^\circ \quad (44)$$

Damit wird deutlich, dass der Sensor bei der Messung von Gewebe ohne relative Verdrehung eine deutlich geringere Streuung aufweist als das CT System. Die Angabe von u_{EVR} stellt allerdings eine idealisierte Betrachtung dieses Unsicherheitsanteiles dar. Dies liegt daran, dass den Einflüssen aus der Umwelt und dem hohen Grad der Prozessintegration eine besondere Bedeutung zukommt, da der Sensor direkten Prozesseinflüssen ausgesetzt ist. Diese resultieren sowohl aus den Temperatureinflüs-

sen, die durch die Vortemperierung der Carbonfasern für das Preforming resultieren können, als auch durch mechanischen Druck. Da die untersuchten Prefoms zwangsläufig mechanischen Drücken ausgesetzt sind, damit der Umformprozess überhaupt stattfinden kann, wird die Wiederholbarkeit am Normal zusätzlich unter verschiedenen mechanischen Belastungszuständen ermittelt.

Dabei wurden punktuelle Massen mit den Gewichten 100 g, 200 g, 500 g und 1000 g mittig auf den Sensor platziert, der sich auf dem ebenen untersuchten Referenzkörper befand. Dabei wurden Messungen durchgeführt und Daten in Form von effektiv induzierten Spannungen in den jeweiligen Messspulen erhoben. Die Faserbündelorientierungen der Probe zeigen dabei entlang der Spulen 3, 6, 9 und 12. Die prozentuale Änderung der Amplituden in Folge von Druck ist in Abbildung 8-9 zu sehen.

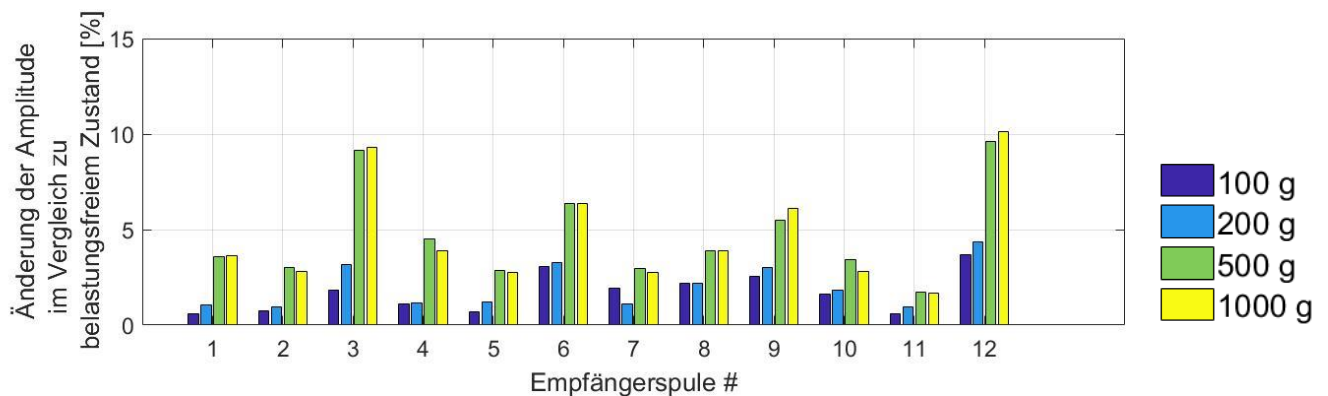


Abbildung 8-9: Amplitudenänderung durch mechanischen Druck (einlagiges Gewebe)

Es ist sichtbar, dass eine höhere Belastung zu einer Erhöhung der induzierten Spannungen führt. Es wird ebenso deutlich, dass die Verstärkung der gemessenen Spannung bei den Spulen 3, 6, 9 und 12 im Vergleich zu den übrigen Spulen deutlich höher ist. Dies lässt sich durch folgende Modellvorstellung erklären: Werden einzelne Rovings innerhalb des einlagigen Materials gestaucht, erhöhen sich die Kontaktpunkte zwischen einzelnen Fasern, was zu Kurzschlüssen und damit zu einer deutlich besseren Leitfähigkeit entlang und quer zur Faserrichtung führt. Der ohmsche Anteil des elektrischen Widerstands sinkt und bewirkt damit einen niedrigeren Spannungsabfall bei der Signalübertragung.

Um diese These zu bestätigen, müsste demnach bei einer Erhöhung der Lagenanzahl etwas geschehen, das dem Plateau-Effekt entgegenwirkt, nämlich, dass die Abstände zwischen einzelnen Faserbündeln geringer werden und der kapazitive Widerstand X_C zunimmt. Dadurch wird die Gesamtkapazität zwischen den Bündeln folglich geringer.

Dies entspricht der Verringerung des Abstandes zweier Platten in einem Plattenkondensator, was zu einer Verringerung der induzierten Spannung in der Empfängerspule führt. Die Validierung dieser Annahme wurde anhand einer achtlagigen Materialprobe durchgeführt und es wurden folgende Ergebnisse erzielt.

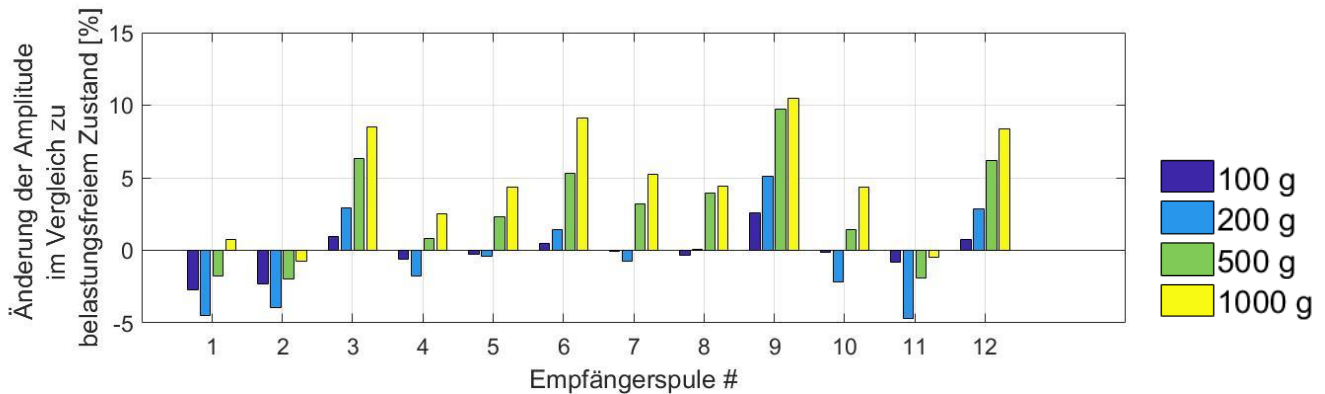


Abbildung 8-10: Amplitudenänderung durch mechanischen Druck (achtlagiges Gewebe)

Es ist zu sehen, dass die induzierten Spannungen, die nicht direkt in Faserrichtung gemessen wurden (alle Spulenpaare außer 3, 6, 9 und 12), tatsächlich zu einer Verringerung der induzierten Spannung bei steigender Belastung neigen. Bei zunehmender Belastung steigen diese anschließend wieder an. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass der Abstand zwischen den Faserbündeln so weit reduziert wurde, dass kapazitive Effekte eine untergeordnete Rolle spielen und der ohmsche Einfluss diese derart überwiegt, dass eine höhere Leitfähigkeit zu entsprechend höheren Spannungen führt.

Die zehnfache Wiederholung des Experimentes erlaubt die quantitative Schätzung dieses Einflusses auf das Messergebnis und kann u_{EVR} bei der Berechnung der Standardunsicherheit ersetzen. Bei der Quantifizierung dieses Einflusses im Rahmen der Messunsicherheitsuntersuchung handelt es sich um einen Schätzwert, da die reale Kraftverteilung meist ungleichmäßig über die Sensorfläche verläuft und damit inhomogene Zustände erreicht werden.

Zudem können keine Wechselwirkungen mit anderen Unsicherheitskomponenten ausgeschlossen werden. Die Bestimmung der Faservorzugsrichtungen muss darüber hinaus jedoch nicht zwangsläufig negativ durch diesen Effekt beeinflusst werden, da der eigentlich störende Plateau-Effekt teilweise aufgehoben wird. Dafür muss allerdings bekannt sein, wie die zeitliche Synchronisation des Messprozesses mit dem Preforming ist. Anhang A.14 stellt die durch mechanischen Druck belasteten Wieder-

holmessungen am Normal einander gegenüber. Damit ließe sich eine maximale Standardunsicherheit in Folge des mechanischen Druckes in Kombination mit der systeminhärenten Streuung in Höhe von

$$u_{EVR} = u_{EVR,Druck} = 0,4879^\circ \quad (45)$$

errechnen. Neben dem Einfluss des Druckes geht ein weiterer Effekt in die Gesamtunsicherheit des Messsystems ein, der der Erhöhung der Vergleichbarkeit zwischen den Kalibriermessungen im CT dienen kann: Die Linearitätsabweichung.

8.2.4 Standardunsicherheit in Folge der Linearitätsabweichung

Die Linearität beschreibt die Abweichung einer Messung in Abhängigkeit des Nennwertes des zu messenden Merkmals. Vor diesem Hintergrund konnte bereits in den Kapiteln 6.3.3.1 und 6.3.3.2 die Beobachtung gemacht werden, dass die Abweichung der Messergebnisse in ihrem Betrag höher wird, wenn sich die Relativorientierung des Sensors gegenüber den Faserbündeln ändert und die Spulenpaare innerhalb des halbtransformatorischen Arrays nicht mit den Faserbündeln fluchten.

Um dieses Verhalten weiter zu charakterisieren, wird ein flacher Referenzkörper in 1°-Inkrementen unterhalb des Sensor-Arrays rotiert. Dabei wird bei jedem Winkelschritt eine Messung mit linearer Null-Referenzierung durchgeführt und die gemessenen Faserbündelorientierungen der aktuellen Messposition zugewiesen. Die Soll-Werte, die dabei idealerweise entstehen, entsprechen einer Geraden, die mit zunehmendem Nennwinkel dem zu messenden Winkel entspricht. Bildet man nun das arithmetische Mittel über alle vier gemessenen Winkel, die einer Gesamttrotation von 90° entsprechen, so wird deutlich, dass diese Werte um die Soll-Gerade oszillieren, was ist in Abbildung 8-11 deutlich zu sehen ist.

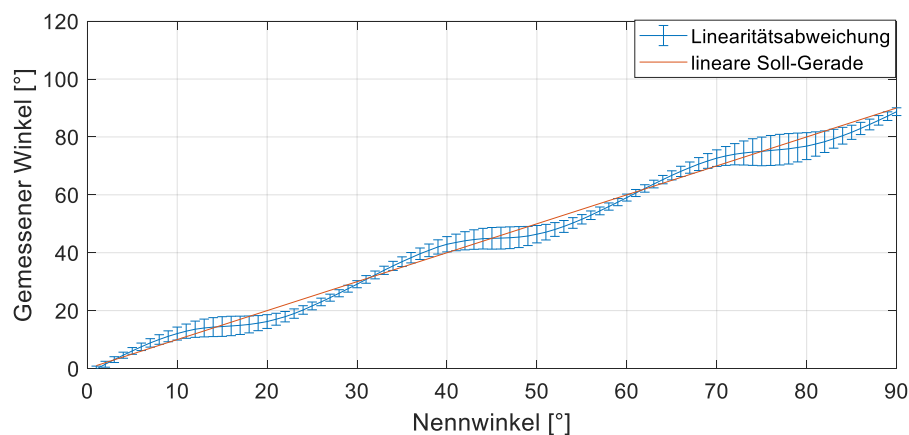


Abbildung 8-11: Linearitätsabweichung

Auffällig ist, dass ein Ausschnitt von 90° Sensorverdrehung genau drei Perioden dieser Schwingung enthält, die ihren Nulldurchgang bei ganzzahligem Vielfachen von 30° aufweist. Auffällig ist, dass dieser Wert der Winkelauflösung des Sensors entspricht, was bedeutet, dass ein Nulldurchgang dieser Schwingungen immer dann eintritt, wenn eine der zwölf Sensorachsen zwischen Sender- und Empfängerspule mit einer gemessenen Faserorientierung fluchtet.

Dies lässt den Umkehrschluss zu, dass eine Erhöhung der Spulenpaare innerhalb des Arrays mit einer geringeren Linearitätsabweichung einhergehen kann. Die maximal im Mittel ermittelte Standardabweichung in Folge der Linearitätsabweichung entspricht im betrachteten Fall dem um die ideale lineare Kennlinie oszillierenden Mittelwert, der als kompensierbar angenommen werden kann. Der nicht kompensierbare Anteil hingegen wird durch die Standardabweichung gekennzeichnet und kann über den Winkelausschnitt von 90° mit

$$u_{LIN,90^\circ} = 3,0960^\circ \quad (46)$$

in die Unsicherheitsermittlung eingehen. Allerdings ist die Ermittlung der Messunsicherheit individuell abhängig von der zu erfüllenden Messaufgabe. Sofern also nicht zu erwarten ist, dass die Fertigungsstreuungen im Bereich von 90° liegen, sondern in der Größenordnung der Fertigungstoleranz von 5° , lässt sich die Standardunsicherheit der Linearitätsabweichung in eben diesem Ausschnitt zu

$$u_{LIN,EVR,5^\circ} = 1,1640^\circ \quad (47)$$

reduzieren.

8.2.5 Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung

Die Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung stellt die Abweichung zwischen dem Referenzwert aus dem CT und der Messung mittels Wirbelstrom dar. Zu seiner Berechnung werden daher die Mittelwerte der Referenz im CT sowie des Wirbelstromsensors verwendet. Dabei werden nach VDA, Band 5.1, Erwartungswerte beider Messverfahren mit einem konstanten Wert von $\sqrt{3}$ zu einem Quotienten verrechnet, der eine gleichverteilte Abweichung nach Methode B laut GUM angibt. Die Standardunsicherheit in Folge der systematischen Abweichung errechnet sich daher zu

$$u_{BI} = \frac{|x_g - x_m|}{\sqrt{3}} = \frac{1,6090^\circ}{\sqrt{3}} = 0,9290^\circ \quad (48)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Dabei ist x_g der Mittelwert, der in den Wiederholungen des Normals durch den Wirbelstromsensor gewonnen wurde und x_m , der durch das Referenzsystem gemessene Ist-Wert der Faserorientierungen.

8.2.6 Erweiterte Messsystemunsicherheit und Messsystemeignung

Die erweiterte Messsystemunsicherheit ergibt sich als Betrag der Standardunsicherheiten, die in den vorangegangenen Unterkapiteln errechnet wurden, zu nachfolgender Gleichung.

$$u_{MS} = \sqrt{u_{CAL}^2 + \max\{u_{RE}^2, u_{EVR}^2\} + u_{LIN}^2 + u_{BI}^2} \quad (49)$$

$$u_{MS} = \sqrt{0,5641^2 + 0,4879^2 + 1,1640^2 + 0,9290^2} = 1,6656^\circ \quad (\text{VDA Band 5.1 2011})$$

$$U_{MS} = 2 \cdot 1,6656^\circ = 3,3311^\circ$$

Die Messsystemeignung kann als vergleichende Größe ermittelt werden, die die erweiterte Messunsicherheit im Verhältnis zur zu fertigenden Toleranz betrachtet. Diese ist durch den Eignungskennwert Q_{MS} gekennzeichnet und wird durch nachstehende Gleichung ausgedrückt.

$$Q_{MS} = \frac{2 \cdot U_{MS}}{Tol} \cdot 100\% \quad (50)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Dabei beschreibt Tol die zu fertigende Toleranz von 5° . Für Q_{MS} werden nach VDA, Band 5, als einzuhaltender Grenzwert 15% empfohlen. Durch Einsetzen der ermittelten Werte wird deutlich, dass die ermittelte erweiterte Messunsicherheit erst bei einer Fertigungstoleranz von $44,41^\circ$ den geforderten Ansprüchen genügt. Vor diesem Hintergrund ist das betrachtete Messsystem nicht als tauglich für die industrielle Messung von Kohlenstofffaserorientierungen im Preforming zu bezeichnen. Allerdings bietet der VDA, Band 5.1, die Möglichkeit, die Klassiertauglichkeit des Messprozesses zu bewerten, der durch die Messprozessunsicherheit U_{MP} gekennzeichnet ist. Die möglichen Klassenbreiten werden damit durch nachstehende Gleichung berechnet.

$$\frac{U_{MP}}{0,5} \leq KB \quad (51)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Diese Berechnung erlaubt die Ermittlung einer Untergrenze für eine Klassenbreite KB , der eine Messung mit hinreichend hoher Wahrscheinlichkeit zugeordnet werden und somit als Mittel zur Klassierprüfung hinzugezogen werden kann. Dafür müssen jedoch

zusätzliche Einflüsse, die aus dem Messprozess stammen, betrachtet und in diese Bewertung einbezogen werden. Diese sind im Folgenden erläutert.

8.3 Messprozesseignung

Im folgenden Abschnitt werden alle Einflüsse betrachtet, die der VDA, Band 5.1, nicht als Teil des Messsystems auffasst. Dazu gehören folgende Unsicherheitskomponenten, die auftretende Betriebsbedingungen betrachten und Einfluss auf das Messergebnis haben können.

- u_{EVO} : Standardunsicherheit in Folge der Wiederholbarkeit am Prüfobjekt

$$U_{MP} = k \sqrt{u_{CAL}^2 + \max\{u_{RE}^2; u_{EVR}^2; u_{EVO}^2\} + u_{LIN}^2 + u_{BI}^2} \quad (52) \quad (\text{VDA Band 5.1 2011})$$

Weitere Standardunsicherheiten, die nach VDA Band 5.1 in die Ermittlung der Messprozesseignung einfließen sind:

- u_{GV} : Standardunsicherheit in Folge der Vergleichbarkeit durch Messvorrichtungen
- u_{STAB} : Standardunsicherheit in Folge der Vergleichbarkeit der Zeitpunkte
- $u_{|A|}$: Standardunsicherheit in Folge der Wechselwirkungen zwischen Prüfer und Teil
- u_{AV} : Standardunsicherheit in Folge des Bedienerinflusses
- u_{OBJ} : Standardunsicherheit in Folge der Homogenität des Materials

Die Standardabweichung in Folge der Vergleichbarkeit der Messvorrichtungen wird aufgrund des prototypenhaften Charakters des entwickelten Messsystems nicht näher betrachtet. Um dies vollständig ermitteln zu können, ist das gesamte Messsystem zu physisch zu replizieren, da der gesamte Schaltungsaufbau in die sich ergebende Standardunsicherheit einfließt. Die Standardunsicherheit in Folge der Vergleichbarkeit der Zeitpunkte wird nicht näher betrachtet, da zu keinem Zeitpunkt der Untersuchung offensichtlich war, dass sich das Verhalten des Messsystems in zeitlicher Abhängigkeit verändert. Eine Langzeitnutzung des Sensorsystems in einem realen Preforming-Prozess könnte allerdings Verschleißerscheinungen mit sich bringen, weswegen die Anwendung des Systems unter realen Umgebungsbedingungen näher betrachtet werden müsste. Die Standardunsicherheit durch wechselwirkende Standardunsicherheiten zwischen Prüfer und Teil wird ebenso wie die Standardunsicherheit durch Vergleichbarkeit der Bediener aufgrund des hohen erreichbaren Automatisierungsgrades als vernachlässigbar klein angenommen. Die Standardunsicherheit der Homogenität

des Materials wird nicht näher betrachtet, da Inhomogenitäten des Materials vorrangig bereits im Anlieferungszustand der Endlosfasern vorliegen und nicht durch den betrachteten Preforming-Prozess entstehen.

8.3.1 Standardunsicherheit in Folge der Wiederholbarkeit am Prüfobjekt

Bei der Wiederholbarkeit am Prüfobjekt wird nach VDA, Band 5.1 in Messversuchen die Vergleichbarkeit verschiedener Messstellen und deren Wechselwirkungen ermittelt. Aufgrund der Größe der Referenzkörper, die keine überschneidungsfreie Positionierung des Sensor-Arrays erlaubt, wird eine beliebige Messstelle mehrfach gemessen und resultiert in vier Messgrößen – entsprechend der Anzahl an Faserorientierungen. Die dabei erfassten Messgrößen werden mittels ANOVA ausgewertet, um die Signifikanz der Unterschiede zwischen ihnen bewerten zu können.

Für die Wiederholbarkeit am Prüfobjekt wurden die in Anhang A.15 aufgeführten Werte sowie die Summe ihrer quadrierten Abweichungen ermittelt. Diese werden für die Berechnung der mittleren quadrierten Abweichung $MSevo$ verwendet. In den Nenner der Gleichung fließen dabei neben der Summe der quadrierten Abweichung $SSevo$ die statistischen Freiheitsgrade, die sich aus dem Messumfang ergeben (N_R Wiederholungen; N_p Messstellen), ein.

$$MSevo = \frac{\max(SSevo)}{N_p * (N_R - 1)} = \frac{\max(SSevo)}{3 * (10 - 1)} = 0,1141^\circ \quad (53)$$

(VDA Band 5.1 2011)

Daraus lässt sich die Standardunsicherheit in Folge der Wiederholbarkeit am Prüfobjekt als die höchste Standardabweichung der errechneten Werte mittels ANOVA beschreiben und als Quadratwurzel zu

$$u_{EVO} = \sqrt{MSevo} = 0,3377^\circ \quad (54)$$

(VDA Band 5.1 2011)

ermitteln.

8.3.2 Erweiterte Messprozessunsicherheit

Die sich ergebende Messprozessunsicherheit resultiert gemäß der eingangs aufgeführten Gleichung zu folgenden Termen.

$$U_{MP} = k \sqrt{u_{CAL}^2 + \max\{u_{RE}^2; u_{EVR}^2; u_{EVO}^2\} + u_{LIN}^2 + u_{BI}^2} \quad (55)$$

(VDA Band 5.1 2011)

$$\begin{aligned}U_{MP} &= 2 \cdot \sqrt{0,5641^2 + 0,4879^2 + 1,164^2 + 0,9290^2} \\ &= 2 \cdot 1,6656^\circ\end{aligned}$$

$$U_{MP} = 2 \cdot 1,6656^\circ = 3,3311^\circ$$

Durch Einbezug der prozessbedingten Einflüsse lässt sich somit die Klassenbreite für eine Klassierprüfung mittels vorgestelltem Wirbelstromsensor-Array

$$2 \cdot U_{MP} \leq KB = 6,6622^\circ \quad (56)$$

errechnen.

Es wird deutlich, dass die Errechnung der Messprozessunsicherheit sich nicht von der Messsystemunsicherheit unterscheidet. Dies ist damit zu begründen, dass die wesentlichen Unsicherheitsanteile aufgrund des hohen Automatisierungsgrades der Anwendung nur geringfügig durch den Prozess beeinflusst sind.

8.4 Abschließende Bewertung der messtechnischen Betrachtung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die grundsätzliche Konzipierung des vorgestellten Messsystems, die von den Mindestanforderungen ausgeht, die sich aus der signaltheoretischen Betrachtung ergeben, nicht für eine industrielle Prozessintegration ausreicht. Die Ursachen dafür sind auf die statistischen Betrachtungen der diskutierten Unsicherheitsanteile zurückzuführen. Die Klassierprüfung von Klassenbreiten von $6,6622^\circ$ lässt jedoch darauf schließen, dass durch Erhöhung der räumlichen Auflösung des Sensors sowie der Optimierung der Kalibrierverfahren weiteres Potential für das vorgestellte System existiert.

Für die Klassierprüfung kommt allerdings erschwerend hinzu, dass das Prüfobjekt nur im Idealfall eine globale Faserfehlorientierung aufweist, aus der das periodisch verlaufende Signalbild rekonstruiert werden kann. Betrachtet man die zu Beginn dieser Arbeit vorgestellten Defekte (Abbildung 2-7), kann jede Art von Faserumlenkung oder Anomalie der Stack-Struktur – global sowie lokal – zu einem verzerrten Signalverlauf führen, der nicht durch die analytisch errechneten Maxima interpretiert werden kann. Daher sollen im Folgenden charakteristische Signalbilder untersucht werden, die durch das Auftreten der gängigsten Defekte im Kohlenstofffaserhalbzeug auftreten können und in industriellen Anwendungen klassifiziert werden müssen.

8.5 Defektklassifizierung

In diesem Kapitel wird diskutiert, ob und wie Defekte, die gegebenenfalls zu komplexen Signalbildern führen, ohne langfristige Nutzererfahrung erfasst werden können. Dafür werden Preform-spezifische kritische Defekte in verschiedenen Ausprägungen in Form von Proben unterschiedlicher Dimensionen hergestellt. Anschließend werden mittels des Flachspulen-Arrays experimentelle Messdaten erhoben, um auf systematische Ausprägungen im Signalverlauf schließen zu können.

Daraufhin werden die erhobenen Daten analysiert, um auf Zusammenhänge zwischen Defektcharakteristik und Signal schließen zu können. Mit diesen Erkenntnissen wird abschließend eine geeignete Methode des Machine Learnings implementiert, die mit den zuvor gesammelten Informationen eine automatisierte Identifikation dieser Defekte zulässt.

8.5.1 Defektauswahl, Modellierung und Probenherstellung

Im Rahmen von Voruntersuchungen wurde gezeigt, dass neben Faserfehlorientierungen insbesondere Falten, fehlende Rovings und lokale Faseraufweitungen negative Effekte für die Belastbarkeit von Krafteinleitungszonen in CFK-Laminaten mit sich bringen können (Berger et al. 2017b). Alle Defekte können bereits im Preform-Stadium auftreten und sind daher relevant für die Prüfung mittels Wirbelstrom. Um diese Defekte in ihren Ausprägungen für die Probenherstellung variieren zu können, werden zunächst Parameter identifiziert, mit denen diese beschrieben und in ihren Dimensionen skaliert werden können.

8.5.1.1 Fehlender Roving

Ein fehlender Roving (auch: Gasse) kann bei allen Bindungstypen auftreten und entspricht einem oder mehreren ausgezogenen Faserbündeln im Fasermaterial. Der bestimmende Parameter ist daher die effektiv fehlende Faserbreite d entlang oder quer zur Belastungsrichtung.

Die typische Ursache für diesen Defekt kann durch Unzulänglichkeiten im Faserrohmaterial oder durch den Transport bedingt sein. Ein Auftreten dieses Defektes durch Fehler im automatisierten Prozess ist untypisch, kann jedoch während des Preformings ebenso erfasst werden.

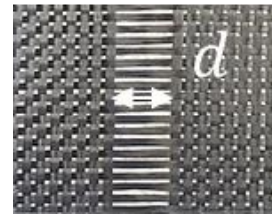


Abbildung 8-12: Fehlerparameter für fehlenden Roving

8.5.1.2 Faseraufweitung

Die Faseraufweitung kann durch zwei voneinander unabhängige geometrische Parameter beschrieben werden, die Gassenweite w , sowie die Aufweitungslänge l . Dieser Fehlertyp kann im Prozess durch Umlenkungen aufgrund komplexer Geometrien auftreten. Daher ist eine Untersuchung im Zusammenhang mit dem werkzeugintegrierten Einsatz von Wirbelstromsensor-Arrays von hoher Bedeutung.

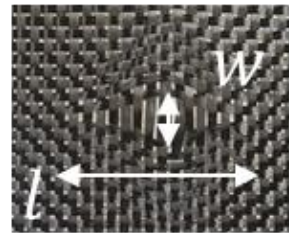


Abbildung 8-13: Fehlerparameter für Faseraufweitungen

8.5.1.3 Falte

Die Falte kann in ihrer einfachsten Form durch eine Überlagerung im Verlauf der Fasermatte beschrieben werden. Die kennzeichnende Größe ist die Faltenweite b , bei der eine Vervielfachung der Mattenstärke stattfindet. Ebenso wie die Faseraufweitung können Falten im Fasermaterial durch Prozesskräfte auftreten.

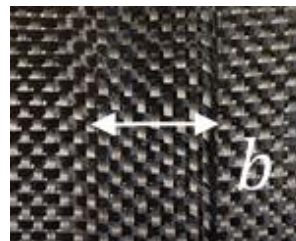


Abbildung 8-14: Fehlerparameter für Falten

8.5.1.4 Probenherstellung

Bei der Probenherstellung wurden die beschriebenen Defekte jeweils in 3 Ausprägungen variiert, die in folgender Tabelle aufgeführt sind.

Tabelle 8-3: Parameter zur Herstellung defektbehafteter Proben

Ausprägung	Fehlender Roving	Faseraufweitung	Falte
Parameter	d	w/l	b
Klein	5 mm	5 mm/20 mm	10 mm
Mittel	10 mm	10 mm/30 mm	20 mm
Groß	15 mm	15 mm/40 mm	40 mm

8.5.2 Analytische Betrachtung der Signalcharakteristika defektbehafteter Proben

Die hergestellten Proben werden unterhalb der mittig sitzenden Spule des Sensor-Arrays positioniert, so dass die Übertragungsstrecke zwischen Sender- und Empfängerspulen immer teilweise oder gänzlich defektbehaftet ist. Anschließend werden Messungen mit dem Array durchgeführt und die Signalverläufe rekonstruiert. Für die Messungen wurde analog zur Messunsicherheitsermittlung das starre Flachspulen-Array verwendet. Allerdings wurde keine Null-Referenzierung durchgeführt. Dies ist zum einen nicht notwendig, da sich gezeigt hat, dass das Übertragungsverhalten der Spulen auch ohne Referenzierung auskommt und zum anderen, damit die Defekteinflüsse unverfälscht interpretiert werden können.

Die dabei gewonnenen Ergebnisse sind in den nachfolgenden Unterkapiteln beschrieben.

8.5.2.1 Signalcharakteristika „fehlender Roving“

Die Signalcharakteristika, die mit dem Sensor-Array gewonnen wurden, sind in den nachfolgenden Abbildungen zu sehen.

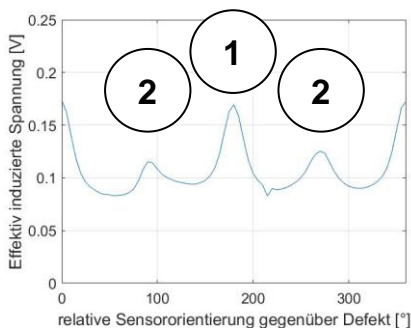


Abbildung 8-15:
Gasse 5 mm

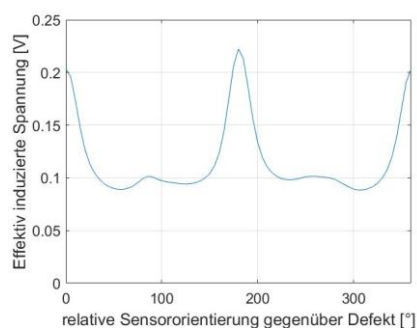


Abbildung 8-16:
Gasse 10 mm

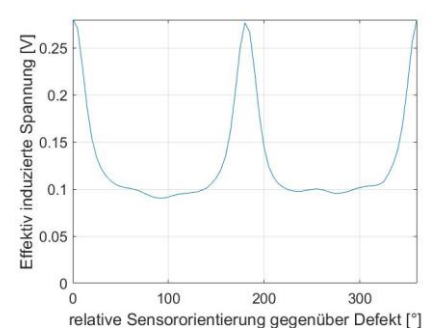


Abbildung 8-17:
Gasse 15 mm

Es wird deutlich, dass das Verhältnis zwischen den induzierten Spannungen zwischen Schussrichtung (vgl. Marker 1 in Abbildung 8-15) und Kettrichtung (vgl. Marker 2 in

Abbildung 8-15) durch die Defektausprägung gestört ist. Während die Signalamplitude in Kettrichtung mit wachsender Defektgröße zunehmend ansteigt, sinkt sie entlang der Schussrichtung. Ab einer Gassenbreite von 15 mm kann sie schließlich nicht mehr erfasst werden. Ab dieser Defektgröße könnte der Signalverlauf ebenso als ein geprüftes Gelege fehlinterpretiert werden. Eine Vermeidungsmaßnahme, die dabei implementiert werden kann, ist die Angabe einer Soll-Anzahl lokaler Maxima, die im rekonstruierten Signalbild wiederzufinden sein muss.

Die Winkellagen der Maxima sind im Rahmen der Beobachtungen unabhängig von den Defektausprägungen, was darauf schließen lässt, dass die Orientierung des Defektes weiterhin mit zwölf Sender-Empfängerpaaren rekonstruiert werden kann.

Durch polynomielle Modellbildung lässt sich durch das Verhältnis der gemessenen effektiv induzierten Spannungen in Schuss- und Kettrichtung die Ausprägung des betrachteten Defektes ableiten. Dies ist in Abbildung 8-18 dargestellt. Das sich ergebende Polynom 2. Grades bildet das beschriebene Verhältnis V_{FB} in Abhängigkeit der fehlenden Faserbreite d ab (vgl. Gleichung (57)).

$$V_{FB}(d) = 0,025d^2 - 0,08d + 1,19 \text{ für } 5 \leq d \leq 15 \quad (57)$$

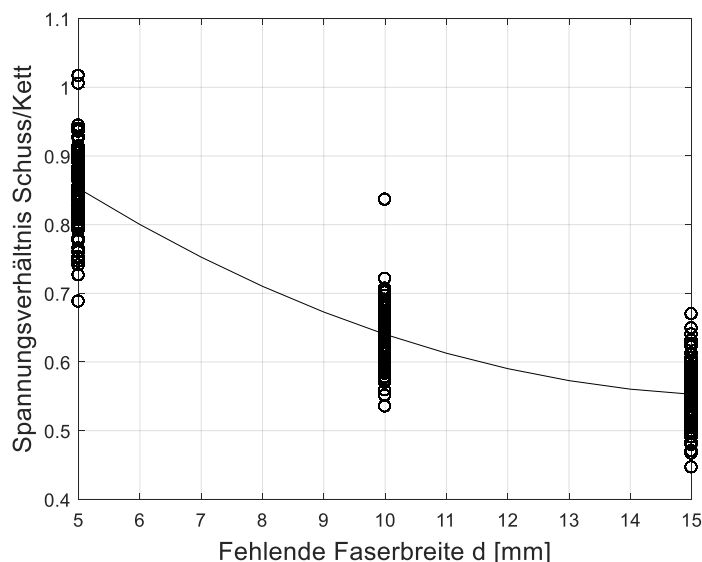


Abbildung 8-18: Spannungsverhältnisse in Abhängigkeit der Defektgröße fehlender Faserbündel

8.5.2.2 Signalcharakteristika „Faseraufweitung“

Die Charakterisierung der Faseraufweitung mittels Wirbelstromsensor-Array zeigt große Ähnlichkeit zum Signalbild des fehlenden Rovings. Dabei verändern sich die

Amplitudenverhältnisse zwischen Schuss- (vgl. Markierung 1 in Abbildung 8-19) und Kettrichtung (vgl. Markierung 2 in Abbildung 8-19).

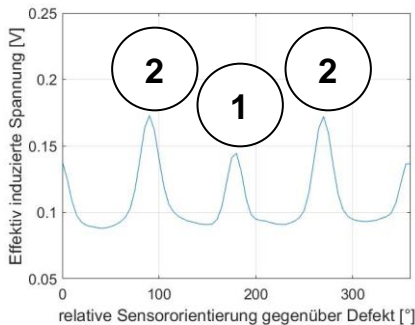


Abbildung 8-19: Aufweitung 5 mm/20 mm

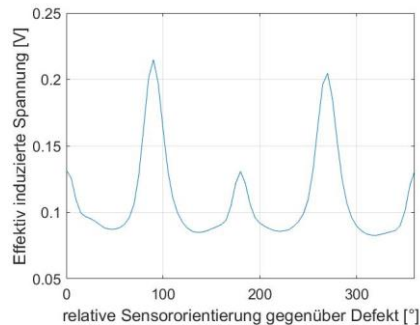


Abbildung 8-20: Aufweitung 10 mm/30 mm

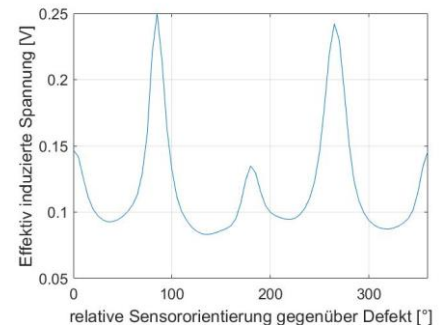


Abbildung 8-21: Aufweitung 15 mm/40 mm

Es wird deutlich, dass die Amplitude entlang der Schussrichtung bei wachsender Defektgröße abnimmt, während die Amplitude in Kettrichtung ansteigt. Bei einer Aufweitung von 15 mm und einer Länge von 40 mm können die Bündelorientierungen in Schussrichtung im Gegensatz zur gleichen Defektlänge beim fehlenden Roving interpretiert werden. Grund hierfür ist die räumliche Beschränktheit des betrachteten Defektes. Während die elektrische Leitfähigkeit beim fehlenden Roving durch komplette Entfernung von Faserbündeln reduziert wird, werden bei der Faseraufweitung die leitenden Fasern lediglich verschoben. Dies führt zu einer vergleichsweise höheren Leitfähigkeit entlang der Längsachse des Defektes. Analog zum Defekt „fehlender Roving“ können die Amplitudenverhältnisse hier genutzt werden, um den Defekttyp sowie seine Ausprägung, sowohl vom Gut-Zustand als auch von weiteren Defekten zu unterscheiden.

Durch die gemessenen Amplitudenverhältnisse lässt sich die Defektgröße ebenso wie im Fall des fehlenden Faserbündels eine polynomielle Approximation durchführen. Dabei wird das Verhältnis V_{FB} in Abhängigkeit des Aufweitungsverhältnisses $\frac{w}{l}$ durch ein Polynom 2. Grades dargestellt (vgl. Gleichung). Die Ergebnisse der Approximation sind in Abbildung 8-22 dargestellt.

$$V_{FB} \left(\frac{w}{l} \right) = 106,9680 \left(\frac{w}{l} \right)^2 - 56,250 \frac{w}{l} + 8,8884 \text{ für } \frac{5}{20} \leq \frac{w}{l} \leq \frac{15}{40} \quad (58)$$

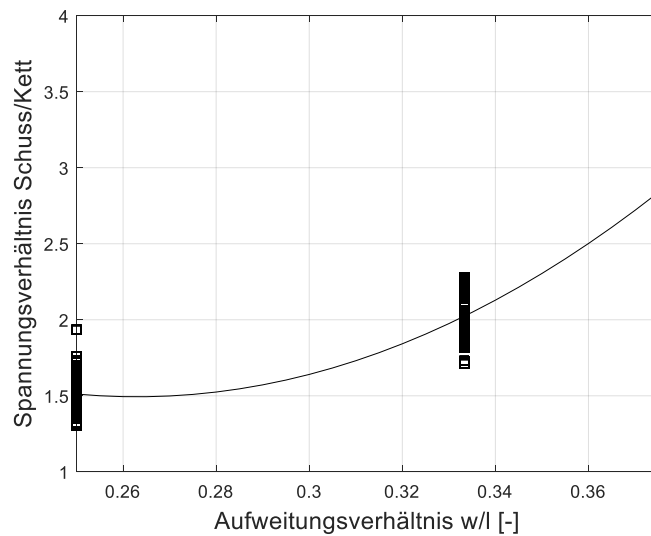


Abbildung 8-22: Spannungsverhältnisse in Abhängigkeit der Defektgröße einer Faserbündelaufweitung

8.5.2.3 Signalcharakteristika „Falte“

Die Signalcharakteristika, die durch die Faltenbildung bedingt werden, verändern sich analog zu den vorgestellten Verläufen bei wachsendem Fehlerparameter, was in den folgenden Abbildungen zu sehen ist. Die Schussrichtung (vgl. Marker 1 in Abbildung 8-23) ist dabei schon bei minimaler Defektgröße durch eine geringe effektiv induzierte Spannung gekennzeichnet. Die Amplituden in Kettrichtung (vgl. Marker 2 in Abbildung 8-23) sind entlang der Längsausrichtung der Falte zu messen und weisen hingegen ein unbeeinträchtigt Spannungsniveau auf. Bei der Falte handelt es sich um den komplexesten der ausgewählten Defekte, was sich bei einer wachsenden Defektgröße im Signalbild äußert.

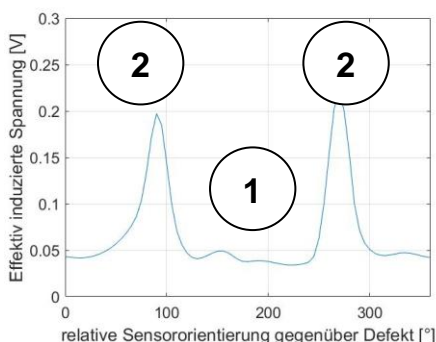


Abbildung 8-23:
Falte 10 mm

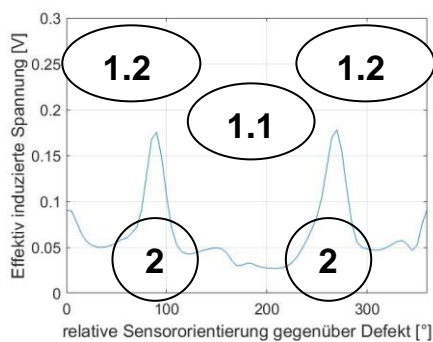


Abbildung 8-24:
Falte 20 mm

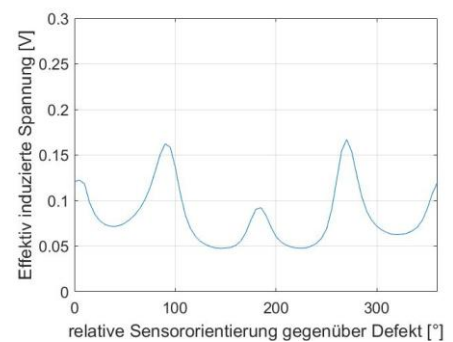


Abbildung 8-25:
Falte 40 mm

Dies liegt daran, dass die Ausprägungen der hergestellten und gemessenen Falten sich nicht nur in der Probenebene, sondern ebenso aus der Probenebene heraus

ausbilden. Somit ist das Sensor-Array nur teilweise in Kontakt mit dem zu prüfenden Material, was zu einem sog. Lift-Off entlang der Schussrichtung führt und das Übertragungsverhalten somit im Bereich 1 stört. Dies wird in Abbildung 8-26 schematisch dargestellt.

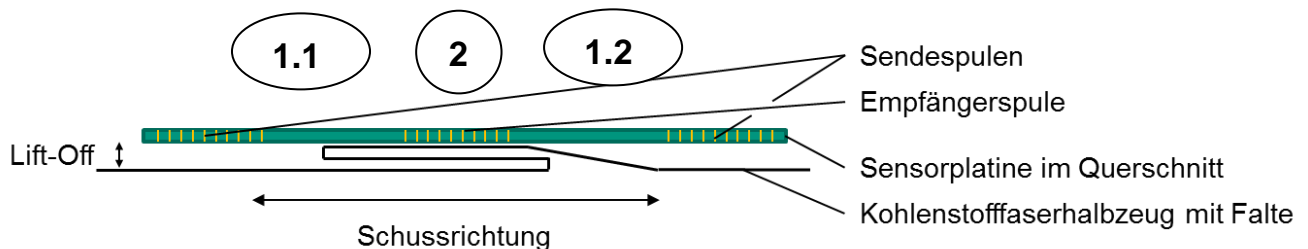


Abbildung 8-26: Sensor-Array-Position gegenüber Falte

Betrachtet man vor diesem Hintergrund Abbildung 8-23, dann ist zu sehen, dass die Schussrichtung bei kleiner Faltengröße nahezu vollständig aus dem Signal gedämpft wird und das Signal in Kettrichtung durch eine dreifache Lagenanzahl verstärkt wird. Dies entspricht dem Bereich 1 in obiger Abbildung.

In Abbildung 8-24 nimmt die Breite der Falte zu, was bedeutet, dass sich nun mehr Fasermaterial in Schussrichtung erstreckt. Dieses ist allerdings asymmetrisch verteilt, denn während in Bereich 1.2 ein fließender Übergang zwischen einer und drei Faserlagen über einen rampenähnlichen Faserverlauf stattfindet, bricht dieser in Bereich 1.1 abrupt durch eine Faserumlenkung ab. Bereich 1.1 ist im Signalbild zwischen 135° und 225° zu sehen. Erst ab einer Faltenweite von 40 mm ist der Überdeckungsreich des Sensors über dem Defekt ausreichend groß, um Faserbündel in Schussrichtung messbar zu machen, was schließlich in Abbildung 8-25 zu sehen ist.

Analog zu den bereits analysierten Defekten lässt sich das Spannungsverhältnis V_F ebenso in Abhängigkeit seiner Ausprägung approximieren (vgl. Gleichung (59)). Dies ist in Abbildung 8-27 dargestellt.

$$V_F(b) = -0,0006b^2 + 0,0461b - 0,1657 \text{ für } 10 \leq b \leq 40 \quad (59)$$

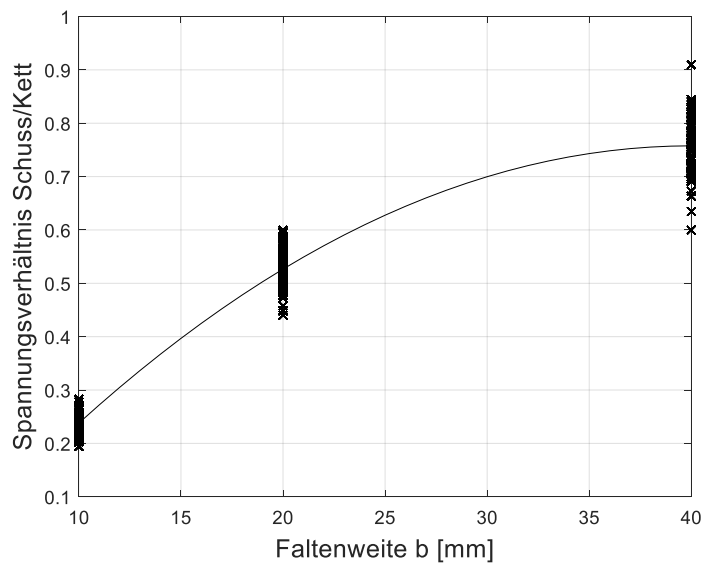


Abbildung 8-27: Spannungsverhältnisse in Abhängigkeit der Defektgröße einer Falte

Abschließend kann durch die beschriebenen Beobachtungen die Schlussfolgerung abgeleitet werden, dass das Wirbelstromsensor-Array durchaus in der Lage ist, weitere qualitätskritische Defekte neben der Faserfehlorientierung innerhalb der ermittelten Klassenweite von $6,6622^\circ$ zu erfassen. Dies kann bei allen betrachteten Defekten durch die Verhältnisse der gemessenen Amplituden in Kett- und Schussrichtung erfolgen. Die Interpretation dieser Verhältnisse erfordert allerdings ein hohes Maß an Nutzervorerfahrung. Daher soll im letzten inhaltlichen Unterkapitel dieser Arbeit eine Methode des maschinellen Lernens vorgestellt und erprobt werden, mit der sich diese Defekte automatisierbar unterscheiden lassen.

8.5.3 Machine Learning-Ansatz zur Defektklassifizierung

Die Wahl eines geeigneten Machine Learning (ML) Ansatzes zur Defektklassifizierung wird durch die Klassifizierungsaufgabe sowie die zugrundeliegenden Daten beeinflusst.

Die Klassifizierungsaufgabe wird vor dem Hintergrund der gefertigten defektbehafteten Proben daher in zwei Teilaufgaben aufgespalten: Zum einen soll mit dem zu implementierenden Ansatz gezeigt werden, dass sich anhand der gemessenen Spannungen in Kett- und Schussrichtung sowie deren Verhältnissen die Defekttypen Gap, Falte und fehlender Roving voneinander unterschieden werden können. Zum anderen

soll in einer zweiten Studie untersucht werden, ob die verschiedenen Ausprägungen der Defekte innerhalb einer Defektklasse unterschieden werden können.

Die zugrundeliegenden Messdaten aus vorgehendem Kapitel werden daher als Ausgangspunkt für diese Untersuchungen verwendet. Aufgrund der Systematik darin, wie sich die Signalcharakteristika in Abhängigkeit des Fehlertyps und der Fehlerausprägung verändern, ist für den zu wählenden ML-Ansatz naheliegend, die oben genannten Signalmerkmale als Input für die zu erlernenden Zusammenhänge zu nutzen. Aus diesen Gründen ist die Implementierung einer sog. Support Vector Machine (SVM) sinnvoll (Steinwart & Christmann 2008). Diese zeichnet sich dadurch aus, dass sie eine Menge an Objekten derart in Klassen unterteilt, dass ein Bereich maximaler Breite überschneidungsfrei zu den zu klassifizierenden Einzelobjekten bleibt (Large Margin Classifier). Die einfachste Form dieser Methode besteht in der binären Trennung von Klassen mittels eines linearen trennenden Graphen. Der lineare Trenngraph, der als Hyperebene bezeichnet wird, ist gekennzeichnet durch einen orthogonalen Vektor w_{hyp} sowie einen Vektor b_{hyp} , der diesen verschiebt und wie folgt mathematisch formuliert ist:

$$f(x) = \langle w_{hyp} \cdot x \rangle + b_{hyp} = \sum_{i=1}^k w_i x_i + b_{hyp} \quad \text{nach (Steinwart \& Christmann 2008)} \quad (60)$$

Die Entscheidungsfunktion $h(x)$ für die Trennung zweier Klassen ist eine Signumfunktion der folgenden Form.

$$h(x) = \text{sgn}(f(x)) = \begin{cases} 1 & \text{für } f(x) \geq 0 \\ -1 & \text{sonst} \end{cases} \quad \text{nach (Steinwart \& Christmann 2008)} \quad (61)$$

Kennzeichnend für SVMs ist die systematische Annäherung der Hyperebene an einen optimalen Zustand, der durch den minimalen Abstand der Hyperebene zu den zu klassifizierenden Objekten liegt. Dieses Optimierungsproblem kann mittels bestehender Ansätze gelöst werden und erlaubt die Ermittlung einer Hyperebene, die durch den maximalen Abstand γ zu den verschobenen Hilfsebenen der Hyperebene gekennzeichnet ist. Dieses Verfahren wird im Folgenden für die beiden oben beschriebenen Problemstellungen angewandt.

8.5.3.1 Paarweise Klassifizierung nach Defekttyp

Die Klassifizierung nach Defekttyp erfolgt, indem die gemessenen Amplitudenwerte in Kett- und Schussrichtung der gemessenen Proben als Merkmale in der SVM verwen-

det werden. In dieser Stufe der Betrachtung wird nicht nach Größe der einzelnen Defekte, sondern lediglich nach dem Defekttyp unterschieden. Dafür wurde jede der defektbehafteten Proben 100-fach gemessen, um eine Datenbasis für die SVM zu schaffen. Dies bedeutet, dass für die paarweise Klassifizierung je Defekttyp 300 Messungen zur Verfügung stehen, aus denen zunächst die Amplitudenverhältnisse in den Faservorzugsrichtungen extrahiert, in einen Quotienten zwischen den Amplituden in Kett- und Schussrichtung überführt und eindeutig gekennzeichnet werden.

Diese Daten werden wiederum in zwei identisch große Klassen unterteilt, die Mess- und die Validierungsdaten. Mit der Klasse der Messdaten werden zunächst Stützvektoren gebildet, anhand derer die Hyperebenen erzeugt werden. Anschließend wird mit der Klasse der Validierungsdaten überprüft, ob die Trennebene tatsächlich in der Lage ist, die Gruppen voneinander zu trennen. Die graphische Darstellung dieser Klassieraufgaben ist in den Abbildung 8-27 bis 8-29 zu sehen.

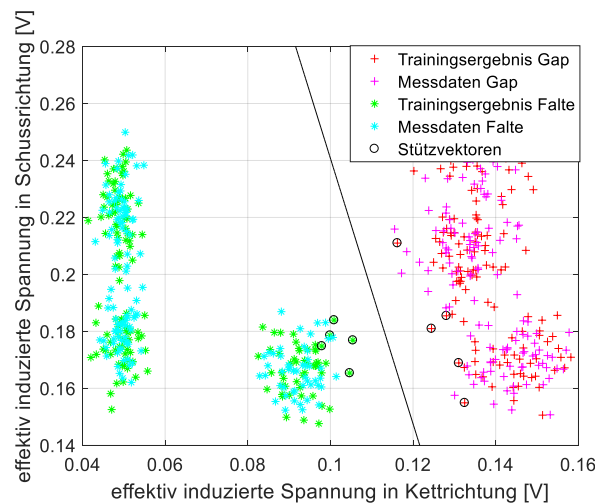


Abbildung 8-28: Klassifikation Gasse – Falte

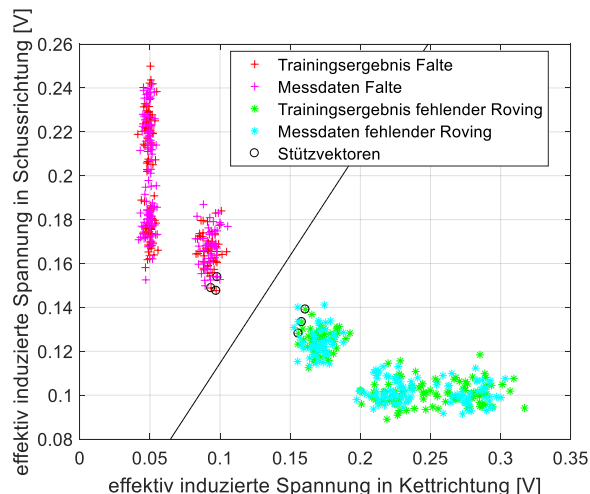


Abbildung 8-29: Klassifikation Falte – fehlender Roving

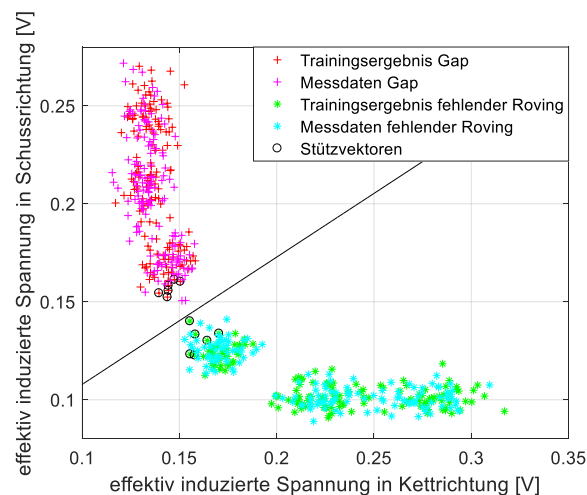


Abbildung 8-30: Klassifikation: Gasse – fehlender Roving

Es konnte gezeigt werden, dass die betrachteten Defekte in den betrachteten Fällen mit einer 100%igen Genauigkeit voneinander unterschieden werden konnten. Die Trainingsdaten wurden mit einer vorgehaltenen Datenmenge von 50% der Grundgesamtheit kreuzvalidiert, was die Zuverlässigkeit der Aussage untermauert.

8.5.3.2 Klassifizierung nach Defektgröße

Der in 8.5.3.1 beschriebene Ansatz wird nun auf die Klassifizierung verschiedener Defektgrößen ausgeweitet. Dabei werden die erhobenen Messdaten in 100er Gruppen mit denselben Merkmalen einander gegenübergestellt und der oben beschriebene lineare Ansatz der SVM durchgeführt. Die gewonnenen Genauigkeiten sind prozentual in nachfolgender Tabelle zu sehen. Dabei werden die Defektausprägungen in den drei Größenklassen 1-3 (von klein nach groß) einander gegenübergestellt.

Tabelle 8-4: Aufdeckungswahrscheinlichkeit untersuchter Defektgrößen

	Gap 1	Gap 2	Gap 3	Falte 1	Falte 2	Falte 3	Roving 1	Roving 2	Roving 3
Gap 1	-	99%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Gap 2	99%	-	93%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Gap 3	100%	93%	-	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Falte 1	100%	100%	100%	-	100%	100%	100%	100%	100%
Falte 2	100%	100%	100%	97%	-	100%	100%	100%	100%
Falte 3	100%	100%	100%	100%	100%	-	100%	100%	100%
Rov. 1	100%	100%	100%	100%	100%	100%	-	100%	100%
Rov. 2	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	-	98%
Rov. 3	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	98%	-

Im Gegensatz zur reinen Klassifizierung nach dem Defektyp ist zu sehen, dass die Unterscheidung der betrachteten Defektgrößen nicht immer möglich ist, aber dennoch Genauigkeiten von über 93% im Fall von Gaps, 97% bei Falten und 98% bei fehlenden Rovings verschiedener Größen erreicht werden können. Zu begründen ist dies

dadurch, dass die Amplitudenverhältnisse innerhalb der Defektklassen Ähnlichkeiten untereinander aufweisen und damit mit dem gewählten linearen Ansatz offenbar nicht immer unterschieden werden können.

8.5.3.3 Abschließende Bewertung des gewählten KI Ansatzes

Die vorgestellte Methode bietet einen Ansatz, anhand von Messungen im Labor Defektcharakteristika im Signalbild für ihre automatische Klassifizierung zu nutzen. Dafür müssen die Charakteristika zwar durch den Nutzer selbst definiert werden, was den Vorteil birgt, dass Expertenwissen mit in die Untersuchungen einfließt. Auf der anderen Seite bedeutet dies jedoch, dass dieses zunächst zugänglich sein muss. Andere Methoden des maschinellen Lernens wie Convolutional Neural Networks erlauben die automatische Extraktion von Defekten (Krizhevsky, Sutskever & Hinton 2012; Schöneburg et al. 1994). Darüber hinaus ist eine ideale Rekonstruierbarkeit der Signalbilder erforderlich. Diese stellt anhand eines defektfreien Materials mit den Methoden der vorliegenden Arbeit zwar keine Herausforderung dar, jedoch können Defekte diese idealisierte Betrachtungsweise stören. So kann es durch Fehlorientierungen in der Ebene dazu kommen, dass die Signale in Kett- und Schussrichtung nicht mehr räumlich orthogonal zueinander sind und sich daher Aliasing Effekte durch Unterabtastung ergeben. Eine weitere Einschränkung, die in Hinblick auf den gewählten Lösungsansatz zu beachten ist, betrifft die Systematik mit welcher die untersuchten Defekte klassiert wurden. Diese erlaubt zwar die Klassifizierung der betrachteten Defektgrößen, jedoch nicht zwangsläufig die Übertragung der Erkenntnisse auf weitere Defektgrößen.

9 Zusammenfassung, Diskussion und Ausblick

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Erkenntnisse der vorliegenden Forschungsarbeit zunächst zusammenfassend dargestellt und diskutiert. Anschließend erfolgt eine Ableitung möglicher Handlungsfelder für künftige Forschungsarbeiten im Bereich der prozessintegrierten Wirbelstromprüfung von Kohlenstofffaser-Preforms.

9.1 Zusammenfassung und Diskussion

Nach Darlegung des dokumentierten Standes der Forschung und Technik wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit der Bedarf nach einem statisch einsetzbaren, zerstörungsfreien Sensorsystem für die Qualitätssicherung von Kohlenstofffaser-Preforms identifiziert. Diese Lösung erfolgte in Form eines werkzeugintegrierten Wirbelstromsensor-Arrays, das im stempelbasierten Preforming der Resin-Transfer Moulding Prozesskette prozessintegriert eingesetzt werden kann. Dieser Ansatz geht mit einer hohen Prozessnähe einher und erlaubt 100%-Prüfungen von Kohlenstofffaserhalbzeugen an zuvor definierten Regions of Interest.

Um dies zu erreichen, wurde in einem ersten Schritt eine systematische, experimentelle Bewertung darüber durchgeführt, wie sich ggf. komplexe Geometrien des Preform-Werkzeugs auf die Gestaltung eines Sensor-Arrays auswirken. Dafür wurden in der Literatur verwendete Spulenbauformen und verschiedene Parameter im Rahmen von Prüfstandsuntersuchungen verglichen, um eine optimale Auswahl relevanter Systemkomponenten zu ermöglichen.

Es hat sich gezeigt, dass PCB-Spulen vorwiegend für ebene Prüfanwendungen anzuwenden sind, wohingegen Zylinderspulen für gekrümmte, schalenförmige Anwendungen zu bevorzugen sind. Für die Übertragung dieser Erkenntnisse auf Spulen-Arrays wurden konkrete Grenzen in den jeweiligen Gestaltungsfreiräumen auf Basis von signaltheoretischen und messtechnischen Grundüberlegungen festgelegt. Auf dieser Basis wurden drei prototypische Sensorsysteme verschiedener Spulenbauformen erarbeitet. Diese bestehen sowohl aus den ausgewählten physischen Sensorelementen, als auch der dazugehörigen Elektronik für deren Betrieb. Die implementierten Methoden der Datenauswertung dienen der quantitativen Ermittlung von Faserbündelorientierungen in Preforms.

Zusätzlich wurde ein Gehäusekonzept erarbeitet, das flexibel je nach betrachtetem Geometriefall angepasst, durch die kunststoffbasierte additive Fertigung gefertigt und in den Preforming-Prozess integriert werden kann.

Um die Einsatztauglichkeit des Sensors für industrielle Anwendungen bewerten zu können, wurde eine Messunsicherheitsanalyse nach VDA, Band 5, durchgeführt. Diese gliedert sich in verschiedene identifizierte Anteile, die zur Gesamtunsicherheit des Systems beitragen. Es hat sich gezeigt, dass die untersuchte PCB-basierte Variante des Sensors in ihrer vorgestellten Form nicht für den industriellen Einsatz als Messsystem tauglich ist, da die Anforderungen hinsichtlich der Messunsicherheit im Verhältnis zur zu fertigenden Toleranz nicht erfüllt werden. Allerdings konnten die Ursachen dafür auf die relevanten Unsicherheitskomponenten heruntergebrochen werden.

Dazu gehört die Anpassung der Methoden zur Ermittlung der Unsicherheit durch Kalibrierung, die in der vorliegenden Arbeit durch die industrielle Computertomographie erfolgt ist. Hier bedarf es alternativer Kalibrierverfahren. Darüber hinaus kann die Messsystemunsicherheit des Systems durch Erhöhung der räumlichen Auflösung und damit einer Erhöhung der Anzahl an Spulenelementen im Array weiter reduziert werden. Mit den Erkenntnissen aus der Messunsicherheitsermittlung konnte schließlich ein Winkelbereich von $6,6622^\circ$ ermittelt werden, mit dem eine Klassierprüfung der gemessenen Faserbündelorientierungen auch im industriellen Umfeld stattfinden kann.

Im letzten Teil der Arbeit wurden für Preforms typische Defekte mit einem starren Flachspulen-Array untersucht. Dabei konnte herausgestellt werden, dass Falten, fehlende Faserbündel und Gaps in einlagigen Geweben erkannt und jeweils charakteristischen Signalverläufen zugeordnet werden können. Die dabei gesammelten Erkenntnisse wurden in einen Ansatz des Maschinellen Lernens überführt, indem eine Support Vector Machine implementiert und erprobt wurde.

Es konnte gezeigt werden, dass die untersuchten Defekttypen mit 100%iger Genauigkeit durch Analyse der Wirbelstromdaten voneinander unterschieden werden können. Eine Unterscheidung nach Defektgrößen ist ebenso, allerdings nur mit geringfügig reduzierter Genauigkeit möglich.

9.2 Zukünftiger Handlungsbedarf

Neben den oben genannten Möglichkeiten zur Reduzierung der Messunsicherheit existieren konkrete Fortführungsmöglichkeiten der vorliegenden Arbeit. Diese gliedern sich in Ansätze, die sowohl mit einer Anpassung der entwickelten und verwendeten Hardware als auch der Methoden einhergehen.

Die Auswahl von zu verwendenden Hardware-Elementen richtet sich vorrangig nach der Prüffrequenz, die sich einerseits durch die zu prüfende Tiefe sowie die Resonanzfrequenzen der elektrischen Spulen ergibt. Erhöht man diese über den hier diskutierten Frequenzbereich zwischen 10 und 15 MHz, so ist zu beachten, dass die Abtastrate der verwendeten Messkarte entsprechend steigt. Eine Erhöhung der Auflösung von 14 Bit bietet die Möglichkeit, die damit verbundene Unsicherheit weiter zu reduzieren.

Hinsichtlich der Sensorgestaltung sind im Rahmen der vorliegenden Arbeit vergleichsweise einfache Spulenbauformen untersucht worden. Eine Weiterentwicklung dieses Aspektes kann die Verwendung hybrider Prozesstechnik beinhalten, die neue Bauformen bestehend aus PCB-Boards und Ferritkernen ermöglicht. Dadurch ließen sich die wesentlichen identifizierten Vorteile beider Spulenbauformen ausnutzen.

Die Ermöglichung der elektronischen Feldbewegung bzw. der Veränderung der Schaltstellung des digitalen Oszilloskops erfolgte durch Entwickler-Boards. Sofern eine Kommerzialisierung der vorgestellten Sensorlösung angestrebt wird, beinhaltet die damit verbundene Weiterentwicklung die Verlagerung der wesentlichen Controllerkomponenten auf eine individuell bestückte Platine, die raumsparend in ein Sensorgehäuse integriert werden kann. Damit ließen sich nicht nur die Gesamtkosten des Sensorsystems senken und den Energieverbrauch reduzieren, sondern auch die entwickelten Auswertemethoden in die Sensorperipherie verlagern, ohne auf einen Messrechner angewiesen zu sein.

Die Auswertung der Daten kann zudem neben den bestehenden Interpolationsmethoden durch die Einbindung weiterer Methoden der künstlichen Intelligenz und des maschinellen Lernens erweitert werden. Dies bietet z. B. die Möglichkeit, negative Trends in der zeitlichen Entwicklung von Messwerten zu erkennen. Die Einbindung zusätzlicher Sensorik, etwa zur Erfassung mechanischer Drücke oder der Prozesstemperaturen während des Preformings, kann dazu dienen, die Robustheit des Messverfahrens zu steigern, indem systematische Abweichungen kompensiert werden.

10 Literaturverzeichnis

- A_Egloff, A. (2017), „Entwicklung eines automatisierten Prüfstands zur systematischen Ermittlung von Zusammenhängen und Wechselwirkungen zwischen Faserhalbzeugen und der Wirbelstromprüfung. Masterarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)“.
- A_Gaumann, N. (2018), „Bewertung der Messunsicherheit eines Wirbelstromsensorarrays für die prozessintegrierte Qualitätssicherung von Kohlenstofffaserpreforms. Bachelorarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)“.
- A_Neumann, P. (2018), „Identifikation qualitätsrelevanter Bauteilbereiche im Resin Transfer Moulding - Verfahren und Bewertung von Sensortypen der Wirbelstromprüfung anhand ihrer Defektaufdeckungswahrscheinlichkeit. Bachelorarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)“.
- A_Töpfer, H.-C. (2017), „Konzeptbewertung durch quantitative Einflussanalyse im Design von prozessintegrierten Wirbelstromarrays im Resin Transfer Moulding. Bachelorarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)“.
- A_Will, T. (2017), „Entwicklung und Anwendung einer Methode zur Prozessintegration von Wirbelstromsensorarrays für die Qualitätssicherung von Kohlenstofffaserpreforms. Masterarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)“.
- Analog Devices, I. (2018), „Data Sheet ADG904. Wideband 2.5 GHz, 37 dB Isolation at 1 GHz, CMOS 1.65 V to 2.75 V, 4:1 Mux/SP4T“.
- Arduino (2018), „Datasheet Arduino Mega 2560“.
<https://www.robotshop.com/media/files/pdf/arduinomega2560datasheet.pdf>
[16.10.2018].
- Arens, T.; Hettlich, F.; Karpfinger, C.; Kockelkorn, U.; Lichtenegger, K. & Stachel, H. (2015), *Mathematik*, Springer Spektrum, Berlin. ISBN: 978-3662567401.

- Arnold, J.; Dittrich, J.-H.; Finnimore, E.; Haase, J.; Hempel, P.; Kleinhansl, E.; Krzywinski, S.; Reumann, R.-D.; Thomas, H. & Wehlow, A. (2013), *Prüfverfahren in der Textil-und Bekleidungstechnik*, Springer-Verlag, Berlin.
- Bailey, F. V., *Patent US5588392A - Resin transfer molding process* (1996).
- Ballier, F.; Schwennen, J.; Berkmann, J. & Fleischer, J. (2015), „The Hybrid RTM Process Chain: Automated Insertion of Load Introducing Elements during Subpreform Assembling“. *Applied Mechanics and Materials*, S. 312–319.
- Bardl, G.; Nocke, A.; Cherif, C.; Pooch, M.; Schulze, M.; Heuer, H.; Schiller, M.; Kupke, R. & Klein, M. (2016), „Automated detection of yarn orientation in 3D-draped carbon fiber fabrics and preforms from eddy current data“, *Composites Part B: Engineering*, Bd. 96, S. 312–324.
- Berger, D.; Brabandt, D.; Bakir, C.; Hornung, T.; Lanza, G.; Summa, J.; Schwarz, M.; Herrmann, H.-G.; Pohl, M. & Stommel, M. (2017a), „Effects of defects in series production of hybrid CFRP lightweight components – detection and evaluation of quality critical characteristics“, *Measurement*, Bd. 95, S. 389–394.
- Berger, D.; Egloff, A.; Summa, J.; Schwarz, M.; Lanza, G. & Herrmann, H.-G. (2017b), „Conception of an eddy current in-process quality control for the production of carbon fibre reinforced components in the RTM process chain“, *Procedia CIRP*, Bd. 62, S. 39–44.
- Berger, D. & Lanza, G. (2016), „Qualitätssicherung im Leichtbau: Weiterentwicklung und Bewertung prozessintegrierter Messtechnik zur Prüfung hybrider Verbundbauteile“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Bd. 111, Nr. 4, S. 178–182.
- Berger, D. & Lanza, G. (2017), *Development and Application of Eddy Current Sensor Arrays for Process Integrated Inspection of Carbon Fibre Preforms*, Sensors, Basel, Schweiz.
- Berger, D.; Will, T.; Töpfer, H.-C.; Lanza, G.; Koster, D. & Herrmann, H.-G. (2017c), „Characterisation and optimization of in-process eddy current sensor arrays using computed tomography“, *Procedia CIRP*, Bd. 66, Nr. 1, S. 243–248.
- Berger, D.; Zaiß, M.; Lanza, G.; Summa, J.; Schwarz, M.; Herrmann, H.-G.; Pohl, M.; Günther, F. & Stommel, M. (2018), „Predictive quality control of hybrid metal-CFRP components using information fusion“, *Production Engineering*, S. 1–12.

- Bernhard, F. (2013), *Technische Temperaturmessung: Physikalische und meßtechnische Grundlagen, Sensoren und Meßverfahren, Meßfehler und Kalibrierung*, Springer-Verlag, Berlin. ISBN: 978-3642623448.
- Birt, E. A. & Smith, R. A. (2004), „A review of NDE methods for porosity measurement in fibre-reinforced polymer composites“, *Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, Bd. 46, Nr. 11, S. 681–686.
- Bouchan, M. & Kaps, R. (2013), *Werkzeugintegrierte Binderaktivierung beim Preforming komplexer CFK-Strukturen. Studienarbeit*, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik, Braunschweig.
- Bouloudenine, A. & El Hadi Latreche, M. (2014), „An Optimal Design of the Eddy Current Non-Destructive Testing Sensor for Special Geometries of Conducting Materials“, *Journal of Engineering Research and Applications*, Bd. 4, Issue 6, S. 101–105.
- Brabandt, D. (2018), *Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels optischer Messtechnik*, Shaker, Herzogenrath. ISBN: 978-3-8440-6070-6.
- Brabandt, D. & Lanza, G. (2015), „Data Processing for an Inline Measurement of Preforms in the CFRP-Production (2015)“, *Procedia CIRP*, Bd. 33, S. 269–274.
- Bruns, K. & Meyer-Wegener, K. (2005), *Taschenbuch der Medieninformatik*, Carl-Hanser-Verlag, Leipzig. ISBN: 978-3446402997.
- Cheng, L. & Tian, G. Y. (2011), „Surface crack detection for carbon fiber reinforced plastic (CFRP) materials using pulsed eddy current thermography“, *IEEE Sensors Journal*, Bd. 11, Nr. 12, S. 3261–3268.
- Cheng, L. & Tian, G. Y. (2012), „Comparison of Nondestructive Testing Methods on Detection of Delaminations in Composites“, *Journal of Sensors*, Bd. 2012, Nr. 3, S. 1–7.
- Cherif, C. (2011), *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*, Springer, Berlin. ISBN: 978-3-642-17992-1.
- Chiffre, L. de; Carmignato, S.; Kruth, J.-P.; Schmitt, R. & Weckenmann, A. (2014), „Industrial applications of computed tomography“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 63, Nr. 2, S. 655–677.

- Christ, M. (2013), *CFK Drapiereffektor zur automatisierten Fertigung anspruchsvoller Faserverbundstrukturen*, BoD-Books on Demand, Bremen. ISBN: 978-3732281992.
- Christ, M.; Miene, A. & Moerschel, U. (2012), „Characterization of the drapability of reinforcement fabrics by means of an automated tester“. *Proceedings of SPE Automotive Composites Conference & Exhibition (ACCE)*. http://www.temp.speautomotive.com/SPEA_CD/SPEA2012/pdf/PF/PF4.pdf [16.10.2018].
- Cordell, T.; Tolle, T. B. & Rondeau, R. (2000), „Programmable powdered preform process for aerospace: affordable performance through composites“. *SAMPE 2000: 45 th International SAMPE Symposium and Exhibition*, S. 254–265.
- Cundiff, T. R.; Bennett, H. H.; Lund, B. G.; Renz, R. S. & Wright, D. E. (2006), *Resin transfer molding process*, Google Patents.
- Digilent (2015), „Analog Discovery 2 Reference Manual“, *Cartographic Perspectives*, Bd. 0, Nr. 81, S. 1.
- DIN 1319-1 1995 , *Deutsches Institut für Normung. Teil 1: Grundbegriffe der Messtechnik*, Beuth, Berlin, Nr. 1319.
- DIN 15530 2008 , *DIN-15530 Geometrische Produktspezifikation. Verfahren zur Ermittlung der Messunsicherheit von Koordinatenmessgeräten (KMG)-Teil 3: Anwendung von kalibrierten Werkstücken oder Normalen: DIN ISO/TS 15530-3*, Beuth, Berlin, Nr. 15530.
- DIN 55350-11:2008-05 , *Begriffe zum Qualitätsmanagement. Teil 11: Ergänzung zu DIN EN ISO 9000:2005*, Beuth, Berlin, Nr. 55350.
- Drysdale, J. P. & Landrith, L. D. (1990), *Resin transfer molding process*, Google Patents.
- Duflou, JR; Moor, J. de; Verpoest, I. & Dewulf, W. (2009), „Environmental impact analysis of composite use in car manufacturing“, *CIRP annals*, Bd. 58, Nr. 1, S. 9–12.
- Ehinger, C. A. (2012), *Automatisierte Montage von Faserverbund-Vorformlingen*. <https://mediatum.ub.tum.de/doc/1107974/1107974.pdf> [16.10.2018].

- Eickenbusch, H. & Kraus, O. (2013), *Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau. Ressourceneffizienz und Technologien*, Berlin. https://www.ressourcen-deutschland.de/fileadmin/user_upload/downloads/kurzanalysen/2014-Kurzanalyse-03-VDI-ZRE-CFK.pdf [16.10.2018].
- Erhard, A. (2007), „Aufgaben und Abgrenzung der Zerstörungsfreien Prüfung“. *ZfP in Forschung, Entwicklung und Anwendung - Jahrestagung 2007*, S. 71–78.
- Fleischer, J. & Wagner, H. (2013), „Technologieplanung zur automatisierten Fertigung von Preforms für CFK-Halbzeuge“, *Lightweight Design*, S. 11–16.
- Formlabs (2018), „Form 2“. <https://formlabs.com/de/3d-printers/form-2/> [16.10.2018].
- Förster, F. (2013), *Intelligente Handhabungstechnologie für textile Kohlenstofffaserhalbzeuge*, Hannover. http://files.messe.de/001/media/01informationenfraussteller/factsheets_2/2014_2/_leichtbau_vortraege_symposium/Intelligente-Handhabungstechnologie-fuer-textile-Kohlenstofffaserhalbzeuge.pdf [16.10.2018].
- Förster, F. (2014), *Patent DE102012109888A1. Sauggreifer, Sauggreifensystem und Regelungseinrichtung zum Regeln wenigstens eines Sauggreifers*.
- Friedrich, H. E. (Hrsg.) (2013), *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-12295-9.
- García-Martín, J.; Gómez-Gil, J. & Vázquez-Sánchez, E. (2011), „Non-destructive techniques based on eddy current testing“, *Sensors (Basel, Switzerland)*, Bd. 11, Nr. 3, S. 2525–2565.
- Gliesche, K.; Hübner, T. & Orawetz, H. (2003), „Application of the tailored fibre placement (TFP) process for a local reinforcement on an “open-hole” tension plate from carbon/epoxy laminates“, *Composites Science and Technology*, Bd. 63, Nr. 1, S. 81–88.
- Grieser, T. (2016), „Textiles Formgebungsverhalten beim kontinuierlichen Preforming“, *IVW Schriftenreihe*, Nr. 121. https://kluedo.ub.uni-kl.de/frontdoor/deliver/index/docId/4769/file/_Grieser+2016+-+Textiles+Formgebungsverhalten+beim+kontinuierlichen+Preforming.pdf [16.10.2018].

- Grover, F. W. (1929), *A comparison of the formulas for the calculation of the inductance of coils and spirals wound with wire of large cross section*, Forgotten Books, London. ISBN: 978-0266857761.
- Gubernatis, S.; Balvers, J.-M. & Weimer, C. (2012), „Concept Development for Inline ProcessControl of the Preform-LCM ProductionChain“. *4th International Symposium on NDT in Aerospace*.
- GUM (1995), *Guide to the expression of uncertainty in measurement*, Bureau International des Poids et Mesures; Commission électrotechnique internationale; Organisation internationale de normalisation, Sèvres, Frankreich.
- Härtel, F.; Nezami, F. & Schur, N. (2015), „Innovative Preforming-Routen für die Herstellung von CFK-Bauteilen“, *Lightweight Design*, Bd. 8, Nr. 2, S. 54–61.
- Herrmann, A. & Merz, G. (2014), „Innovation Report CFK Valley Stade“, *Magazin für den Carbon-Faser-Verbundleichtbau*, Nr. 2. www.cfk-valley.com [22.10.2018].
- Heuer, H.; Meyendorf, N. & Schulze, M. H. (2010), „High Resolution Inspection of Carbon Fiber Materials by Eddy Current Techniques“, *2nd International Symposium on NDT in Aerospace*.
- Heuer, H.; Schulze, M. & Klein, M. (2011), „Abbildende Wirbelstromsensoren zur hochauflösenden berührungslosen Abbildung von elektrischen Eigenschaften schlecht leitender Objekte“, *Tagungsband*, S. 137–140.
- Heuer, H.; Schulze, M.; Pooch, M.; Gäbler, S.; Nocke, A.; Bardl, G.; Cherif, C.; Klein, M.; Kupke, R.; Vetter, R.; Lenz, F.; Kliem, M.; Bülow, C.; Goyvaerts, J.; Mayer, T. & Petrenz, S. (2015), „Review on quality assurance along the CFRP value chain – Non-destructive testing of fabrics, preforms and CFRP by HF radio wave techniques“, *Composites Part B: Engineering*, Bd. 77, S. 494–501.
- Heuss, R.; Müller, N.; van Sintern, W.; Starcke, A. & Tschiesner, A. (2012), *Lightweight, Heavy impact. How carbon fiber and other lightweight materials will develop across industries and specifically in automotive*, Berlin. https://www.mckinsey.com/~media/mckinsey/dotcom/client_service/automotive%20and%20assembly/pdfs/lightweight_heavy_impact.ashx [16.10.2018].
- Hewlett Packard (1998), „Datasheet HP 33120A Function/Arbitrary Waveform Generator“.

- Himmel, N. (2014), *Handbuch Verbundwerkstoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München. ISBN: 978-3-446-43697-8.
- Hurley, W. G. & Duffy, M. C. (1995), „Calculation of self and mutual impedances in planar magnetic structures“, *IEEE Transactions on Magnetics*, Bd. 31, Nr. 4, S. 2416–2422.
- Industrieanzeiger (2011).
<https://industrieanzeiger.industrie.de/themen/qualitaetssicherung/messtechnik-darf-nicht-zum-nadeloehr-werden/> [16.10.2018].
- Jahnke, P. (2016), *ZFP zur Analyse von CFK-Bauteilen in der Fahrzeugentwicklung und -Produktion*. <https://docplayer.org/50075473-Zfp-zur-analyse-von-cfk-bauteilen-in-der-fahrzeugentwicklung-und-produktion-bmw-group-labortechnik-loesungen-fuer-das-netzwerk.html> [16.10.2018].
- Kang, M. K.; Jung, J. J. & Lee, W. I. (2000), „Analysis of resin transfer moulding process with controlled multiple gates resin injection“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Bd. 31, Nr. 5, S. 407–422.
- Klinge, J.; Greb, C.; Linke, M. & Gries, T. (2011), „Auftrag und Aktivierung von Bindern“, *Lightweight Design*, Bd. 4, Nr. 6, S. 54–61.
- Koyama, K. & Hoshikawa, H. (2013), „Eddy current nondestructive testing for carbon-fiber-reinforced composites“, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Nr. 135.
- Krämer, P. & Weckenmann, A. (2010), *Simulative Abschätzung der Messunsicherheit von Messungen mit Röntgen-Computertomographie*. <https://www.ndt.net/article/ctc2010/papers/243.pdf> [20.10.2018].
- Krizhevsky, A.; Sutskever, I. & Hinton, G. E. (2012), „Imagenet classification with deep convolutional neural networks“. *Advances in neural information processing systems*, S. 1097–1105.
- Küpfmüller, K.; Mathis, W. & Reibiger, A. (2005), *Theoretische Elektrotechnik. Eine Einführung*, Springer, Berlin. ISBN: 978-3-540-26615-0.
- Lange, R. & Mook, G. (1994), „Structural analysis of CFRP using eddy current methods“, *NDT & E International*, Bd. 27, Nr. 5, S. 241–248.

- Langenberg, K.-J.; Marklein, R. & Mayer, K. (2009), *Theoretische Grundlagen der zerstörungsfreien Materialprüfung mit Ultraschall*, De Gruyter Oldenbourg, München. ISBN: 978-3486588811.
- Lanza, G. & Brabandt, D. (2012), *A concept for inline quality assurance in the automated production of carbon-fibre-reinforced plastics (CFRP)*, Technical University of Cluj-Napoca, Rumänien. ISBN: 1582-2559.
- Lässig, R.; Eisenhut, M.; Mathias, A. & Schulte, R. T. (2012), „Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen. Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau, Studie“. https://www.scopec-online.de/upload_weka/Studie_894791.pdf [22.10.2018].
- Lehner, G. (2008), *Elektromagnetische Feldtheorie*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-540-77681-9.
- Lenz, W. (1913), „Über Potential und Spannung“, *Archiv für Elektrotechnik*, Bd. 1, Nr. 9, S. 383–393.
- Li, X. (2012), *Eddy Current Techniques for Non-destructive Testing of Carbon Fibre Reinforced Plastic*, School of Electrical and Electronic Engineering - Faculty of Engineering and Physical Science, The University of Manchester, Manchester. https://www.research.manchester.ac.uk/portal/files/54522762/FULL_TEXT.PDF [16.10.2018].
- Loderer, A. (2017), *Holistische, fertigungsnahe, mehrskalige Messung blechmassiv-umgeformter Bauteile*, Shaker, Herzogenrath. ISBN: 978-3-8440-5546-7.
- Mallwitz, R. (2000), „Analyse von Wirbelstromsignalen mit problemangepaßten Funktionen für die zerstörungsfreie Materialprüfung. Dissertation, Universität Kassel“.
- Maschinenmarkt (2013). <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/integrierte-messtechnik-beschleunigt-produktionsablauf-a-410665/> [16.10.2018].
- McNab, A. & Thomson, J. (1990), „Measurement technique for eddy-current arrays“, *IEE Proceedings A (Physical Science, Measurement and Instrumentation, Management and Education)*, Bd. 137, Nr. 3, S. 147–154.
- Mersmann, C. (2012), *Industrialisierende Machine-Vision-Integration im Faserverbundleichtbau*, Apprimus Wissenschaftsverlag, Aachen. ISBN: 3863590627.

- Microsoft (2018), *Excel Logo*. <https://www.microsoft.com/de-de> [16.10.2018].
- Miene, A. (2009), *Genau in die Textur geschaut*, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG. <https://www.kunststoffe.de/kunststoffe-zeitschrift/archiv/artikel/prozessueberwachung-genau-in-die-textur-geschaut-540012.html> [16.10.2018].
- Miene, A.; Heumüller, M.; Weiland, F. & Weimer, C. (2011), „Quality Assurance System for aircraft structural Profile Preforms; Advanced composites, the integrated system“, *SETEC*, Bd. 11, S. 259–266.
- Mitschang; P; Arnold; M; Duhovic; Christmann; Hildebrandt; K; Maurer; D; Stadtfeld; H; Stöven; T; Weyrauch; F; Latrille; Louis; Neitzel; Beresheim, a. & G (2014), „Handbuch Verbundwerkstoffe“.
- Mizukami, K.; Mizutani, Y.; Todoroki, A. & Suzuki, Y. (2015), „Analytical solutions to eddy current in carbon fiber-reinforced composites induced by line current“, *Advanced Composite Materials*, Bd. 25, Nr. 4, S. 385–401.
- Mook, G.; Bauke, H. & Uchanin, V. (2000), „Wirbelstromprüfung mit hohen Eindringtiefen-Theorie und Praxis“, *DACH-Tagung der DGZfP, ÖGfZP und SGZP*, S. 145–154.
- Mook, G. & Lange, R. (1995), *Wirbelstromprüfung von Hochleistungswerkstoffen*, Magdeburg. http://www.ovgu.de/iwfzfp/Download/Publ/1995_DGZfP.pdf [16.10.2018].
- Mook, G.; Michel, F. & Simonin, J. (2008), *Wirbelstrom-Sensorarrays für den Blick unter die Oberfläche*, Halle. http://www.uni-magdeburg.de/iwfzfp/Download/Publ/2008_Halle_Sensorarrays.pdf [16.10.2018].
- Naidjate, M.; Helifa, B.; Feliachi, M.; Lefkaier, I.-K.; Heuer, H. & Schulze, M. (2017), „A Smart Eddy Current Sensor Dedicated to the Nondestructive Evaluation of Carbon Fibers Reinforced Polymers“, *Sensors (Basel, Switzerland)*, Bd. 17, Nr. 9.
- Neitzel, M.; Mitschang, P. & Breuer, U. (2014), *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*, Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, München.
- Niedrig, H. & Sternberg, M. (Hrsg.) (2014), *Das Ingenieurwissen: Physik*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-642-41127-4.

- Orth, A. (2007), *Entwicklung eines Bildverarbeitungssystems zur automatisierten Herstellung faserverstärkter Kunststoffstrukturen*. Dissertation, Shaker, Aachen. ISBN: 978-3832269838.
- Overhoff, D. (1972), „Kohlenstoff-Fäden und deren Verwendung in Verbundwerkstoffen“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 3, Nr. 7, S. 352–359.
- Potter, K. (2012), *Resin transfer moulding*, Springer Science & Business Media, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-94-009-0021-9.
- PTC Inc. (2018), *Parametric Technology Corporation*. <https://www.ptc.com/de/products/cad/creo/whats-new> [16.10.2018].
- R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH (2018). <https://www.r-g.de/wiki/Webarten> [16.10.2018].
- Rieber, G. M. (2011), *Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe*, Kaiserslautern. https://kluedo.ub.uni-kl.de/frontdoor/deliver/index/docId/4750/file/_Rieber+2011++Einfluss+von+textilen+Parametern.pdf [16.10.2018].
- Riesemeier, H.; Goebels, J.; Illerhaus, B. & Becker, E. (1997), „Computertomographie zur Qualifizierung von Testkörpern für die Wirbelstromprüfung“, *Jahrestagung der DGZfP*, S. 5–7.
- Roddeck, W. (2013), *Grundprinzipien der Mechatronik*, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-1747-1.
- Rodt, S.; Georgi, B.; Huckenstein, D.; Mönch, L.; Herbener, R.; Jahn, H.; Koppe, K. & Lindmaier, J. (2010), *CO2-Emissionsminderung im Verkehr in Deutschland - Mögliche Maßnahmen und ihre Minderungspotenziale*, Umweltbundesamt, Dessau-Roßlau. <https://www.umweltbundesamt.de/sites/default/files/medien/461/publikationen/3773.pdf> [16.10.2018].
- Salski, B.; Gwarek, W.; Korpas, P.; Reszewicz, S.; Chong, A. Y.B.; Theodorakeas, P.; Hatzioannidis, I.; Kappatos, V.; Selcuk, C.; Gan, T.-H.; Kouli, M.; Iwanowski, M. & Zielinski, B. (2015), „Non-destructive testing of carbon-fibre-reinforced polymer materials with a radio-frequency inductive sensor“, *Composite Structures*, Bd. 122, S. 104–112.

- Schmachtenberg, E.; Zur Heide, J. S. & Töpker, J. (2005), „Application of ultrasonics for the process control of Resin Transfer Moulding (RTM)“, *Polymer Testing*, Bd. 24, Nr. 3, S. 330–338.
- Schmidt, C.; Schultz, C.; Weber, P. & Denkena, B. (2014), „Evaluation of eddy current testing for quality assurance and process monitoring of automated fiber placement“, *Composites Part B: Engineering*, Bd. 56, S. 109–116.
- Schmitt, R. & Damm, B. E. (2008), „Prüfen und Messen im Takt“, QZ, Jahrgang 53.
- Schmitt, R.; Harding, M.; Lose, J.; Mersmann, C. & Jatzkowski, P. (2011), „Anforderungen der Produktion, Verein Deutscher Ingenieure eV (Hrsg.), Fertigungsmesstechnik 2020: Technologie-Roadmap für die Messtechnik in der industriellen Produktion, S. 19“, *Düsseldorf: VDI/VDE*.
- Schmitt, R.; Pfeifer, T.; Mersmann, C. & Orth, A. (2008), „A method for the automated positioning and alignment of fibre-reinforced plastic structures based on machine vision“, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Bd. 57, Nr. 1, S. 501–504.
- Schnabel, A.; Grundmann, T.; Kruse, F. F. & Gries, T. (2009), „Automatisiertes textiles Preforming“, *Lightweight Design (Lightweight Design)*, Bd. 2, Nr. 3, S. 44–47.
- Schöneburg, E.; Heinzmann, F.; Feddersen, S. & others (1994), „Genetische Algorithmen und Evolutionsstrategien“, *Bonn: Addison-Wesley*, S. 9–45.
- Schulze, M.; Goldbach, S.; Heuer, H. & Meyendorf, N. (2011), „Kohlefaserverbundwerkstoffen mittels wirbelstrom- und ultraschallbasierender Prüfverfahren“. <https://jt2011.dgzfp.de/Portals/jt2011/BB/mi3a1--1.pdf> [16.10.2018].
- Schulze, M. H.; Heuer, H.; Küttner, M. & Meyendorf, N. (2010), „High-resolution eddy current sensor system for quality assessment of carbon fiber materials“, *Microsystem Technologies*, Bd. 16, Nr. 5, S. 791–797.
- Shannon, C. E. (2001), „A mathematical theory of communication“, *ACM SIGMOBILE Mobile Computing and Communications Review*, Bd. 5, Nr. 1, S. 3–55.
- Siebenpfeiffer, W. (2014), *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-04024-6.
- Stegemann, D. (2010), *Der Einsatz von Wirbelströmen für die zerstörungsfreie Werkstoffprüfung*, DVS Media, Düsseldorf. ISBN: 978-3-87155-601-2.

- Steinwart, I. & Christmann, A. (2008), *Support vector machines*, Springer Science & Business Media, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-0-387-77242-4.
- Stiny, L. (2015), „Passive elektronische Bauelemente. Induktivitäten“ in *Passive elektronische Bauelemente*, Hrsg. L. Stiny, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, S. 265–310.
- Stroppe, H.; Schiebold, K. & Hentling, B. (2012), „Wirbelstrom-Materialprüfung“, *Ein Lehr- und Arbeitsbuch für Ausbildung und Prüfpraxis*. Wuppertal: Castell-Verlag GmbH/Carl Deutsch GmbH.
- Suragus GmbH (2013). http://www.suragus.com/en/carbon-fibers/products/eddy-cus-cfmap#content_container [16.10.2018].
- Tönnies, K. D. (2005), *Grundlagen der Bildverarbeitung*, Pearson Studium München, München. ISBN: 978-3827371553.
- Tushtev, K. & Koch, D. (2005), „Finite-Element-Simulation der nichtlinearen Verformung von Carbon/Carbon-Verbundwerkstoffen“, *Forschung im Ingenieurwesen*, Bd. 69, Nr. 4, S. 216–222.
- Valk, G.; Stein, W.; Berndt, H.-J.; Bossmann, A. & Kapur, D. (1979), „Ergebnisse und Diskussion“ in *Beziehungen zwischen Garneigenschaften, Gewebekonstruktion und Veredlung*, Springer, S. 30–86.
- VDA Band 5.1 2011, *Prüfprozesseignung. Eignung von Messsystemen, Eignung von Mess- und Prüfprozessen, Erweiterte Messunsicherheit, Konformitätsbewertung*, Verband der Automobilindustrie e.V. (VDA), Berlin.
- Wagner, H. (2016), *Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen. Dissertation*, Shaker Verlag, Aachen. ISBN: 978-3-8440-4603-8.
- Weißgerber, W. (2009), *Elektrotechnik für Ingenieure. Gleichstromtechnik und Elektromagnetisches Feld*, Viewegs Fachbücher der Technik, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-2065-5.
- Witten, E. & Schuster, A. (2015), *Der Composites-Markt Europa: Marktentwicklungen, Herausforderungen und Chancen*. https://www.avk-tv.de/files/20171026_avkccev__marktbericht_2017.pdf [16.10.2018].
- Yashan, A. (2008), *Über die Wirbelstromprüfung und magnetische Streuflussprüfung mittels GMR-Sensoren. Dissertation*, Fraunhofer-Publica, Saarbrücken.

Zhao, L. & van Wyk, J. D. (2004), „Frequency-domain modeling of integrated electromagnetic power passives by a generalized two-conductor transmission structure“, *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers*, Bd. 51, Nr. 11, S. 2325–2337.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Schematische Darstellung verschiedener Faserlängen, nach (Neitzel, Mitschang & Breuer 2014)	6
Abbildung 2-2: Bindungstypen mit Endlosfasern im Vergleich nach (R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH 2018)	7
Abbildung 2-3: Einfluss der Faserorientierung auf die maximale Festigkeit eines unidirektionalen Laminats unter Zugbelastung (Himmel 2014)	8
Abbildung 2-4: Prinzipbild: Resin Transfer Moulding	10
Abbildung 2-5: Automatisierte Varianten des Preforming (Wagner 2016)	11
Abbildung 2-6: Prüfen nach (DIN 1319-1 1995)	14
Abbildung 2-7: Typische Defekte in Carbonfaserhalbzeug (Orth 2007)	20
Abbildung 2-8: Wirkprinzip der Wirbelstromprüfung nach (Stegemann 2010)	24
Abbildung 2-9: Elektrische Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe (Heuer et al. 2015)	26
Abbildung 2-10: Benachbarte elektrische Leiter im Querschnitt (Roddeck 2013)	28
Abbildung 2-11: Zylinderspule	29
Abbildung 2-12: Flachspule	29
Abbildung 2-13: Sensorbauformen für die Wirbelstromprüfung von Carbonfasern (Schmidt et al. 2014)	31
Abbildung 2-14: Wirkweise der halbtransformatorischen Spulenanordnung in der Wirbelstromprüfung (nach Yin et al. 2012)	32
Abbildung 2-15: Wirbelstrommessdaten bidirektionales Gelege (A_Töpfer 2017)	32
Abbildung 2-16: Wirbelstrommessdaten unidirektionales Gelege (A_Töpfer 2017)	32

Abbildung 2-17: Matrixanordnung	33
Abbildung 2-18: Sternanordnung	33
Abbildung 2-19: Resonanzbereich elektrischer Spulen (A_Töpper 2017)	35
Abbildung 2-20: Sensorkennlinie mit Plateuaeffekt (Lange & Mook 1994)	37
Abbildung 2-21: Zweidimensionales Carbonfaserersatzschaltbild (Lange & Mook 1994)	37
Abbildung 3-1: Rotiersonde zur Wirbelstromprüfung (Mook & Lange 1995)	38
Abbildung 3-2: EddyCus MPECS (Suragus GmbH 2013)	42
Abbildung 3-3: Robotergeführtes Wirbelstromprüfsystem (Bardl et al. 2016)	43
Abbildung 3-4 Visualisierte Wirbelstrommessdaten (Bardl et al. 2016)	43
Abbildung 3-5: Linienarray (Heuer, Meyendorf & Schulze 2010)	44
Abbildung 3-6: Sensor-Array Integrationskonzept (Schmidt et al. 2014)	45
Abbildung 3-7: Aufbau PCB-basierter Flachspule (Salski et al. 2015)	46
Abbildung 3-8: PCB-basiertes Spulen-Array (Salski et al. 2015)	46
Abbildung 3-9: FEM-Simulation dreieckförmiger Spulen-Arrays (Naidjate et al. 2017)	47
Abbildung 3-10: FEM-Simulationsergebnis der Faserorientierungsmessung (Naidjate et al. 2017)	47
Abbildung 4-1: Integrationskonzept für Wirbelstromsensor-Arrays im Preforming	49
Abbildung 4-2: Methodischer Lösungsansatz	50
Abbildung 5-1: Allgemeine Darstellung der Relativposition zwischen Sende- und Empfängerspule in einem Preformingwerkzeug	56
Abbildung 5-2: Untersuchte geometrische Faktoren nach (Berger & Lanza 2017)	56

Abbildung 5-3: Referenzkörpergeometrien (A_Will 2017)	58
Abbildung 5-4: Schema des halbtransformatorischen Sensoraufbaus (Hewlett Packard 1998; Digilent 2015)	59
Abbildung 5-5: Trade-Off zwischen Bauraum und Signalamplitude nach (A_Neumann 2018)	60
Abbildung 5-6: Schematische Darstellung zur Ermittlung von %RE	63
Abbildung 5-7: Plateaueffekt	64
Abbildung 5-8: Ermittlung Monotoniererfüllungsgrades	65
Abbildung 5-9: Preform-Messprüfstand nach (A_Egloff 2017)	70
Abbildung 5-10: Mechanische Freiheitsgrade nach (A_Egloff 2017)	70
Abbildung 5-11: Geometrieparameter der Referenzkörper	72
Abbildung 5-12: Prüfablauf nach (A_Egloff 2017)	73
Abbildung 5-13: Messprozedur nach (A_Egloff 2017)	74
Abbildung 6-1: Frequenzabhängig induzierte Spannung bei Zylinderspulen (A_Neumann 2018)	76
Abbildung 6-2: Spulenabhängige induzierte Spannungen bei Zylinderspulen	76
Abbildung 6-3: Haupteffektdiagramme der geometrischen Parameter für Zylinderspulen	77
Abbildung 6-4: Effekt durch radialen Versatz – b_1	78
Abbildung 6-5: Effekt durch Tiefenversatz – b_2	78
Abbildung 6-6: Effekt durch Verkippung – b_3	79
Abbildung 6-7: Effekt durch lateralen Versatz – b_4	79
Abbildung 6-8: Frequenzabhängig induzierte Spannung bei Flachspulen (A_Neumann 2018)	81
Abbildung 6-9: Spulenabhängige induzierte Spannungen bei Flachspulen	81

Abbildung 6-10: Haupteffektdiagramme der geometrischen Parameter für PCB-Spulen	82
Abbildung 6-11: Effekt durch radialen Versatz - b_1	83
Abbildung 6-12: Effekt durch Tiefenversatz – b_2	83
Abbildung 6-13: Effekt durch Verkippung – b_3	83
Abbildung 6-14: Effekt durch lateralen Versatz – b_4	83
Abbildung 6-15: Spulenpaarabhängige Spannungsdifferenzen	85
Abbildung 6-16: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen S_1 - S_2	86
Abbildung 6-17: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_1 - P_4	88
Abbildung 6-18: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_2 - P_4	88
Abbildung 6-19: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_3 - P_4	88
Abbildung 6-20: Lagen- und abstandsabhängige Spannungsdifferenzen P_4 - P_4	88
Abbildung 6-21: Lagenanzahlabhängige Monotoniegrade	89
Abbildung 6-22: Abstandsabhängige Monotoniegrade	89
Abbildung 7-1: Werkzeugintegrationskonzept von Wirbelstromsensor-Arrays (Berger & Lanza 2016)	92
Abbildung 7-2: Gestaltungsparameter sternförmiger Spulen-Arrays	94
Abbildung 7-3: Bidirektionales zweilagiges Gelege (A_Töpfer 2017)	95
Abbildung 7-4: Unidirektionales Gelege (A_Töpfer 2017)	95
Abbildung 7-5: Spektraldiagramm bidirektionales zweilagiges Gelege (A_Gaumann 2018)	96
Abbildung 7-6: Spektraldiagramm unidirektionales einlagiges Gelege (A_Gaumann 2018)	96

Abbildung 7-7: Schematische Array-Layouts; links: Flachspulen-Array; rechts: Zylinderspulen-Array	98
Abbildung 7-8: Elektronischeschema von Wirbelstromsensor-Arrays, 1. Zentrale Spule als Empfängerspule; 2. Zentrale Spule als Senderspule	100
Abbildung 7-9: Beidseitige Ansicht des Sensorplatinen-Layouts: 1. Senderspulen P_3 ; 2. Empfängerspule P_4 ; 3. Massefläche; 4. Übertragungsstrecke; 5. Schirm	101
Abbildung 7-10: Realisierte PCB-Spulen-Arrays; links: starr, rechts: flexibel	101
Abbildung 7-11: Zylinderspulen-Array: 1. Empfängerspulen S_2 ; 2. Senderspule S_1 , 3. PVC-Trägerfolie	102
Abbildung 7-12: Beidseitige Ansicht des Schaltplatinen-Layouts: 1. Spannungsversorgung; 2. BNC-Buchsenanschluss; 3. 12-Pin Stecker zu Arduino; 4. Multiplexer; 5. Kondensatoren-Spannungsstabilisierung; 6. Hochfrequenz-Steckerterminals; 7. Schirm	103
Abbildung 7-13: Funktionsschema der Datenverarbeitung	104
Abbildung 7-14: Nutzeroberfläche für Sensor-Array-Betrieb; 1. Eingang, 2. Funktionsgenerator, 3. Konfiguration Spulen, 4. Konfiguration Messung, 5. Polarplot	105
Abbildung 7-15: Interpolationsschema	106
Abbildung 7-16: Schema der Auflösungs-simulation zum Vergleich von Interpolationsmethoden.	109
Abbildung 7-17: Standardabweichungen Gewebe	110
Abbildung 7-18: Standardabweichungen unidirektionales Gelege	110
Abbildung 7-19: Unreferenzierte Gewebemessung bei 0°	112
Abbildung 7-20: Sensortypabhängige induzierte Spannungen U_i in der Luft [V]	114
Abbildung 7-21: Statisch referenzierte Gewebemessung bei 0°	115
Abbildung 7-22: Statisch referenzierte Gewebemessung bei 10°	115
Abbildung 7-23: Statisch referenzierte Gewebemessung bei 20°	115

Abbildung 7-24: Linear referenzierte Gewebemessung bei 0°	117
Abbildung 7-25: Linear referenzierte Gewebemessung bei 10°	118
Abbildung 7-26: Linear referenzierte Gewebemessung bei 20°	118
Abbildung 7-27: Zusammenbau Gehäuse nach (A_Will 2017)	120
Abbildung 7-28 nach (A_Will 2017): Links: Sensoraufnahme PCB-Array, Rechts: Sensoraufnahme Zylinderspulen-Array; 1. Verschraubungsbohrungen, 2. Kabeldurchführung, 3. Durchführungen für Empfängerspulen, 4. Durchführung für Senderspule, 5. Versteifungsrippen	121
Abbildung 7-29: Geometrieparameter einfach gekrümmter Sensorgehäuse nach (A_Will 2017)	122
Abbildung 7-30: Schema der systematischen Werkzeugintegration (PTC Inc. 2018; Microsoft 2018)	123
Abbildung 7-31: Zusammenbau aktiver Sensorkomponenten mit gemessenem Referenzkörper	124
Abbildung 7-32: Linear referenzierte Messung [0°/90°] mittels gekrümmte Zylinderspulen-Array	124
Abbildung 7-33: Linear referenzierte Messung [-45°/45°] mittels gekrümmtem Zylinderspulen-Array	124
Abbildung 7-34: Linear referenzierte Messung [0°/90°] mittels gekrümmtem flexiblem Flachspulen-Array	125
Abbildung 7-35: Linear referenzierte Messung [-45°/45°] mittels gekrümmtem flexiblem Flachspulen-Array	125
Abbildung 8-1: Ishikawa-Diagramm mit potentiellen Einflussgrößen auf die gemessene relative Faserorientierung nach (A_Töpper 2017; A_Gaumann 2018)	127
Abbildung 8-2: Referenzkörpergeometrie mit Referenzmerkmalen	131
Abbildung 8-3: Instanziierung des Bezugskoordinatensystems (Berger et al. 2017c)	131

Abbildung 8-4: Umrechnung der Einheiten der ermittelten Unsicherheit durch taktile Kalibrierung	134
Abbildung 8-5: Kugelregistrierung für Bezugskordinatensystem	135
Abbildung 8-6: Abwicklung einfach gekrümmter schalenförmiger Körper	136
Abbildung 8-7: Segmentierung der Region of Interest	137
Abbildung 8-8: Histogrammdarstellung gemessener Faserbündelorientierungen	138
Abbildung 8-9: Amplitudenänderung durch mechanischen Druck (einlagiges Gewebe)	140
Abbildung 8-10: Amplitudenänderung durch mechanischen Druck (achtlagiges Gewebe)	141
Abbildung 8-11: Linearitätsabweichung	142
Abbildung 8-12: Fehlerparameter für fehlenden Roving	149
Abbildung 8-13: Fehlerparameter für Faseraufweitungen	149
Abbildung 8-14: Fehlerparameter für Falten	149
Abbildung 8-15: Gasse 5 mm	150
Abbildung 8-16: Gasse 10 mm	150
Abbildung 8-17: Gasse 15 mm	150
Abbildung 8-18: Spannungsverhältnisse in Abhängigkeit der Defektgröße fehlender Faserbündel	151
Abbildung 8-19: Aufweitung 5 mm/20 mm	152
Abbildung 8-20: Aufweitung 10 mm/30 mm	152
Abbildung 8-21: Aufweitung 15 mm/40 mm	152
Abbildung 8-22: Spannungsverhältnisse in Abhängigkeit der Defektgröße einer Faserbündelaufweitung	153
Abbildung 8-23: Falte 10 mm	153
Abbildung 8-24: Falte 20 mm	153
Abbildung 8-25: Falte 40 mm	153

Abbildung 8-26: Sensor-Array-Position gegenüber Falte	154
Abbildung 8-27: Spannungsverhältnisse in Abhängigkeit der Defektgröße einer Falte	155
Abbildung 8-28: Klassifikation Gasse – Falte	157
Abbildung 8-29: Klassifikation Falte – fehlender Roving	157
Abbildung 8-30: Klassifikation: Gasse – fehlender Roving	158
Abbildung 0-1: Frequenzabhängiger Impedanzverlauf P1	187
Abbildung 0-2: Frequenzabhängiger P2	187
Abbildung 0-3: Frequenzabhängiger P3	187
Abbildung 0-4: Frequenzabhängiger P4	187
Abbildung 0-5: Seitenansicht links	188
Abbildung 0-6: Frontansicht	188
Abbildung 0-7: Draufsicht	188
Abbildung 0-8: Rückansicht	188
Abbildung 0-9: Nutzeroberfläche zur Steuerung des Messprüfstandes	189
Abbildung 0-10: Amplitudendifferenz bei der Prüfung einlagiger Gewebe	192
Abbildung 0-11: Amplitudendifferenz bei der Prüfung zweilagiger Gewebe	192
Abbildung 0-12: Amplitudendifferenz bei der Prüfung dreilagiger Gewebe	193
Abbildung 0-13: Amplitudendifferenz bei der Prüfung vierlagiger Gewebe	193
Abbildung 0-14: Monotoniegrade bei der Prüfung einlagiger Gewebe	194
Abbildung 0-15: Monotoniegrade bei der Prüfung zweilagiger Gewebe	194
Abbildung 0-16: Monotoniegrade bei der Prüfung dreilagiger Gewebe	195
Abbildung 0-17: Monotoniegrade bei der Prüfung vierlagiger Gewebe	195
Abbildung 0-18: Schaltplan Spulen-Array und Schaltplatine	196

Tabellenverzeichnis

Tabelle 5-1: Untersuchte Zylinderspulen (A_Neumann 2018)	54
Tabelle 5-2: Untersuchte Flachspulen	55
Tabelle 5-3: Versuchsparameter zur materialunabhängigen Sensorcharakterisierung	67
Tabelle 5-4: Versuchsparameter zur materialabhängigen Sensorcharakterisierung	68
Tabelle 6-1: Korrelationskoeffizienten nach Pearson in der Modellbildung geometrischer Einflüsse auf die untersuchten Zylinderspulenpaare	79
Tabelle 6-2: Korrelationskoeffizienten nach Pearson in der Modellbildung geometrischer Einflüsse auf die untersuchten Flachspulenpaare	84
Tabelle 6-3: Spulenpaarabhängige Monotoniegrade für ein einlagiges Gewebe	90
Tabelle 7-1: Gegenüberstellung zwischen gemessenen und nominalen Faserbündel-orientierungen (gemessen mit Zylinderspulen-Array)	125
Tabelle 7-2: Gegenüberstellung zwischen gemessenen und nominalen Faserbündel-orientierungen (gemessen mit Flachspulen-Array)	126
Tabelle 8-1: Unsicherheitsbilanz der taktilen Kalibrierung	133
Tabelle 8-2: Scan-Parameter der Computertomographie	135
Tabelle 8-3: Parameter zur Herstellung defektbehafteter Proben	150
Tabelle 8-4: Aufdeckungswahrscheinlichkeit untersuchter Defektgrößen	158
Tabelle 0-1: Spulenabmessungen der PCB-basierten Spulen	187
Tabelle 0-2: Spezifikationen der Prüfstandskinematik	188
Tabelle 0-3: (1) Errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles	

Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe	197
Tabelle 0-4 (1): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe	202
Tabelle 0-5 (1): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe	207
Tabelle 0-6 (1): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe	212
Tabelle 0-7 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe	217
Tabelle 0-8 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe	222
Tabelle 0-9 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe	227
Tabelle 0-10 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe	232
Tabelle 0-11: Faservorzugswinkel aus CT-Messung zur Ermittlung der Unsicherheit durch Kalibrierung	237

Tabelle 0-12: Faservorzugswinkel aus Wirbelstromsensor-Array-Messung am Normal	238
Tabelle 0-13: Unter Druckeinfluss gemessene Faservorzugswinkel am Normal	239
Tabelle 0-14: Faservorzugswinkel aus Wirbelstromsensor-Array-Messung am Prüfkörper	240

Anhang

A.1 PCB-Spulenabmessungen

Tabelle 0-1: Spulenabmessungen der PCB-basierten Spulen

	P ₁	P ₂	P ₃	P ₄
Länge außen [mm]	25,05	17,75	10,85	
Länge innen [mm]	16,65	9,35	2,45	
Breite außen [mm]	7,25	7,25	7,25	
Breite innen [mm]	1,85	1,85	1,85	
Durchmesser außen [mm]				12,00
Durchmesser innen [mm]				1,60

A.2 Resonanzfrequenzen PCB Spulen

Abbildungen 0-1 bis 0-4 zeigen die frequenzabhängigen Resonanzverläufe der Spulen P1, P2, P3 und P4, die im Rahmen der Arbeit gemessen wurden. Im Gegensatz zu Zylinderspulen, existieren nur grobe Näherungen zur Errechnung der Resonanzfrequenzen von im Querschnitt rechteckigen Flachspulen.

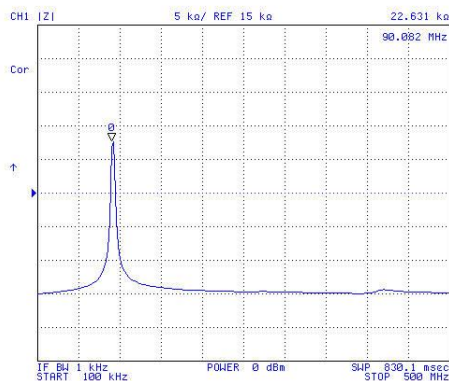


Abbildung 0-1: Frequenzabhängiger Impedanzverlauf P1

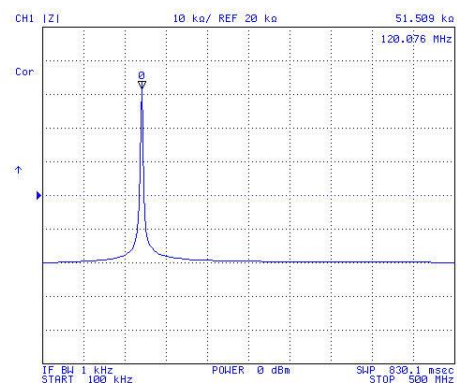


Abbildung 0-2: Frequenzabhängiger P2

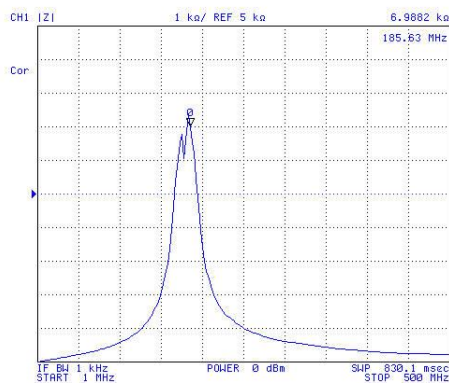


Abbildung 0-3: Frequenzabhängiger P3

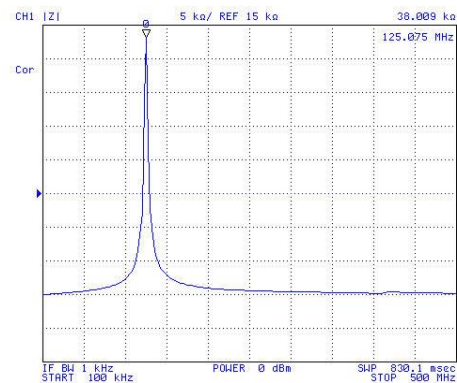


Abbildung 0-4: Frequenzabhängiger P4

A.3 Prüfstandsdaten

Tabelle 0-2: Spezifikationen der Prüfstandskinematik

Linearer Positioniertisch		
Grad-Motorwelle pro Schritt	0,9	°/Schritt
Schritte pro Motorumdrehung	400	Schritte/U
Spindelsteigung Positioniertisch	2	mm/U
Schritte pro mm	200	Schritte/mm
Fahrweg pro Schritt	0,005	mm
Rotationstisch		
Grad-Motorwelle pro Schritt	0,9	°/Schritt
Schritte pro Motorumdrehung	400	Schritte
Gesamtübersetzung Rotationstisch	55:1	
Schritte pro Tischdrehung (360°)	22000	Schritte
Tischdrehung pro Schritt	0,016	°

A.4 Ansichten der Prüfstandskonstruktion

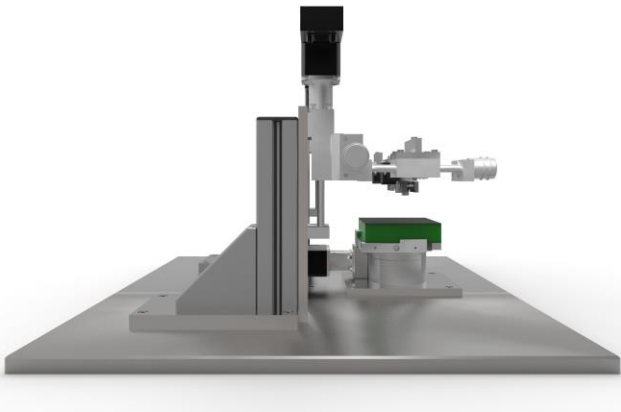


Abbildung 0-5: Seitenansicht links

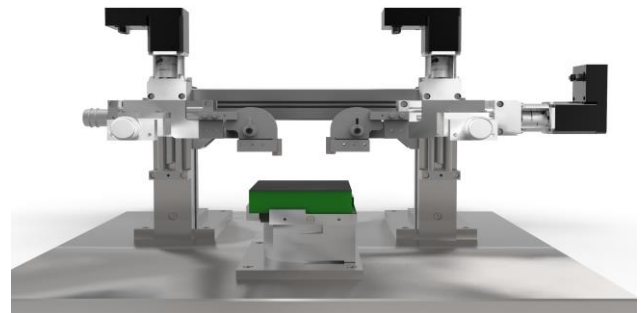


Abbildung 0-6: Frontansicht

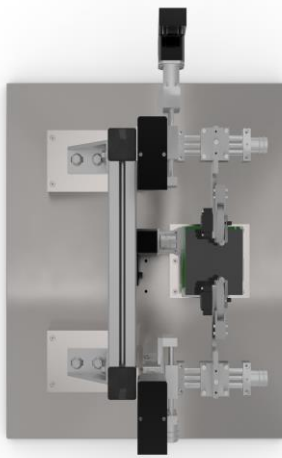


Abbildung 0-7: Draufsicht

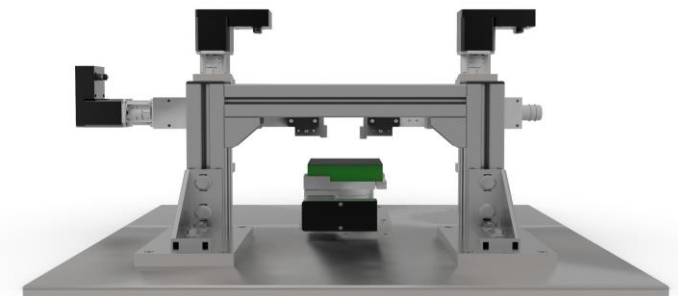


Abbildung 0-8: Rückansicht

A.5 Nutzeroberfläche zur Bedienung des Messprüfstandes

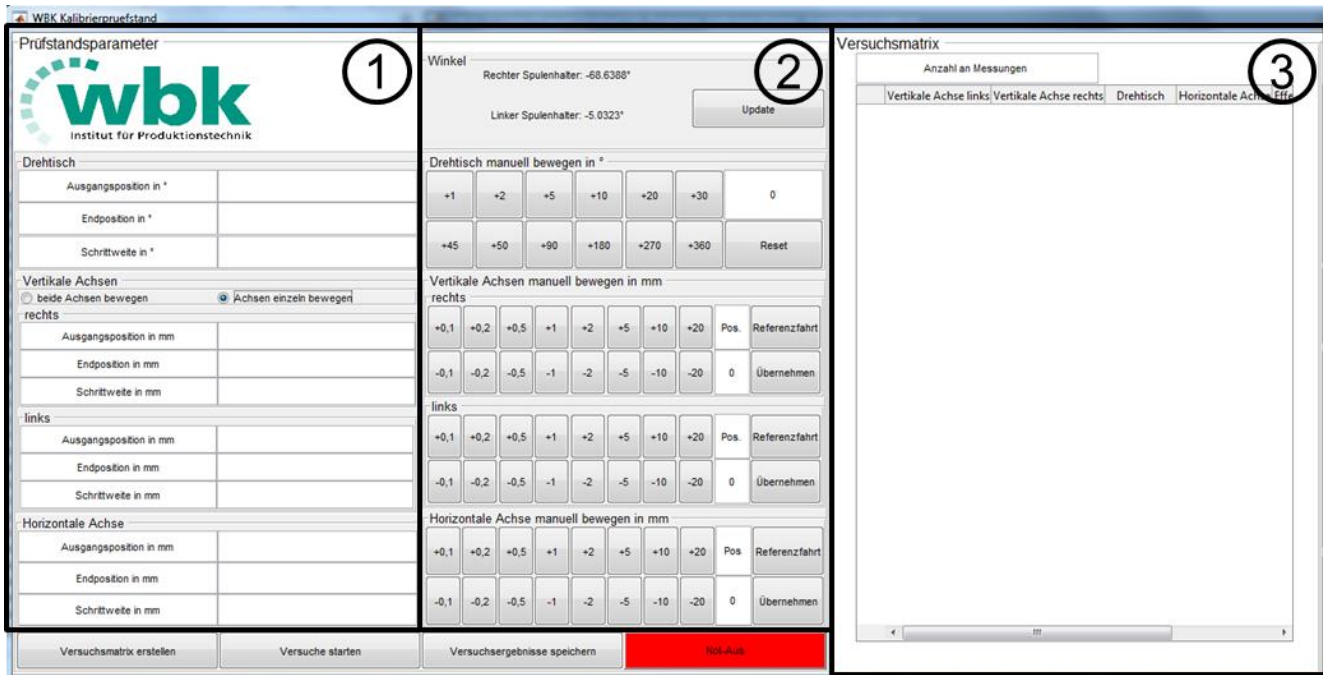


Abbildung 0-9: Nutzeroberfläche zur Steuerung des Messprüfstandes

Die Positionen der Spulen können durch die in „1“ definierbaren Parameter systematisch sowohl zueinander als auch gegenüber dem eingespannten Prüfkörper variiert werden. Die Position des Drehtisches wird durch seine Rotationsposition bestimmt, die in festen Schrittweiten in den Versuchsplan aufgenommen werden kann. Die Vertikalen Achsen bilden einen festgelegten Tiefenversatz ab, der radiale Abstand wird hingegen durch die horizontale Achse definiert. Im Feld „2“ bietet sich zudem die Möglichkeit die manuell einstellbaren Verkippungen zu überprüfen und die in „1“ definierten Parameter manuell anzusteuern. Das Feld „3“ auf der rechten Seite der GUI zeigt die erzeugten Versuche in Form einer Versuchsmatrix, die während der Versuchsdurchführung in Echtzeit um konkrete Messwerte der „induzierten Spannung“ ergänzt wird.

A.6 Koeffizienten Zylinderspulen

		Sender												Empfänger	
		S ₂	S ₂	S ₂	S ₁	S ₁	S ₁	S ₃	S ₃	S ₃	S ₁	S ₃	S ₃		
S ₂	S ₂	0.1632	0.1528	0.0679	0.1252	0.0882	0.0539	0.0686	0.0469	-0.0019	b ₀				
	S ₁	-0.0104	-0.0091	-0.0040	-0.0072	-0.0053	-0.0028	-0.0041	-0.0027	0.0001	b ₁				
	S ₃	-0.0088	-0.0084	-0.0039	-0.0067	-0.0047	-0.0032	-0.0034	-0.0023	-0.0007	b ₂				
	S ₁	0.0007	-0.0002	-0.0003	-0.0012	-0.0005	0.0000	0.0000	0.0005	0.0000	b ₃				
	S ₃	-0.0048	-0.0041	-0.0016	-0.0027	-0.0019	-0.0013	-0.0021	-0.0022	0.0000	b ₄				
	S ₂	0.0002	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0000	0.0001	0.0000	0.0000	b ₅				
	S ₁	0.0002	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	b ₆				
	S ₃	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0001	b ₇				
	S ₂	-0.0001	-0.0001	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	b ₈				
	S ₁	0.0002	0.0002	0.0001	0.0002	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0000	b ₁₀				
	S ₃	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	b ₁₁				
	S ₂	0.0002	0.0002	0.0001	0.0001	0.0001	0.0000	0.0001	0.0001	0.0000	b ₁₂				
	S ₁	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	b ₁₃				
	S ₃	0.0001	0.0001	0.0000	0.0001	0.0000	0.0000	0.0001	0.0000	0.0000	b ₁₄				
	S ₂	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	b ₁₅				

A.7 Koeffizienten Flachspulen

	P ₂	P ₂	P ₂	P ₁	P ₁	P ₁	P ₁	P ₁	P ₁	P ₃	P ₃	P ₃	P ₃	P ₃	P ₄	P ₄	P ₄	P ₄	P ₄	Sender
	P ₂	P ₁	P ₂	P ₄	P ₂	P ₄	P ₃	P ₃	P ₄	P ₂	P ₁	P ₃	P ₄	P ₃	P ₂	P ₁	P ₃	P ₄	P ₄	Empfänger
	b ₀	b ₁	b ₂	b ₃	b ₄	b ₅	b ₆	b ₇	b ₈	b ₁₀	b ₁₁	b ₁₂	b ₁₃	b ₁₄	b ₁₅					
0.0580	0.0335	0.2795	0.0441	0.0461	0.0241	0.2856	0.0302	0.0825	0.0397	0.4444	0.0409	0.0430	0.0242	0.2960	0.0319					
-0.0034	-0.0017	-0.0169	-0.0027	-0.0025	-0.0011	-0.0170	-0.0018	-0.0049	-0.0022	-0.0288	-0.0028	-0.0024	-0.0014	-0.0200	-0.0018					
-0.0036	-0.0020	-0.0180	-0.0030	-0.0029	-0.0014	-0.0195	-0.0019	-0.0052	-0.0025	-0.0294	-0.0028	-0.0025	-0.0015	-0.0203	-0.0020					
0.0011	0.0001	0.0073	0.0011	0.0008	0.0000	0.0062	0.0009	0.0005	0.0002	0.0107	0.0017	0.0005	0.0006	0.0117	0.0006					
-0.0012	-0.0007	-0.0063	-0.0010	-0.0008	-0.0006	-0.0056	-0.0006	-0.0018	-0.0009	-0.0144	-0.0009	-0.0009	-0.0004	-0.0075	-0.0004					
0.0000	0.0000	0.0003	0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0000	0.0001	0.0000	0.0005	0.0000	0.0000	0.0000	0.0003	0.0000					
0.0000	0.0000	0.0003	0.0001	0.0000	0.0000	0.0003	0.0000	0.0001	0.0000	0.0005	0.0000	0.0000	0.0000	0.0003	0.0000					
0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000					
0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000					
0.0001	0.0001	0.0005	0.0001	0.0001	0.0000	0.0005	0.0001	0.0001	0.0001	0.0008	0.0001	0.0001	0.0000	0.0006	0.0001					
0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000					
0.0000	0.0000	0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0000	0.0001	0.0000	0.0005	0.0000	0.0000	0.0000	0.0003	0.0000					
0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0003	0.0000					
0.0000	0.0000	0.0002	0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0000	0.0001	0.0000	0.0005	0.0000	0.0000	0.0000	0.0003	0.0000					
0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0000					

A.8 Amplitudendifferenzen

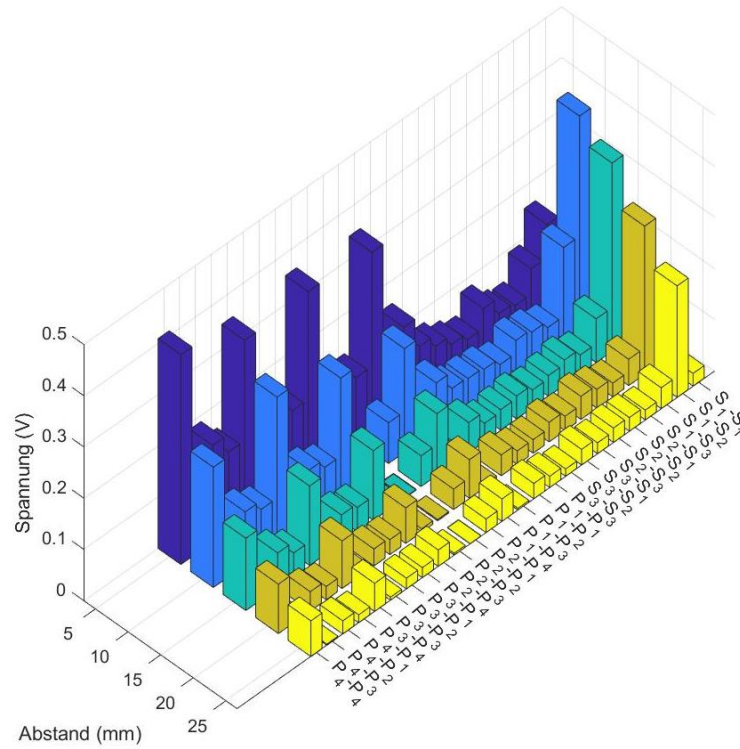


Abbildung 0-10: Amplitudendifferenz bei der Prüfung einlagiger Gewebe

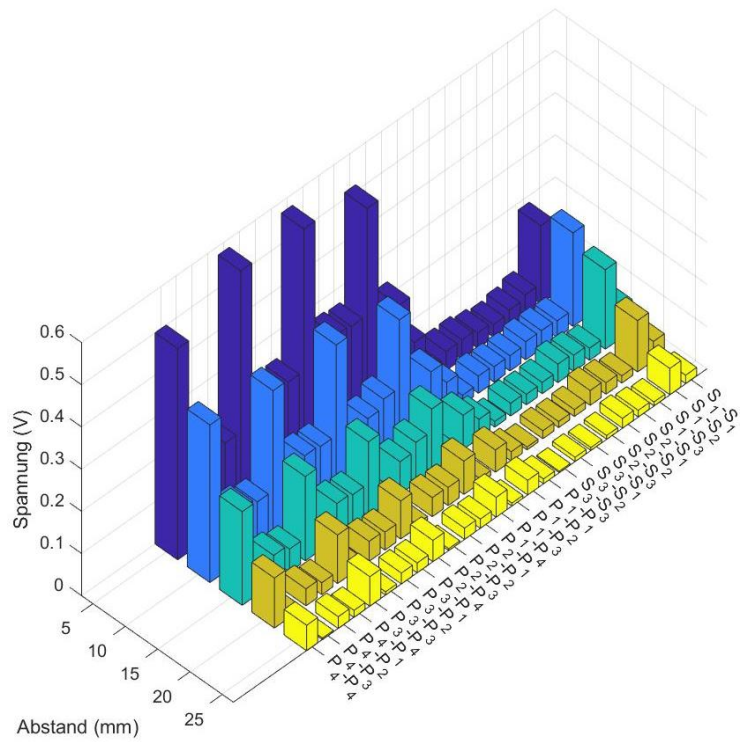


Abbildung 0-11: Amplitudendifferenz bei der Prüfung zweilagiger Gewebe

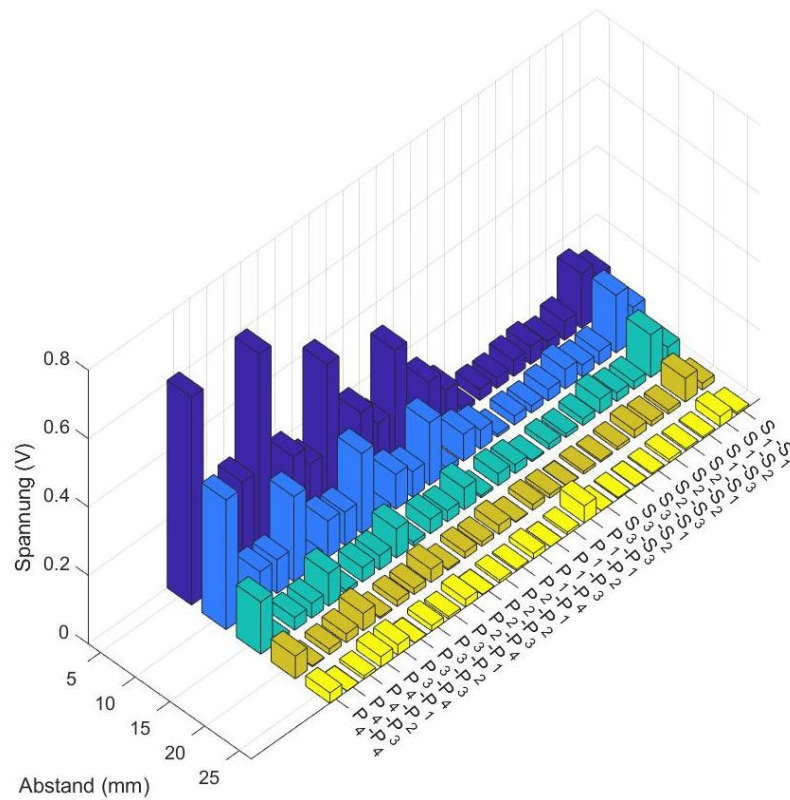


Abbildung 0-12: Amplitudendifferenz bei der Prüfung dreilagiger Gewebe

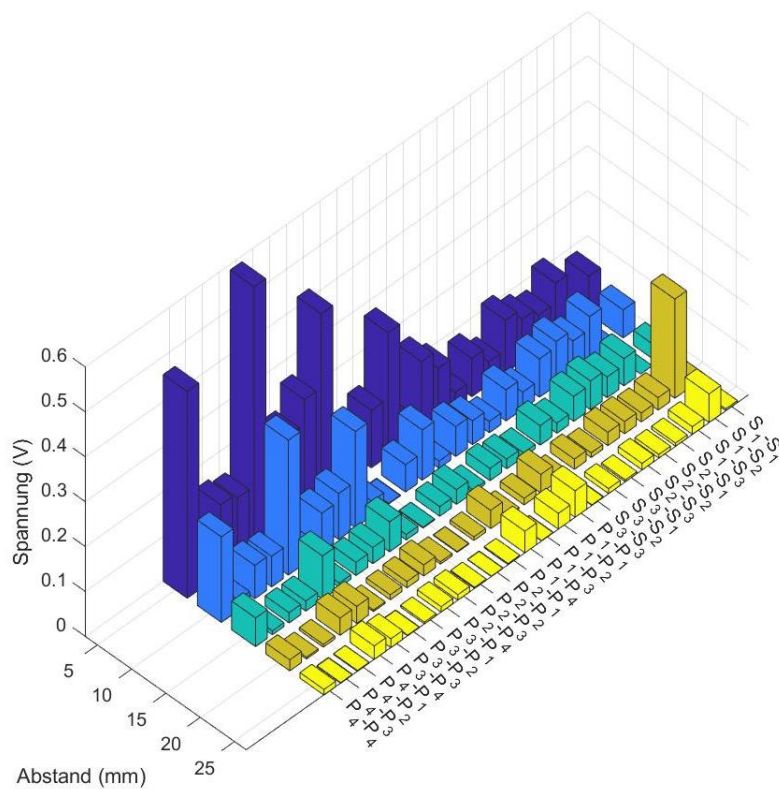


Abbildung 0-13: Amplitudendifferenz bei der Prüfung vierlagiger Gewebe

A.9 Monotoniegrade

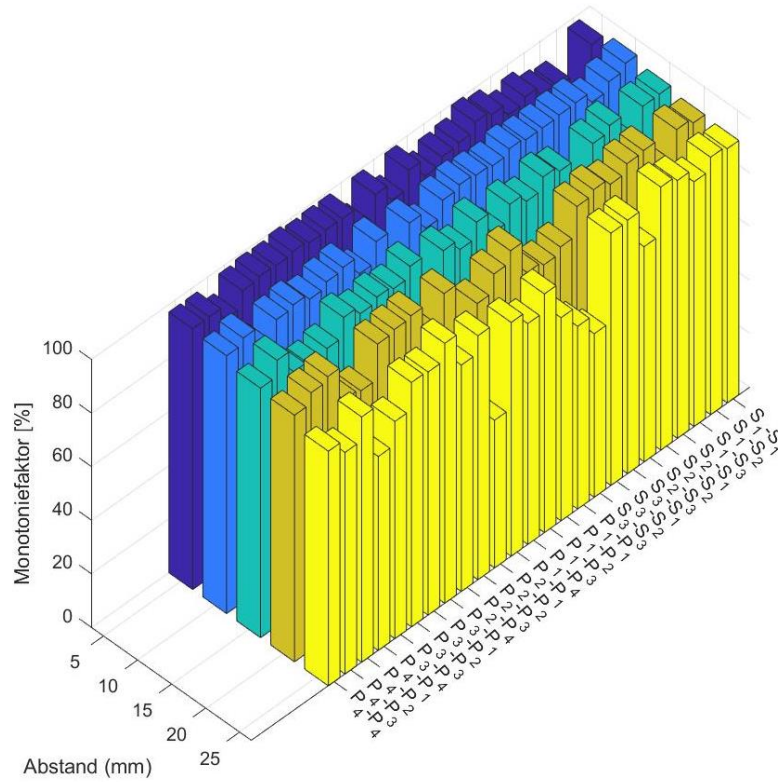


Abbildung 0-14: Monotoniegrade bei der Prüfung einlagiger Gewebe

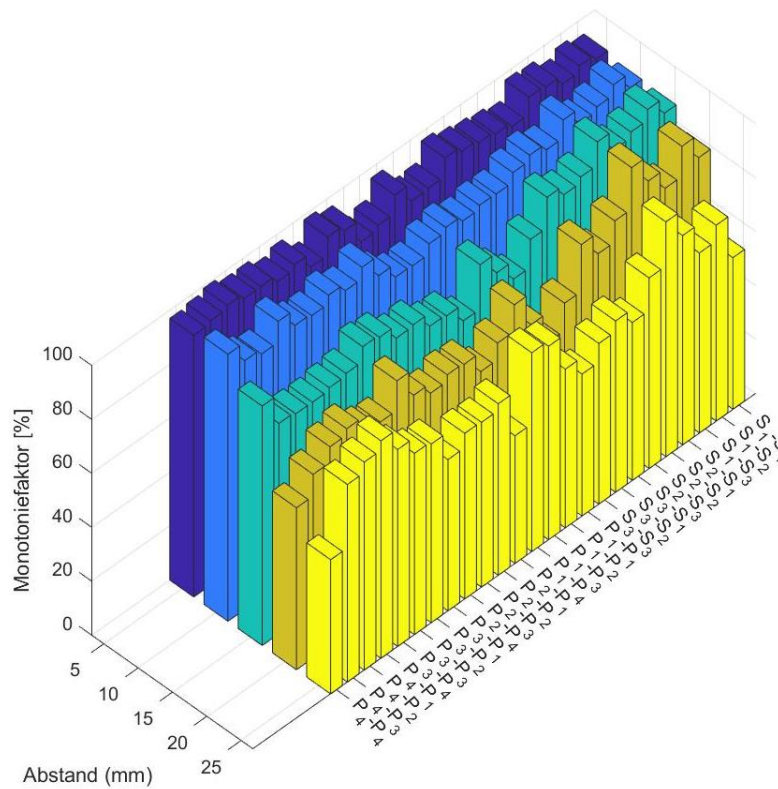


Abbildung 0-15: Monotoniegrade bei der Prüfung zweilagiger Gewebe

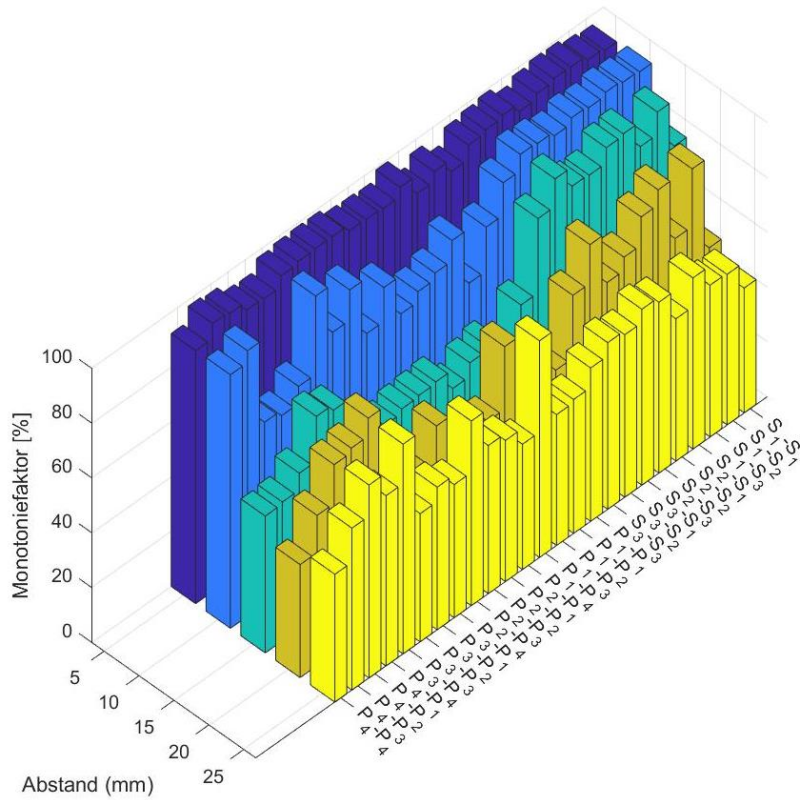


Abbildung 0-16: Monotoniegrade bei der Prüfung dreilagiger Gewebe

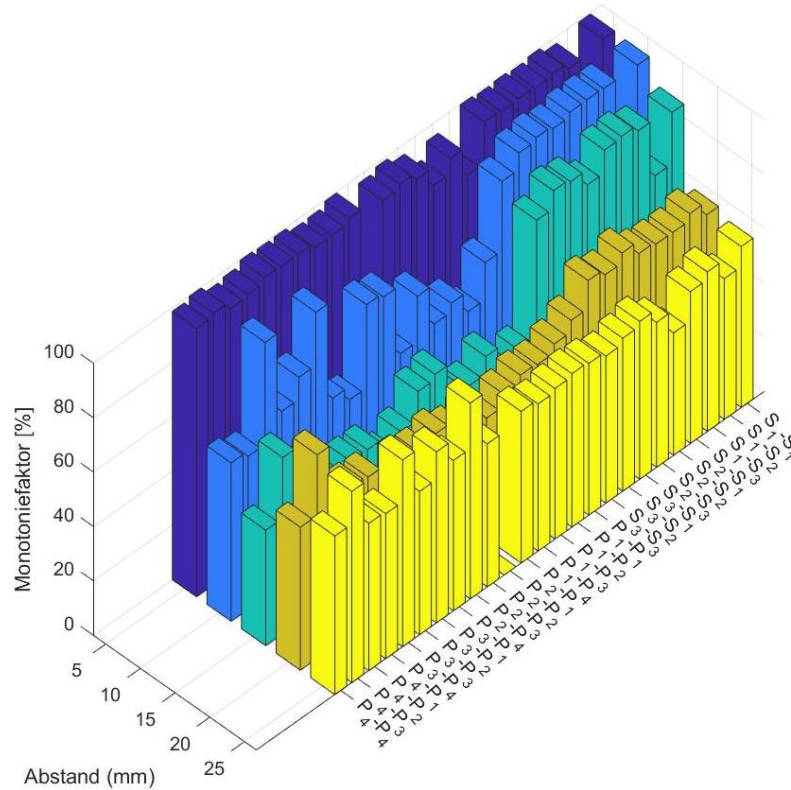


Abbildung 0-17: Monotoniegrade bei der Prüfung vierlagiger Gewebe

A.10 Schaltplan Sensor-Array

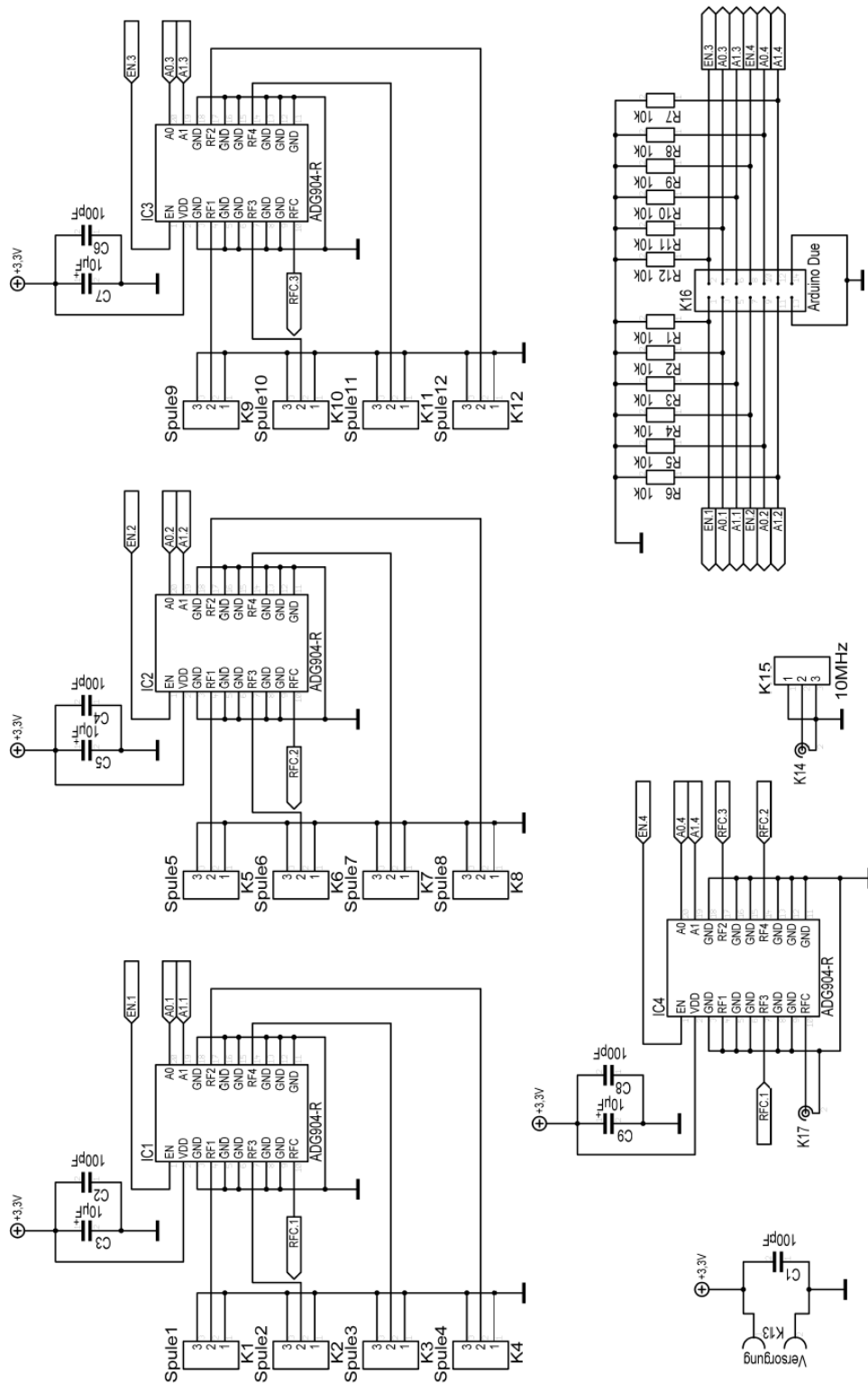


Abbildung 0-18: Schaltplan Spulen-Array und Schaltplatine

A.11 Vergleich von Messdaten bei Verwendung Sensortypen unter systematischer Rotation von Prüfkörpern

Tabelle 0-3: (1) Errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

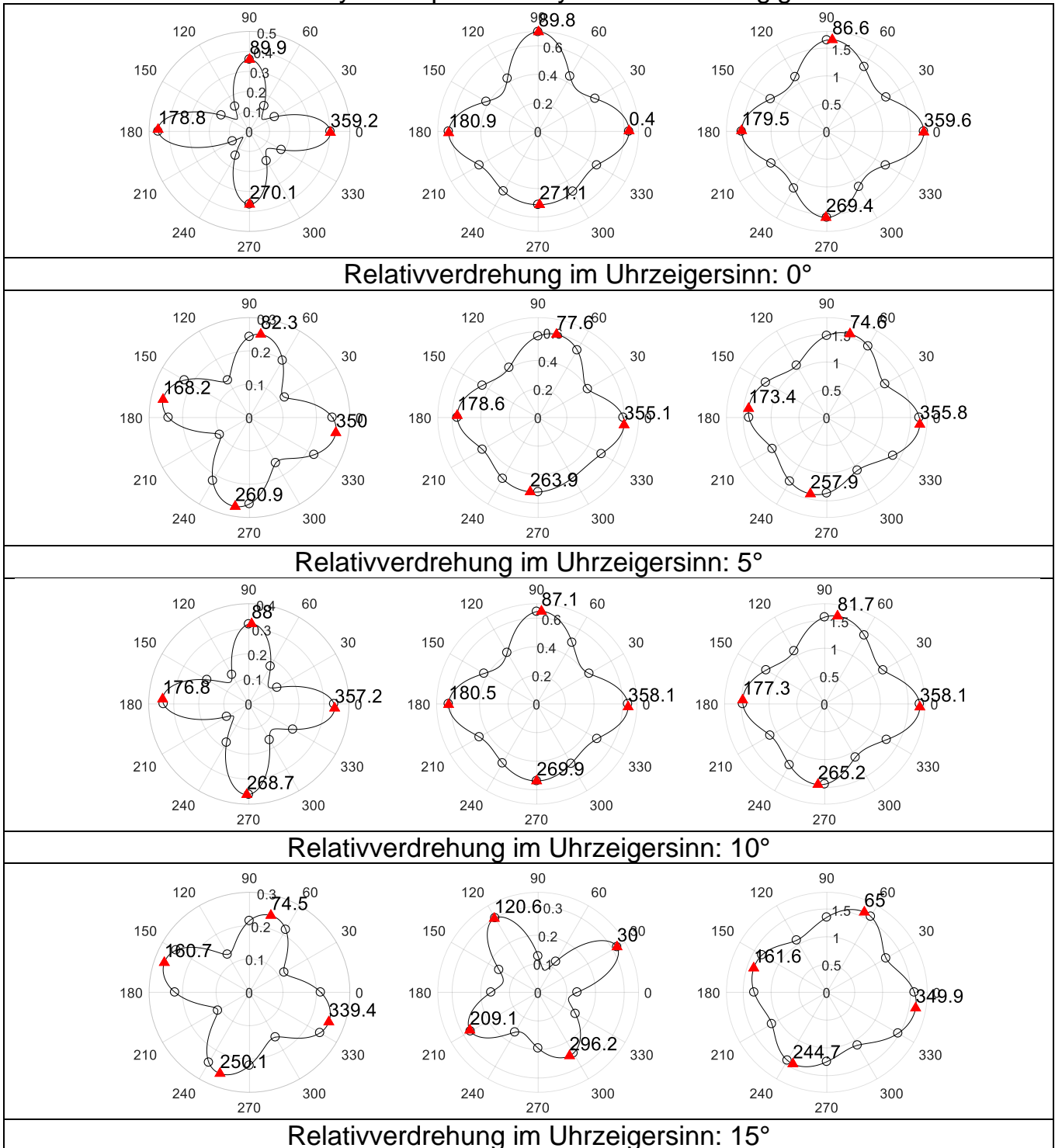


Tabelle 0-3 (2): Errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

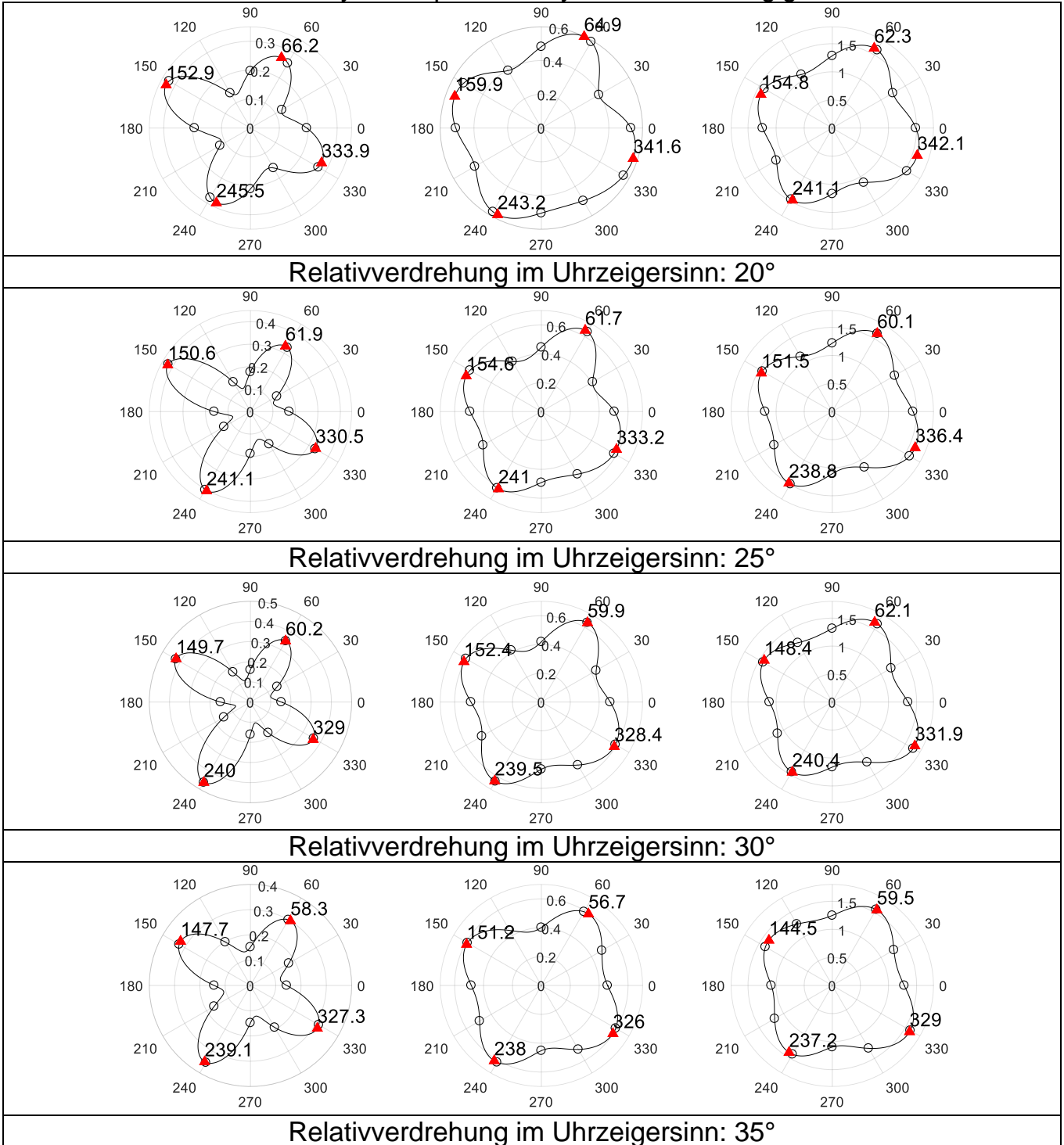


Tabelle 0-3 (3): Errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

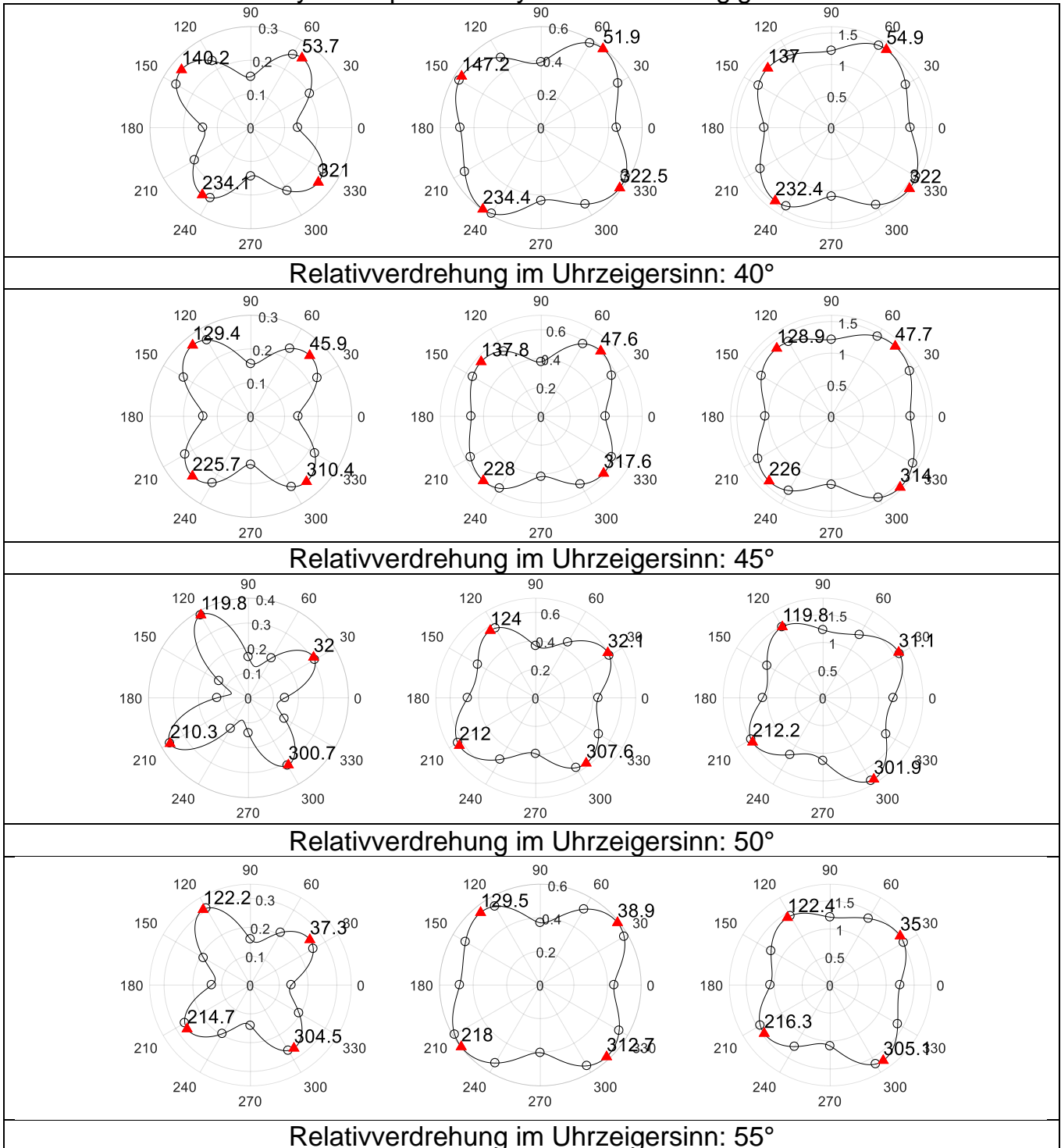


Tabelle 0-3 (4): Errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

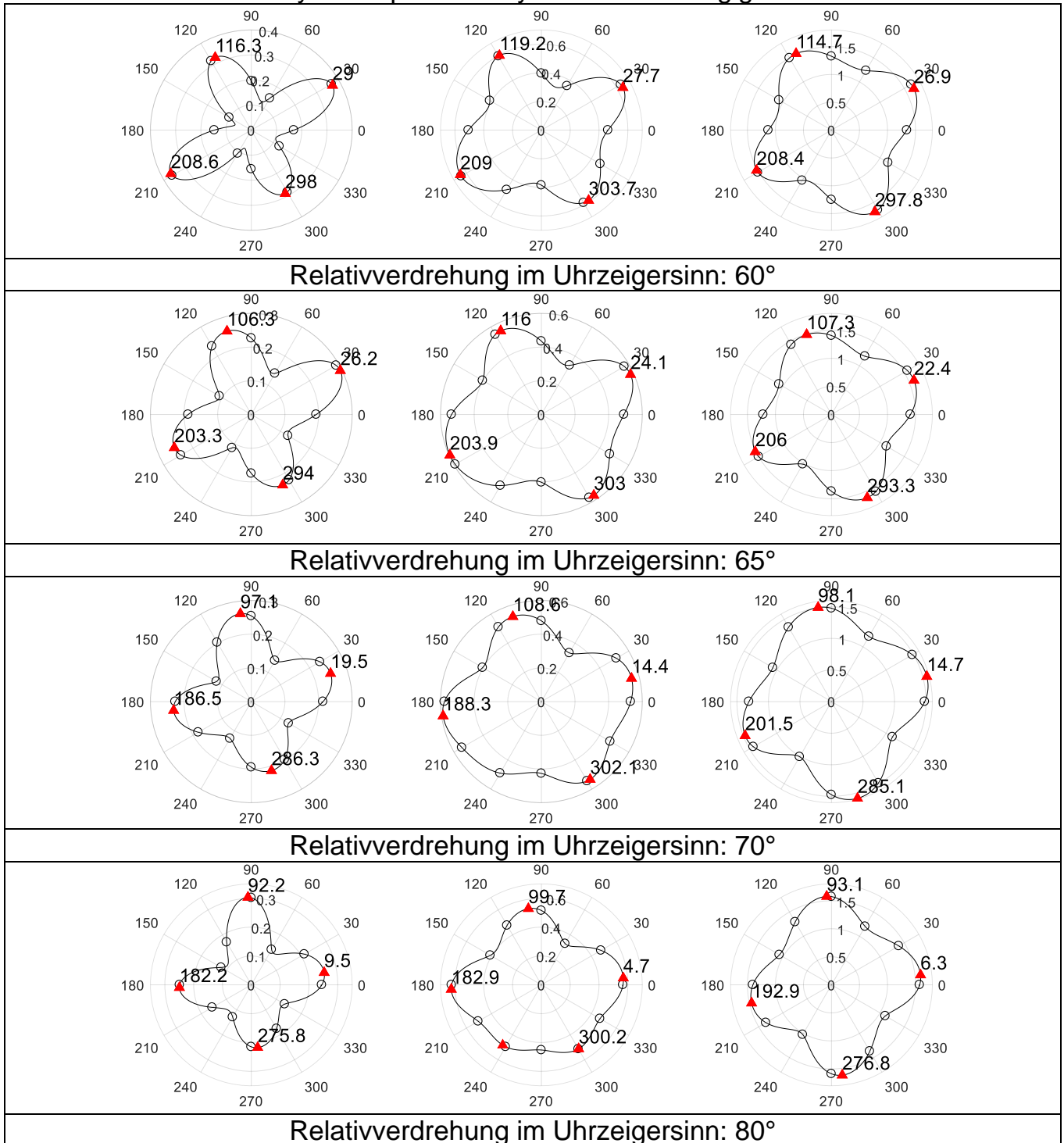


Tabelle 0-3 (5): Errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

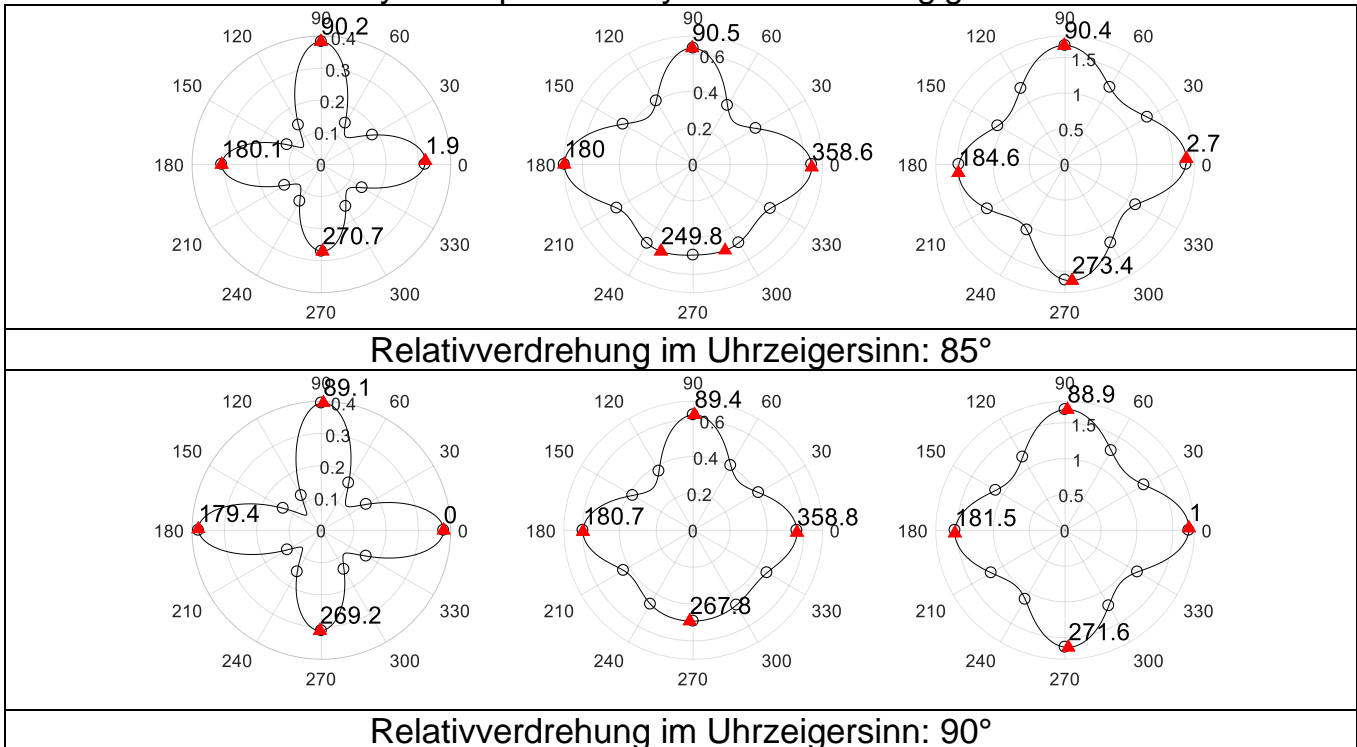


Tabelle 0-4 (1): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

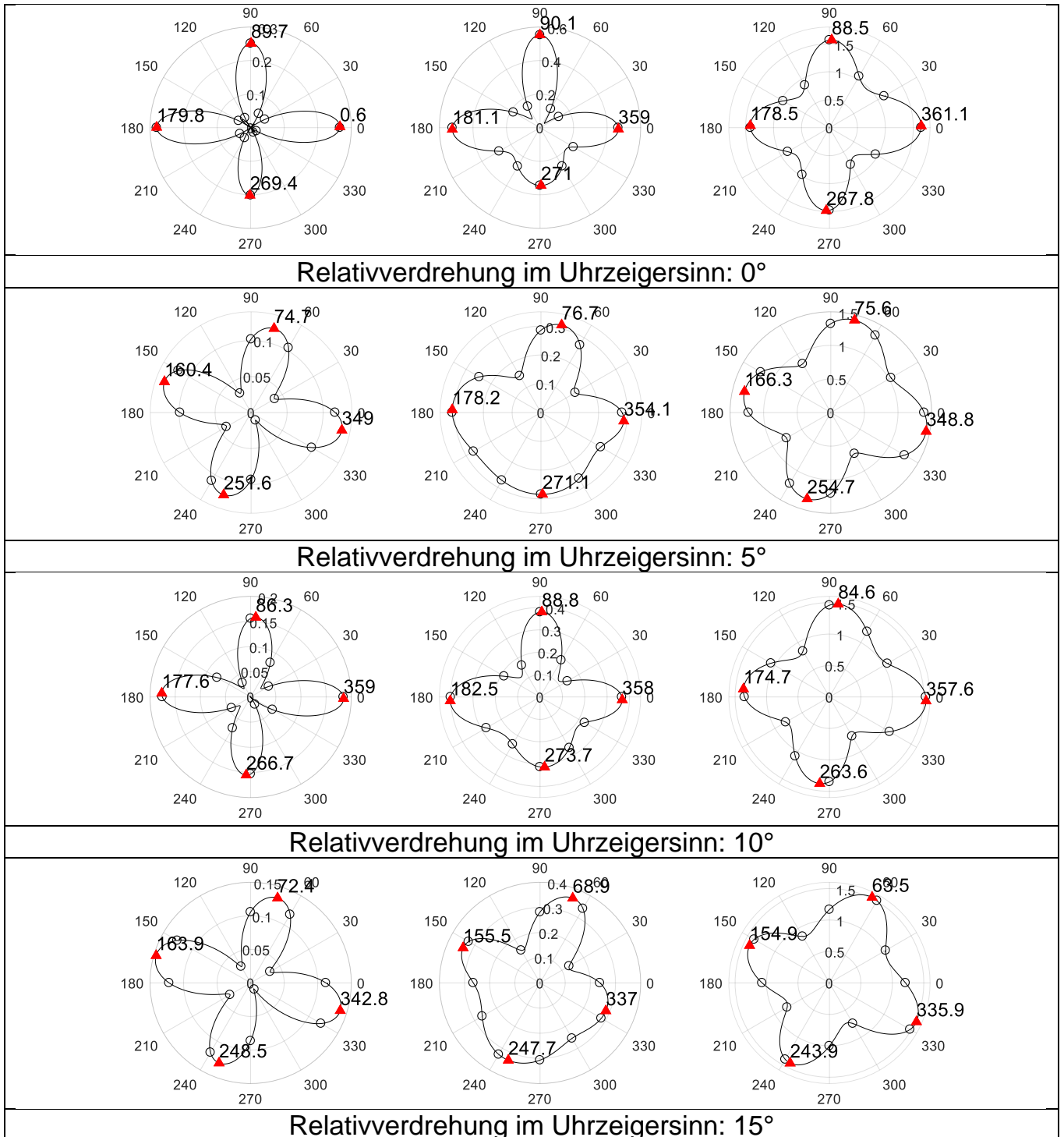


Tabelle 0-4 (2): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

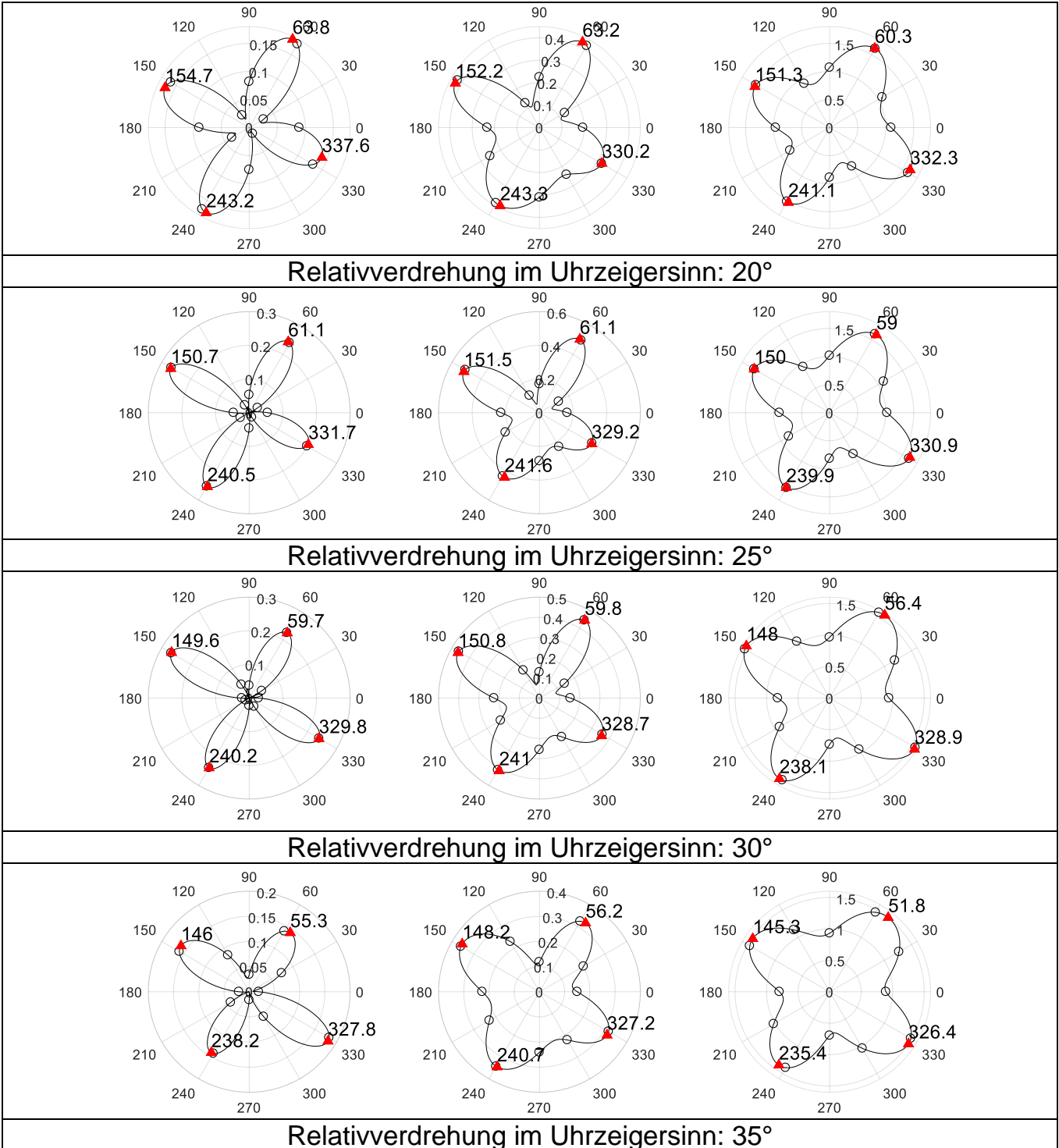


Tabelle 0-4 (3): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

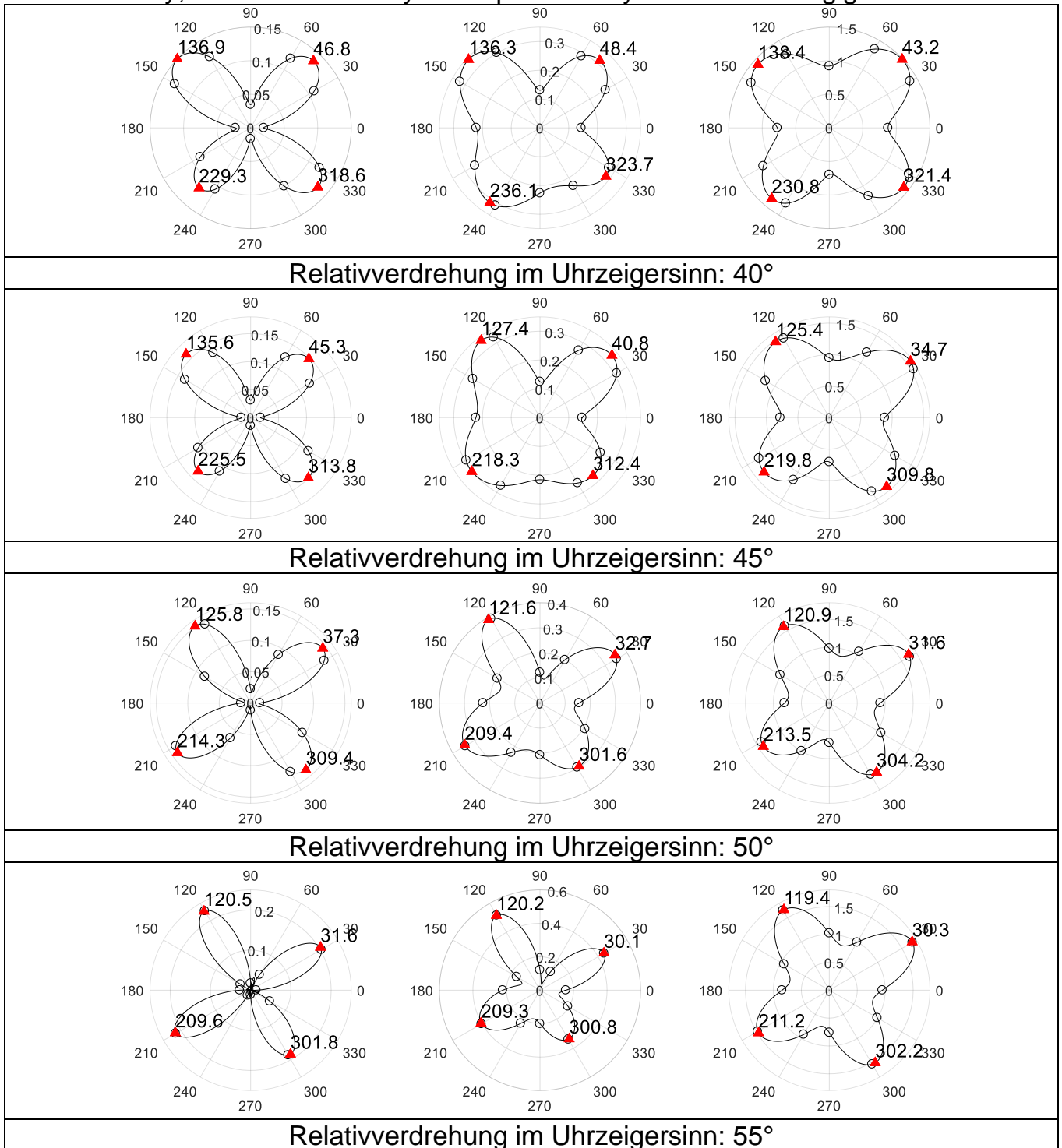


Tabelle 0-4 (4): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

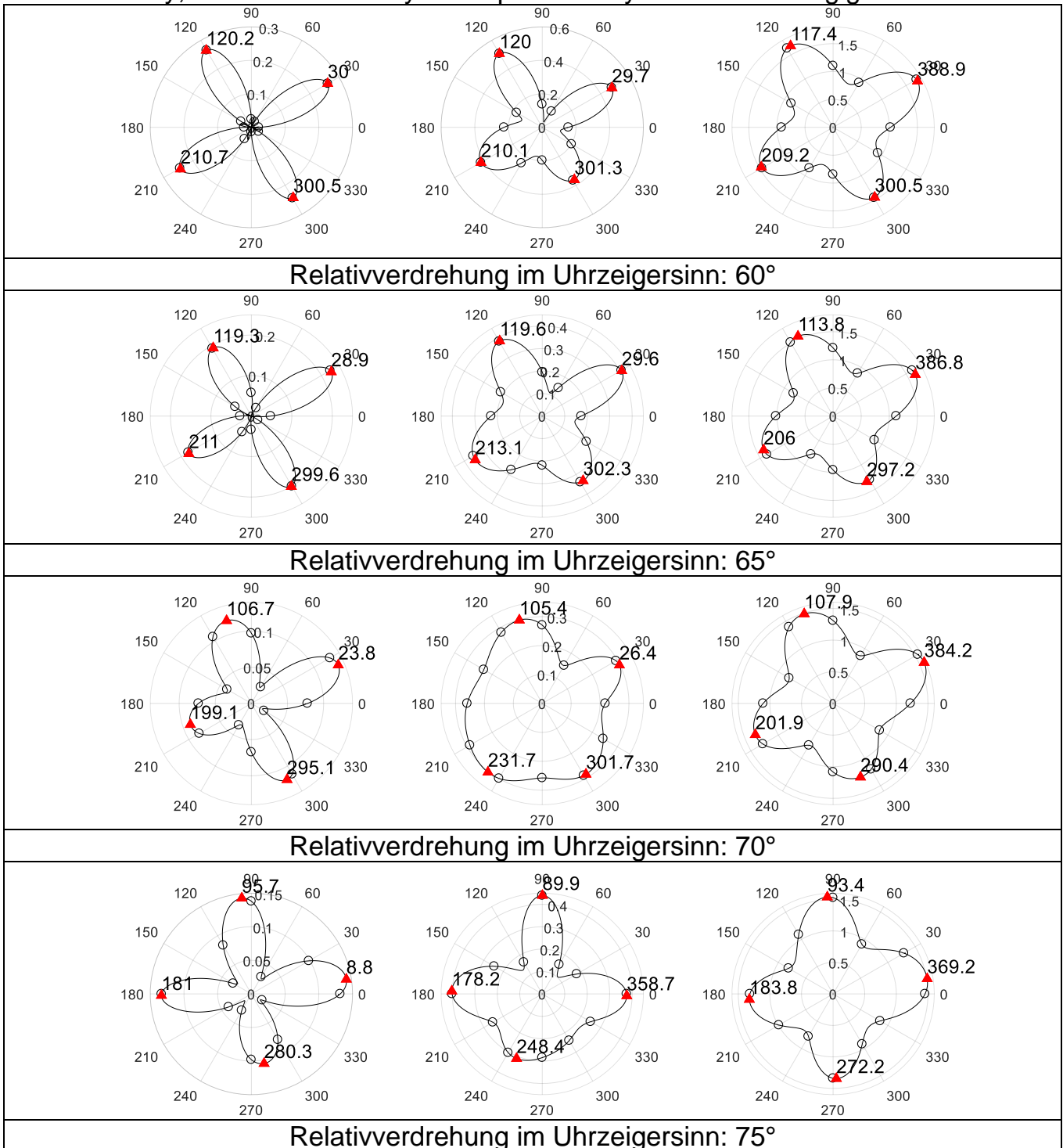


Tabelle 0-4 (5): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

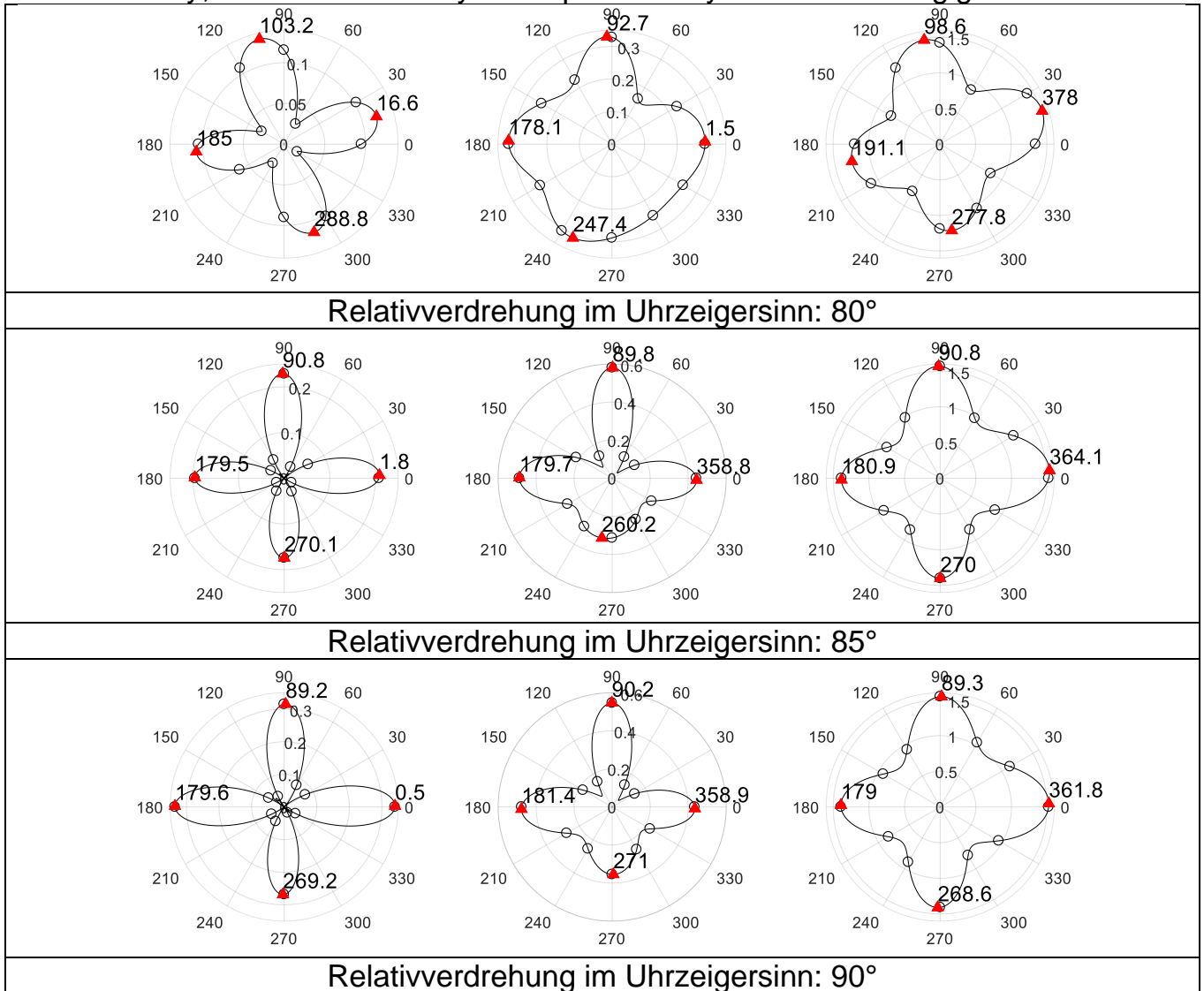


Tabelle 0-5 (1): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

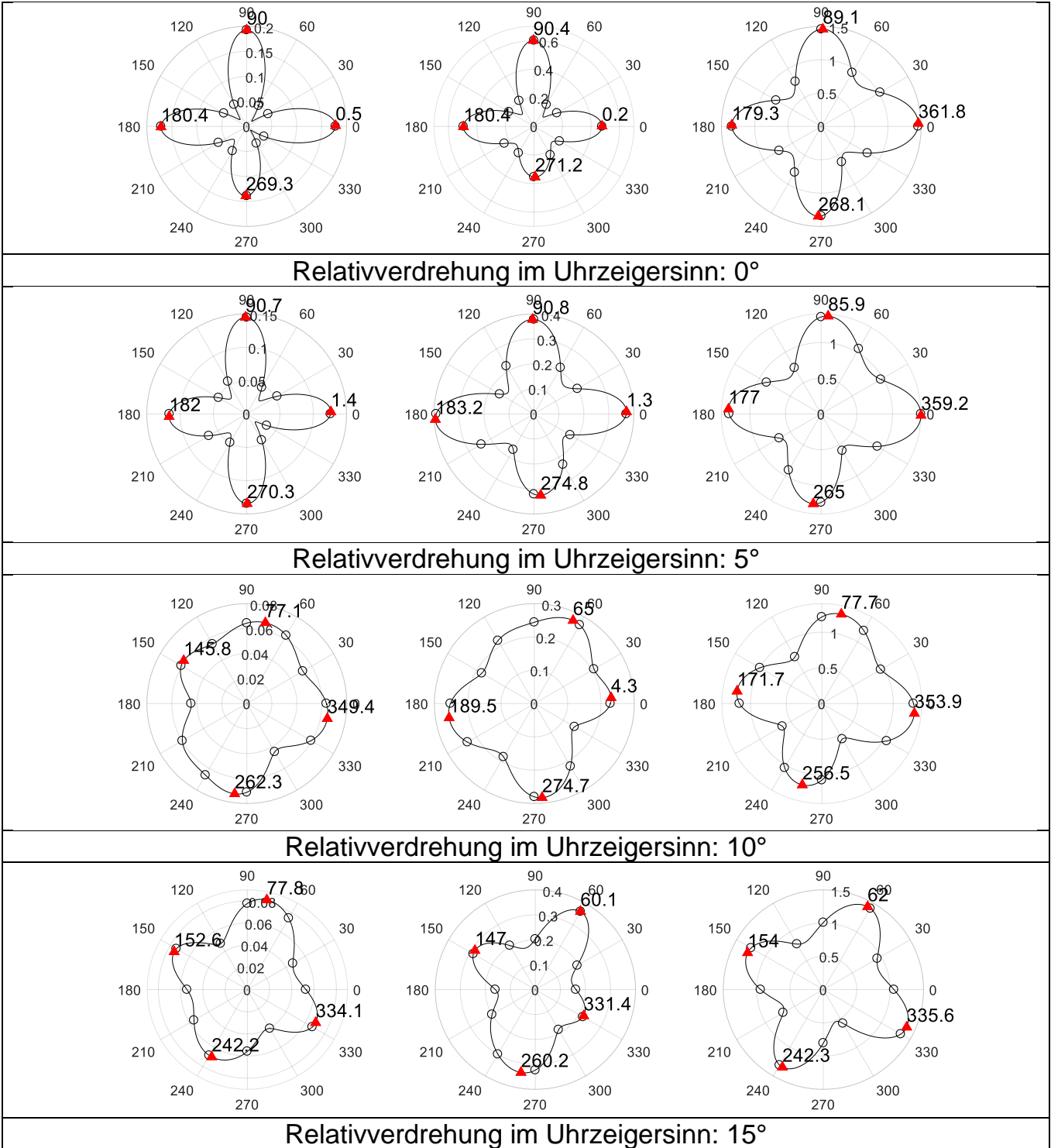


Tabelle 0-5 (2): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

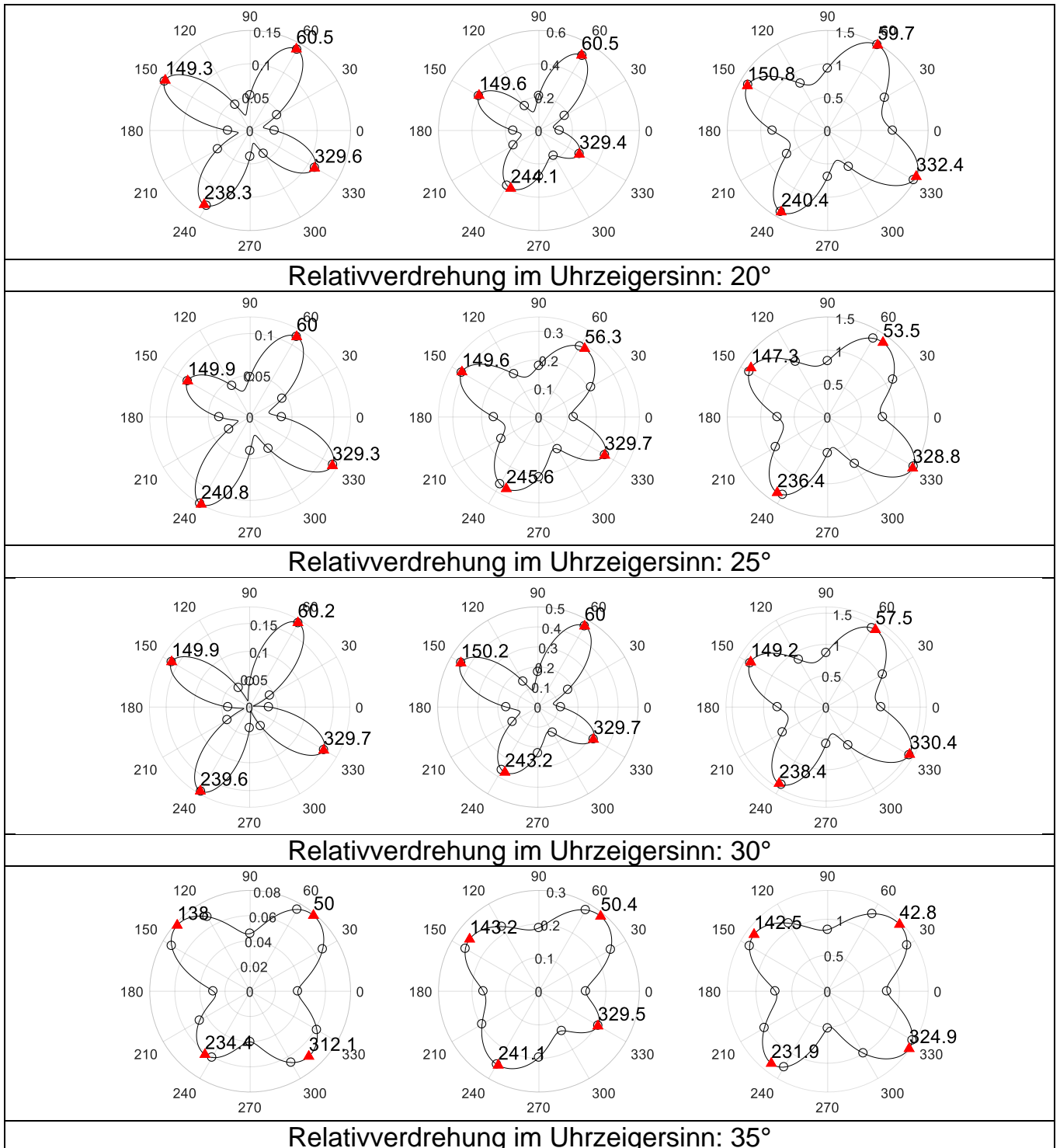


Tabelle 0-5 (3): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

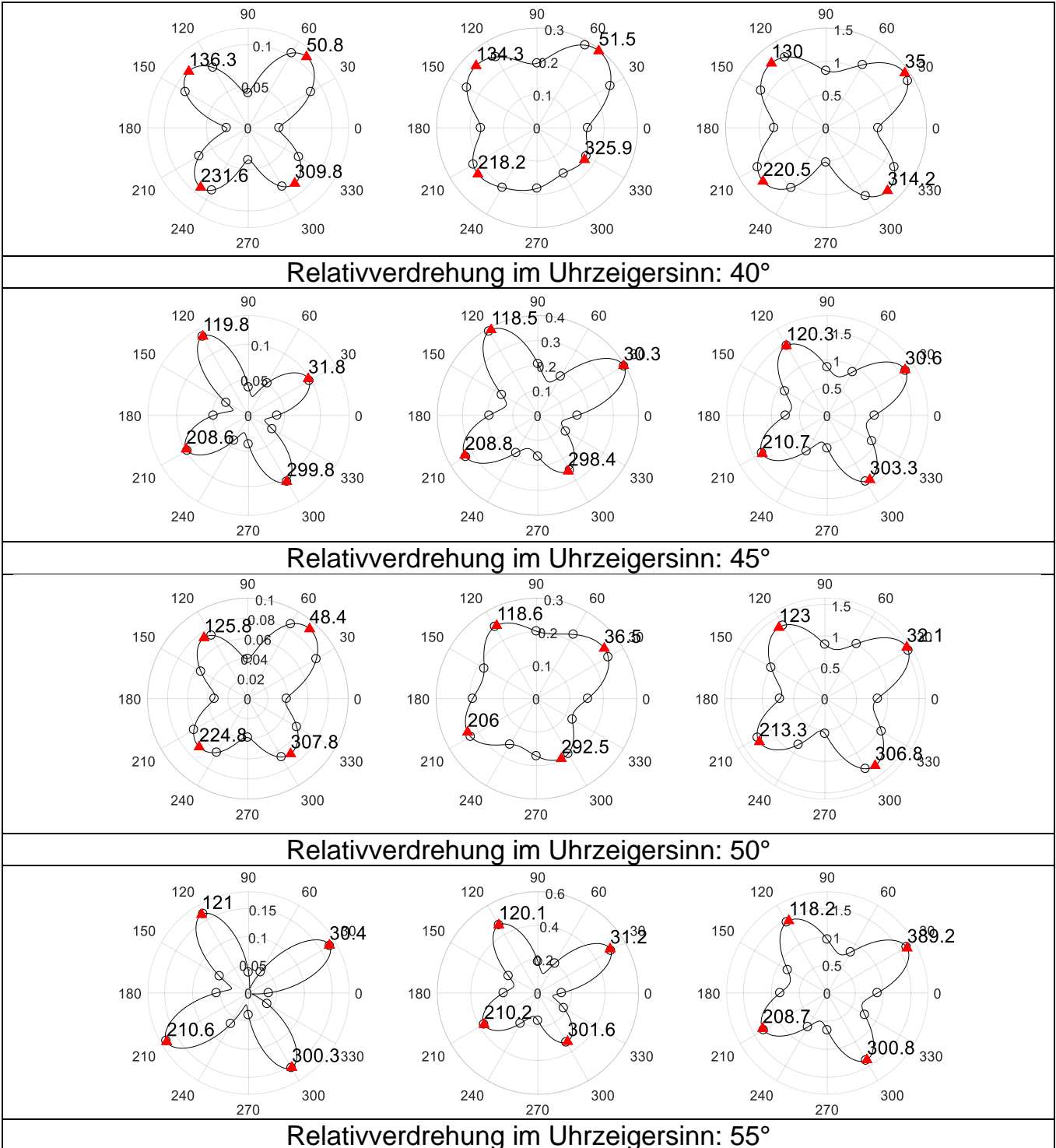


Tabelle 0-5 (4): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

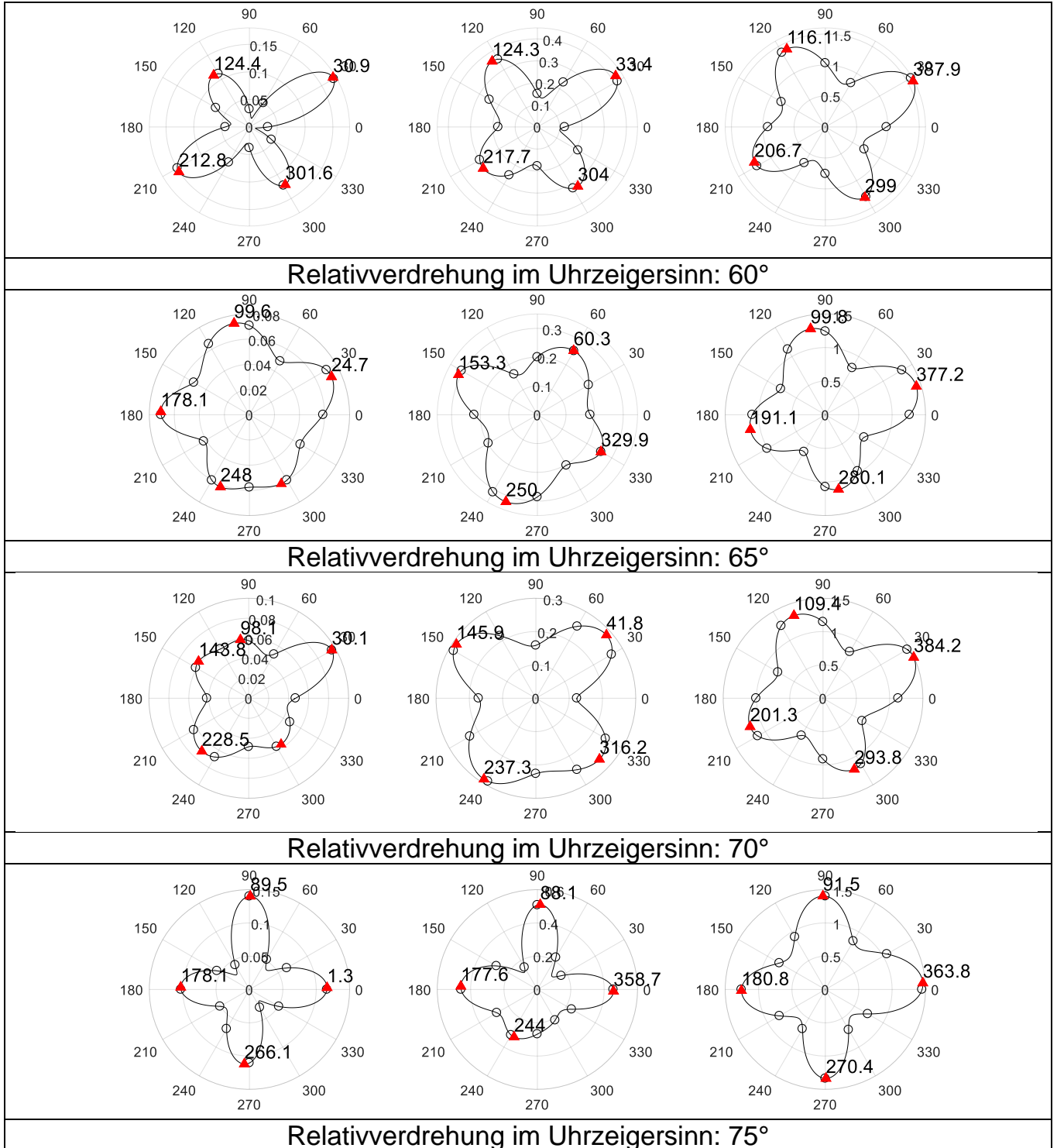


Tabelle 0-5 (5): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

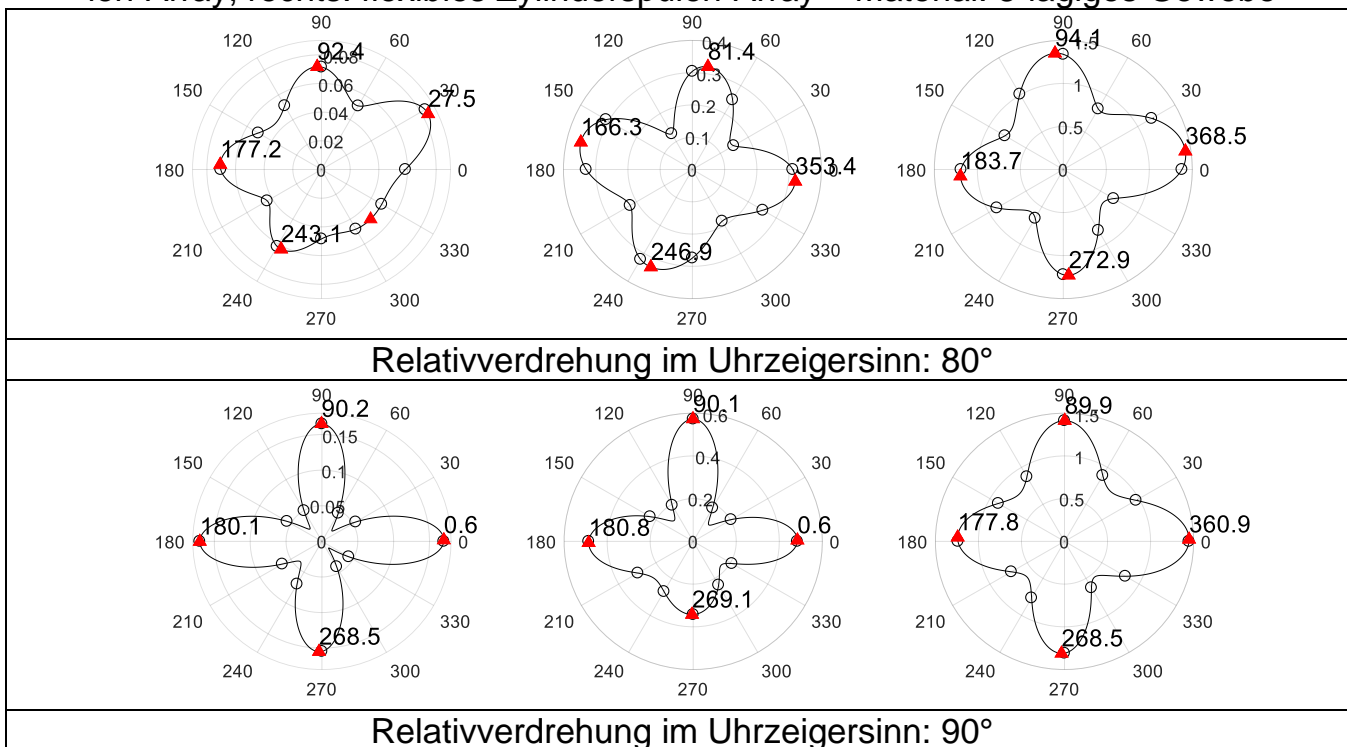


Tabelle 0-6 (1): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

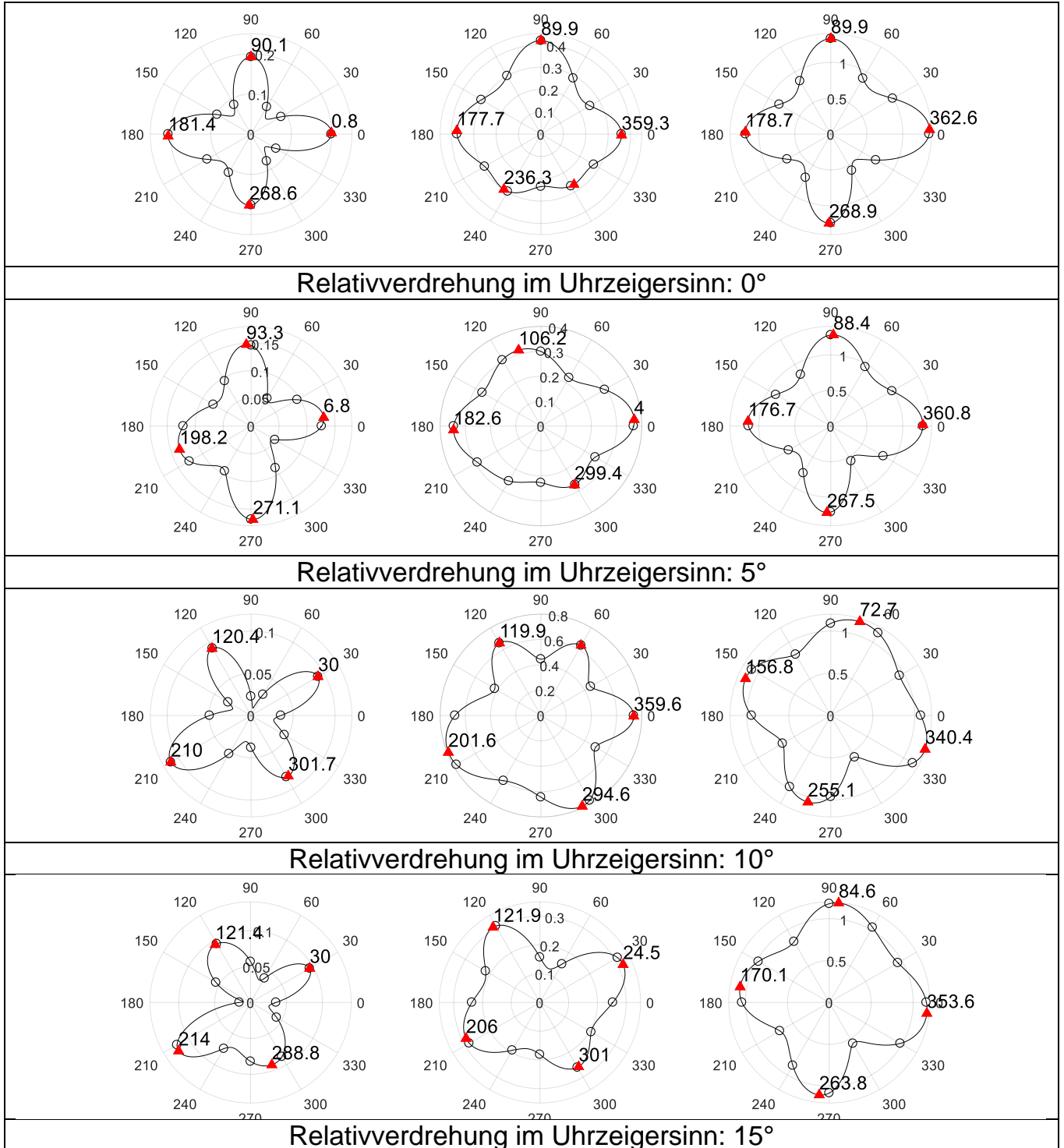


Tabelle 0-6 (2): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

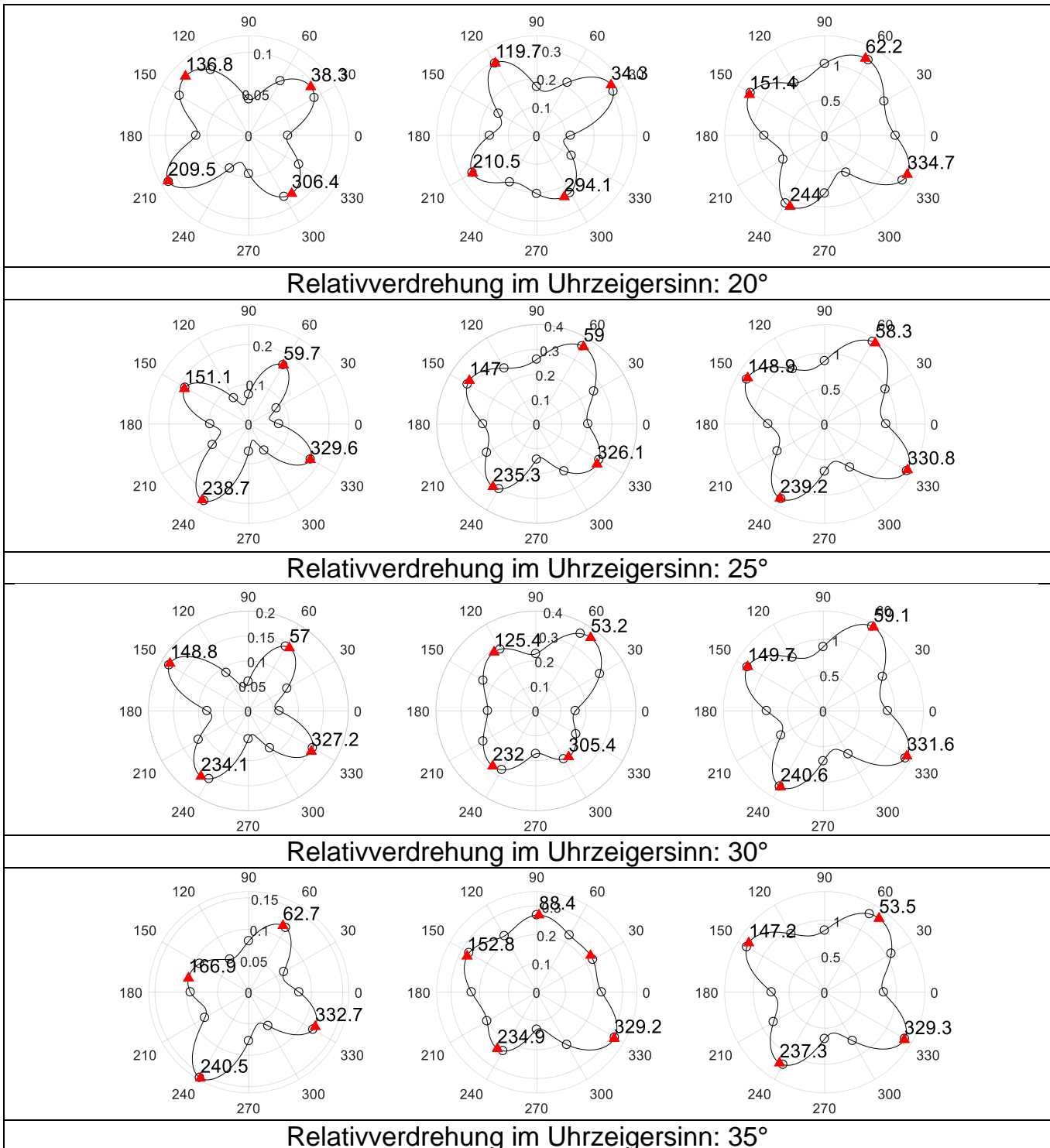


Tabelle 0-6 (3): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

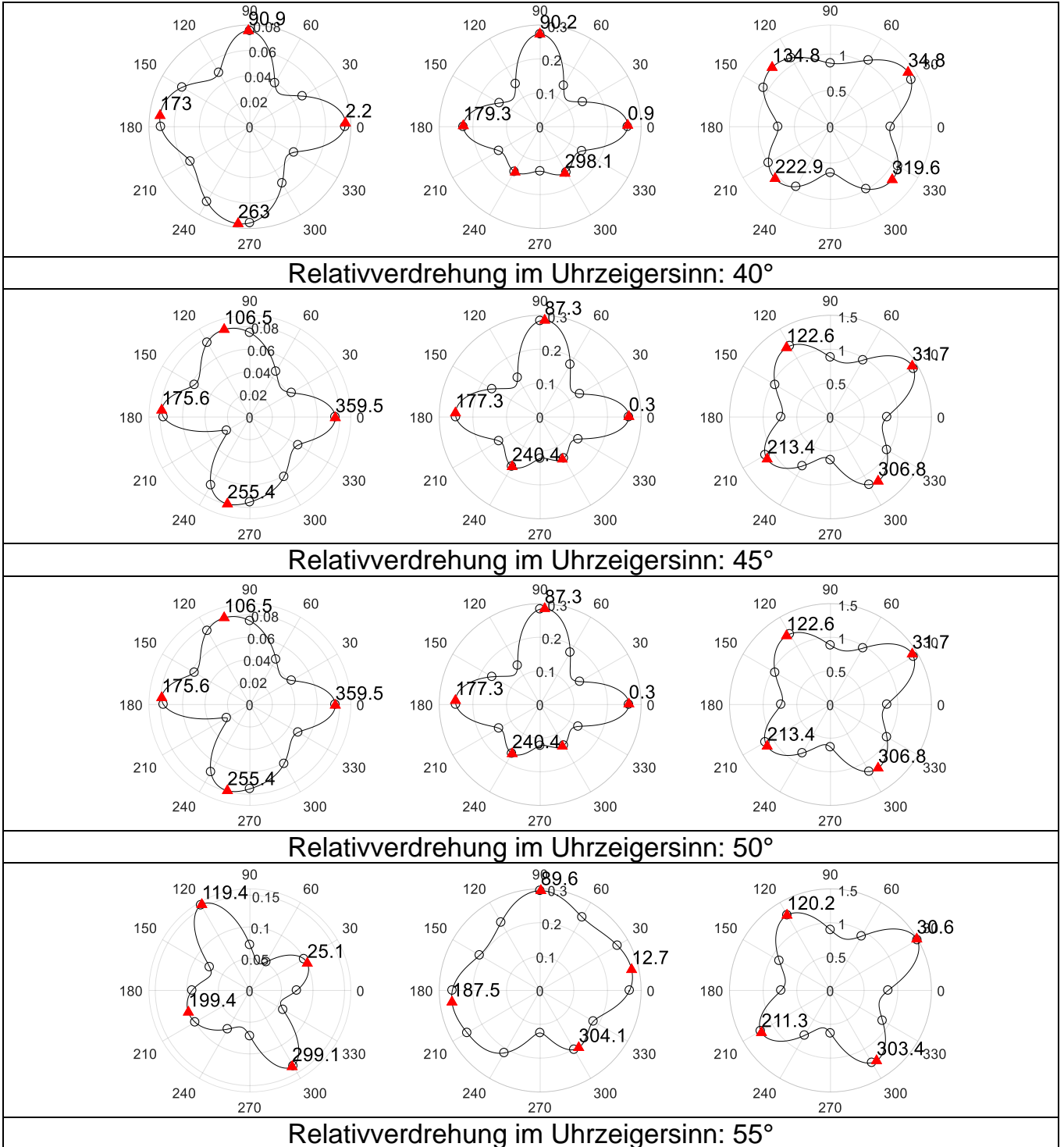


Tabelle 0-6 (4): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

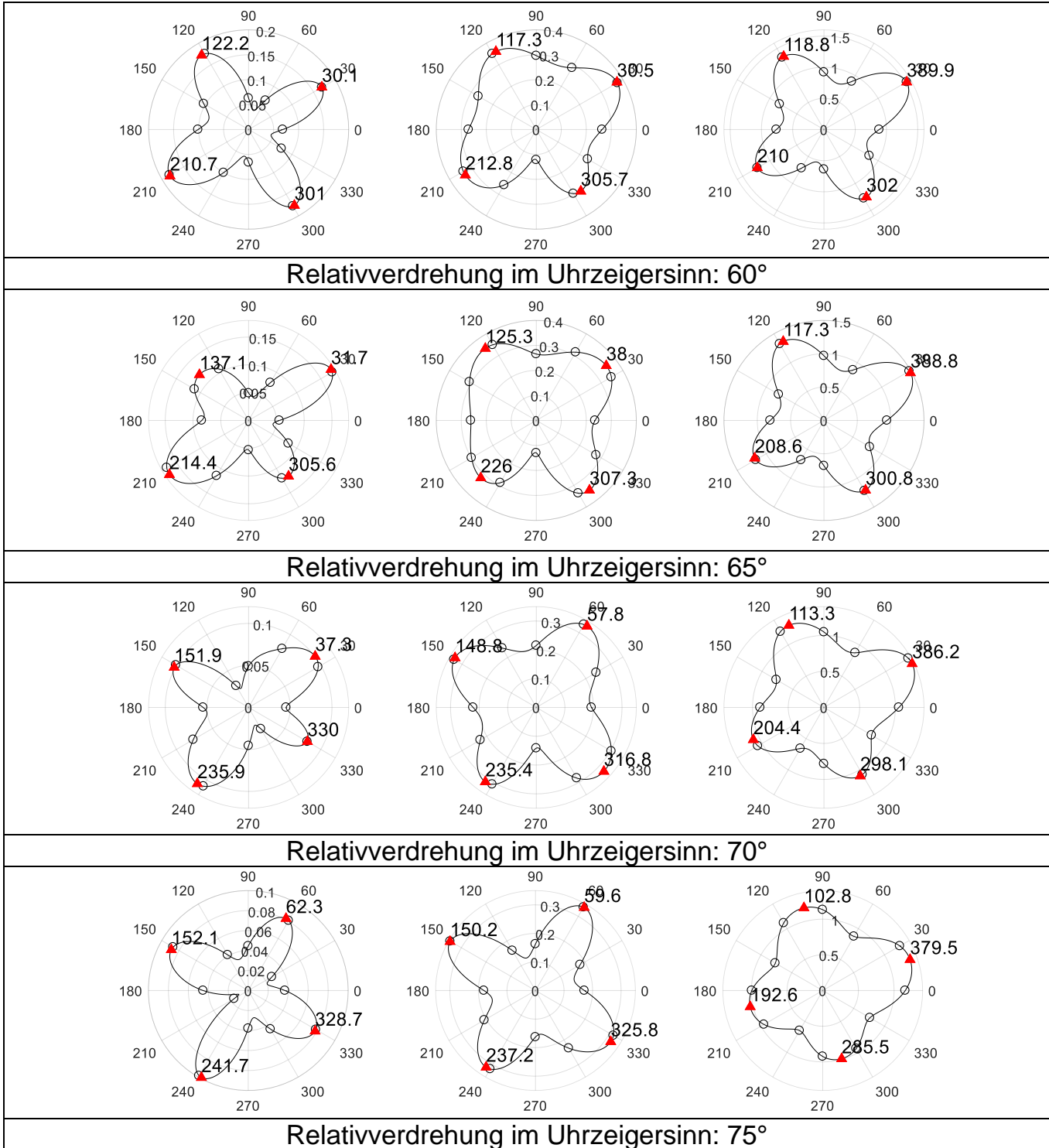


Tabelle 0-6 (5): Statisch referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

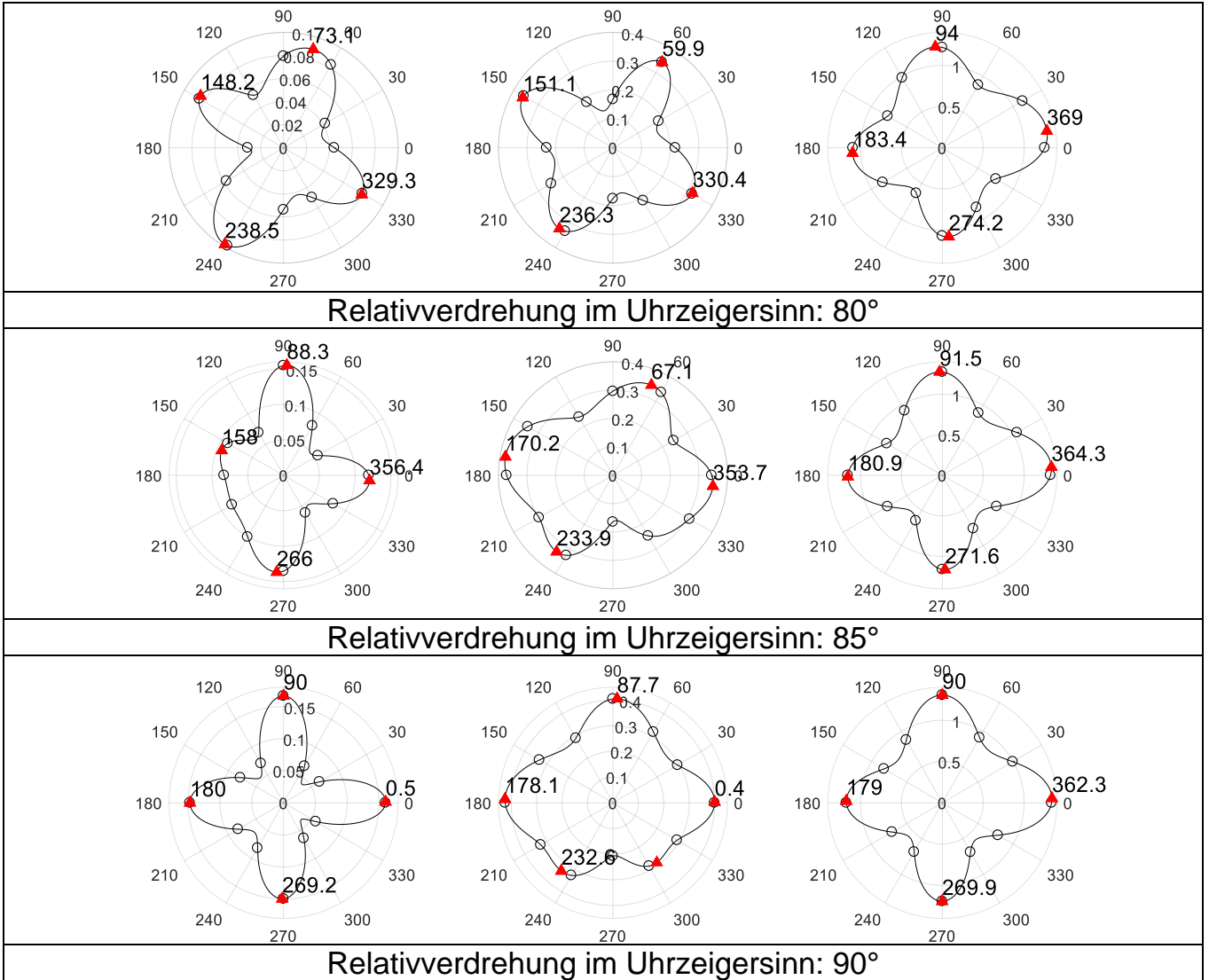


Tabelle 0-7 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

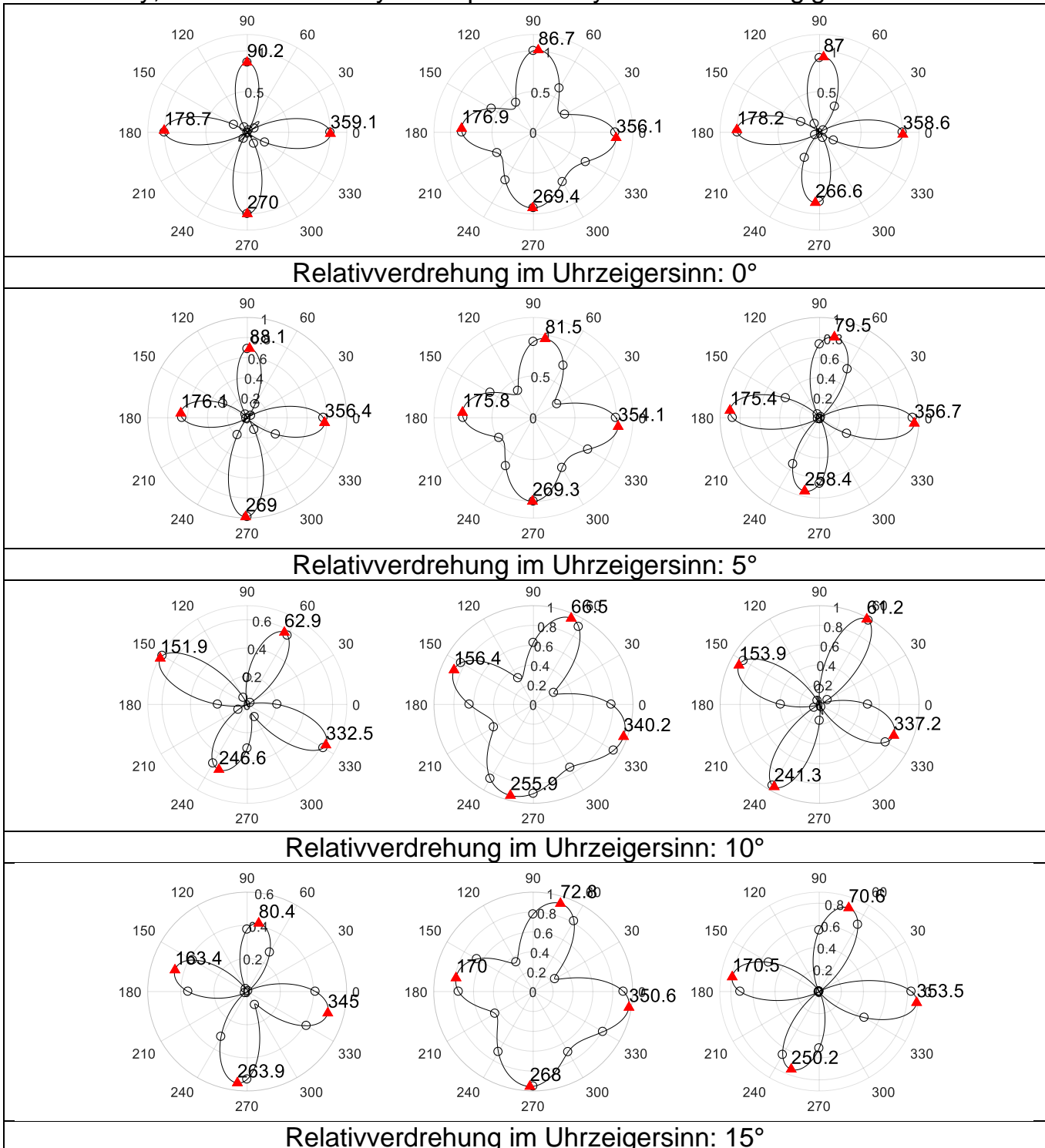


Tabelle 0-7 (2): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

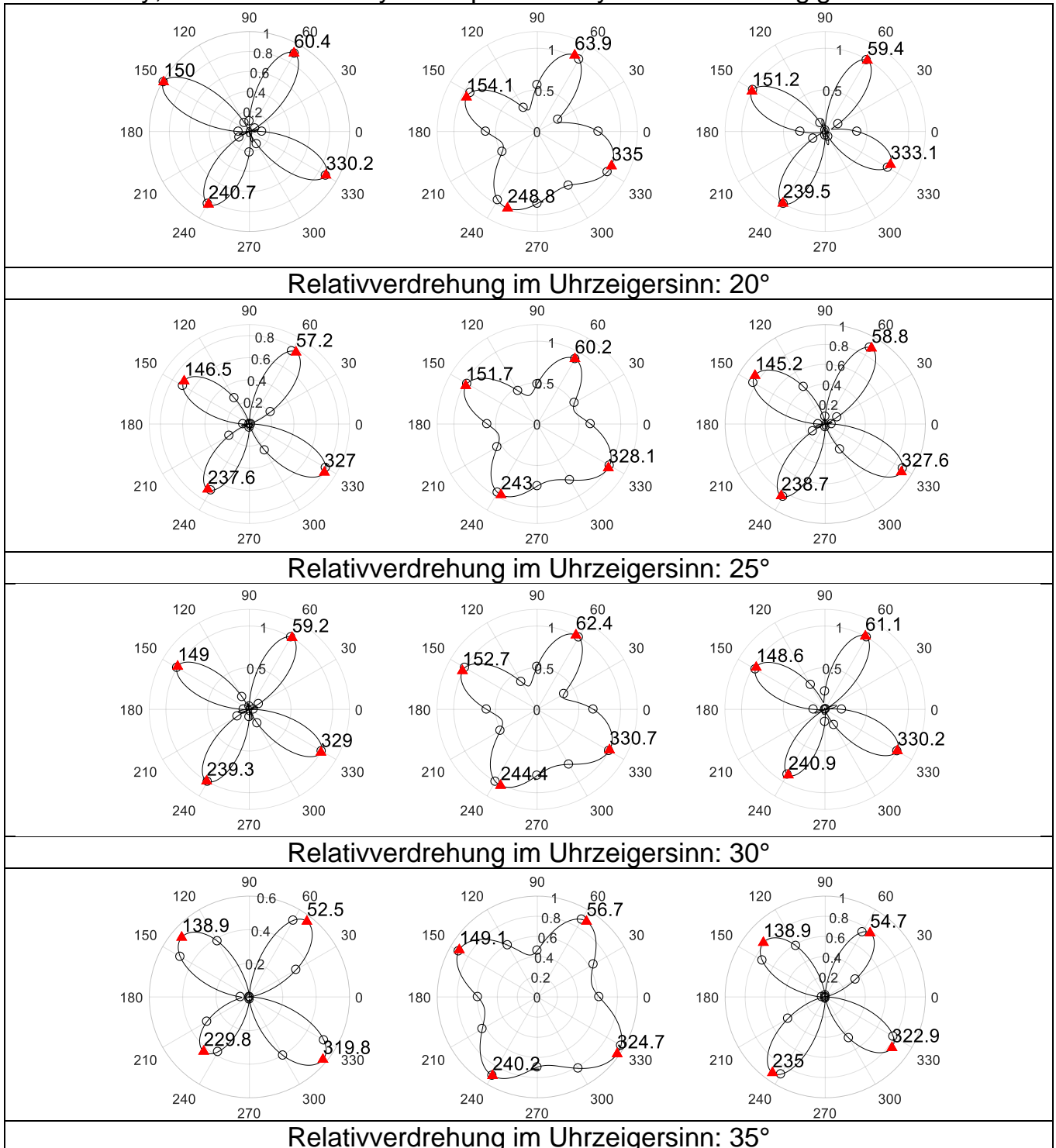


Tabelle 0-7 (3): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

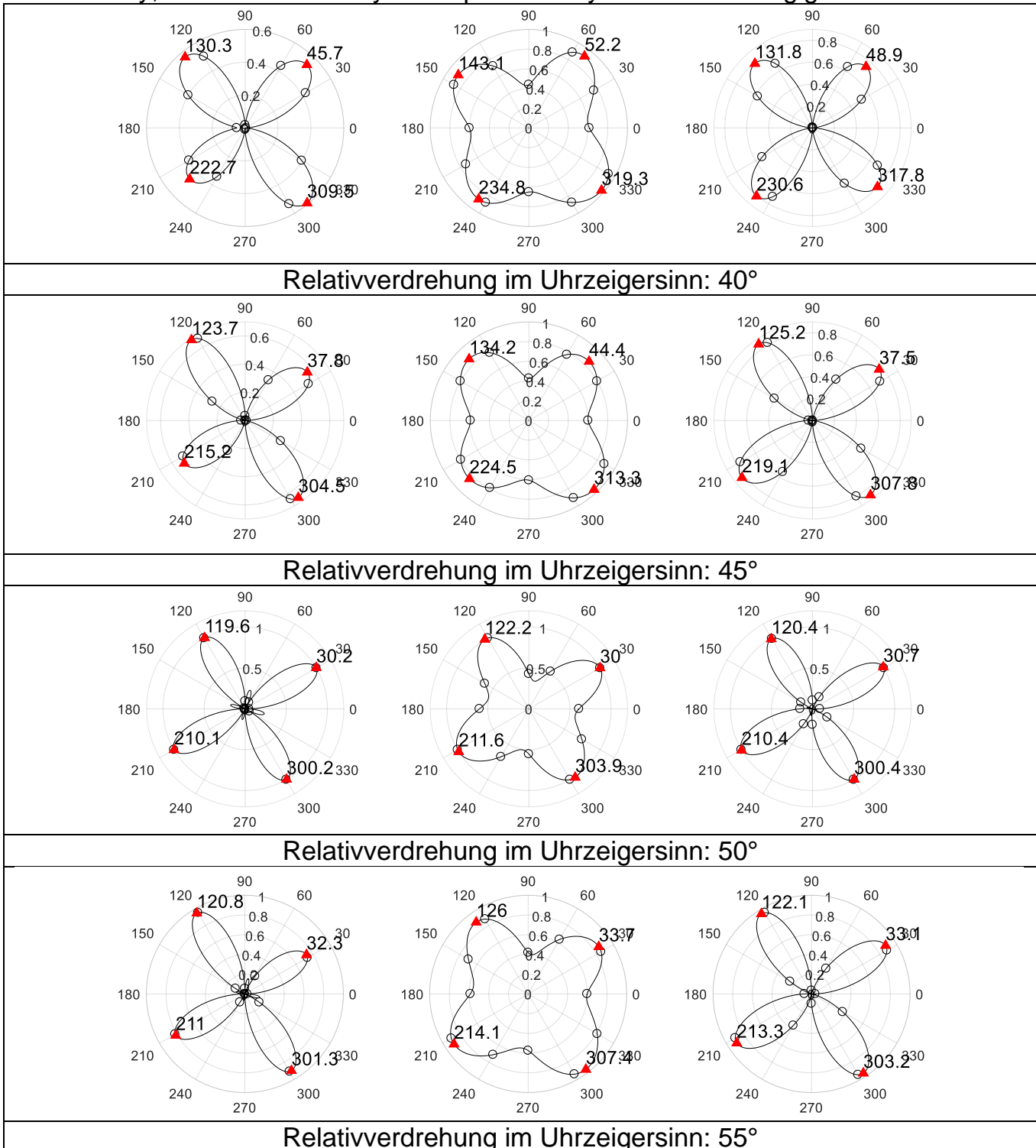


Tabelle 0-7 (4): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

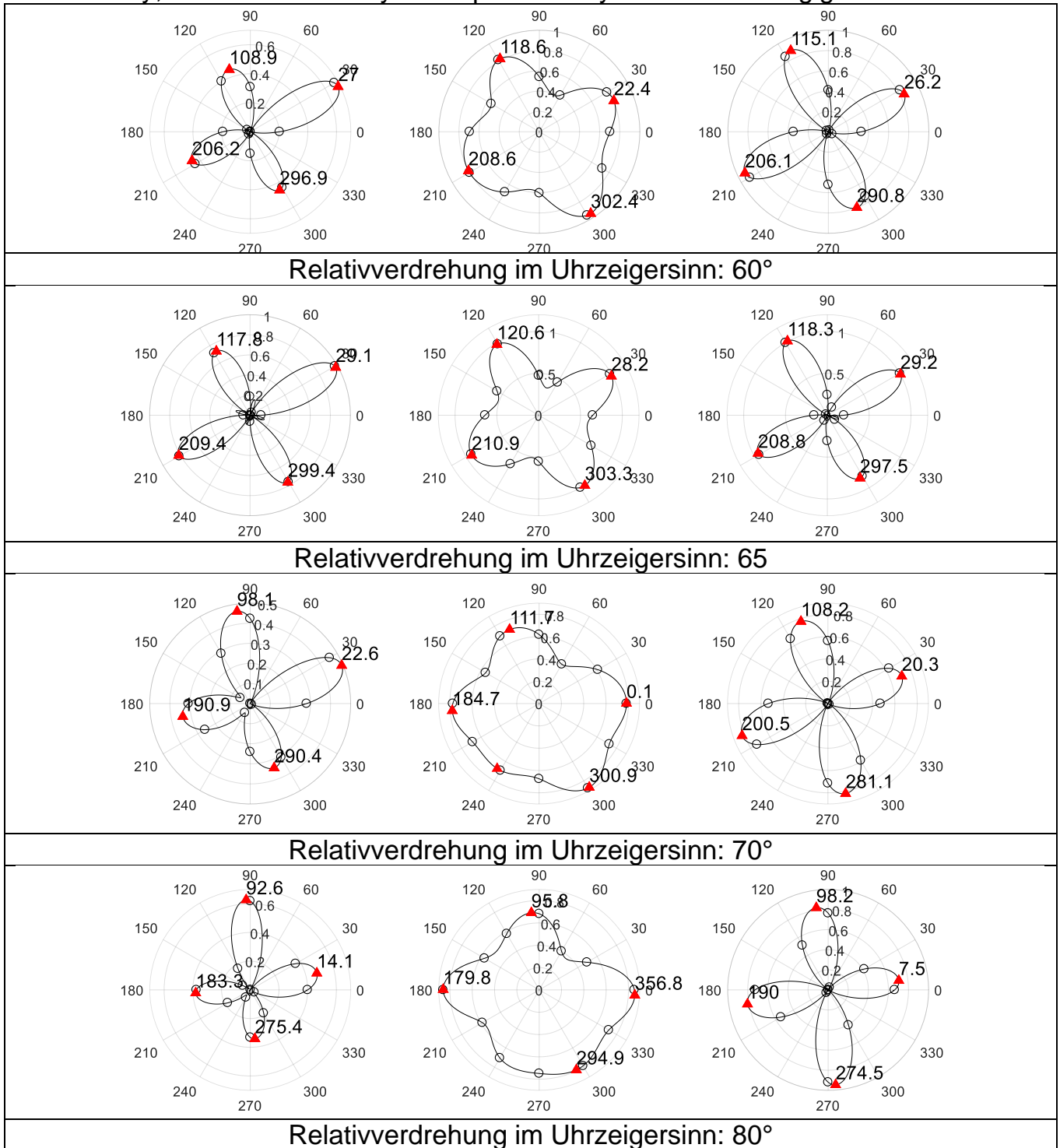


Tabelle 0-7 (5): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 1-lagiges Gewebe

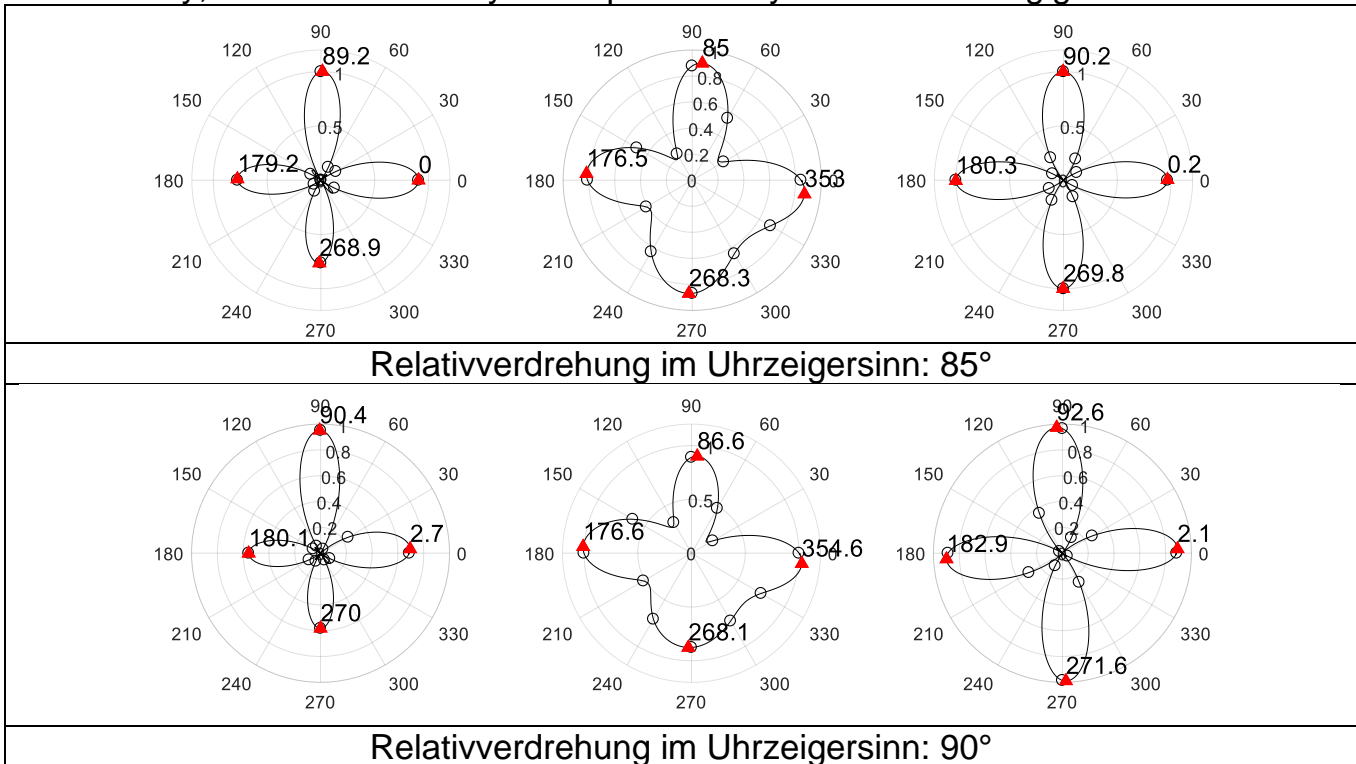


Tabelle 0-8 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

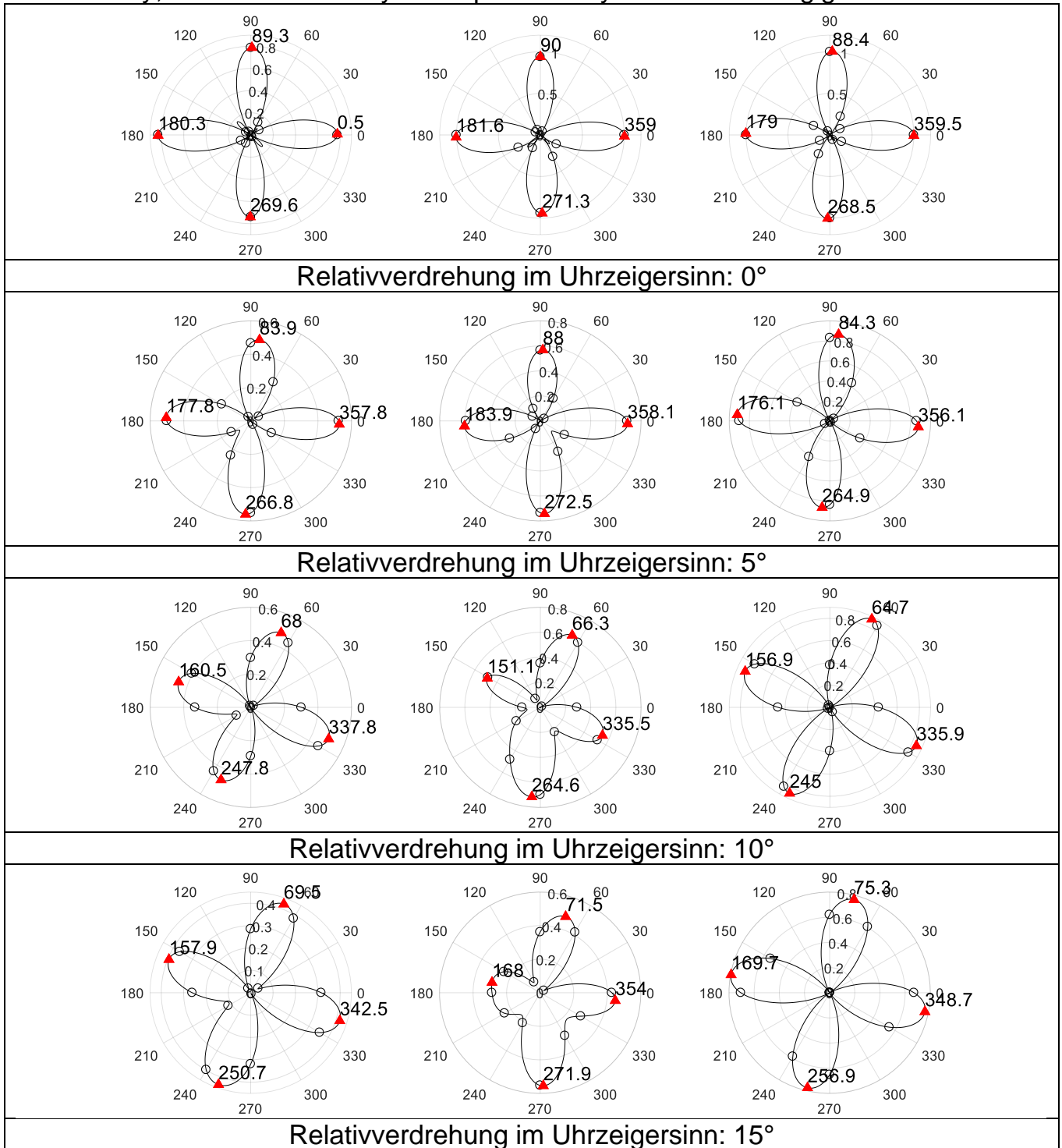


Tabelle 0-8 (2): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

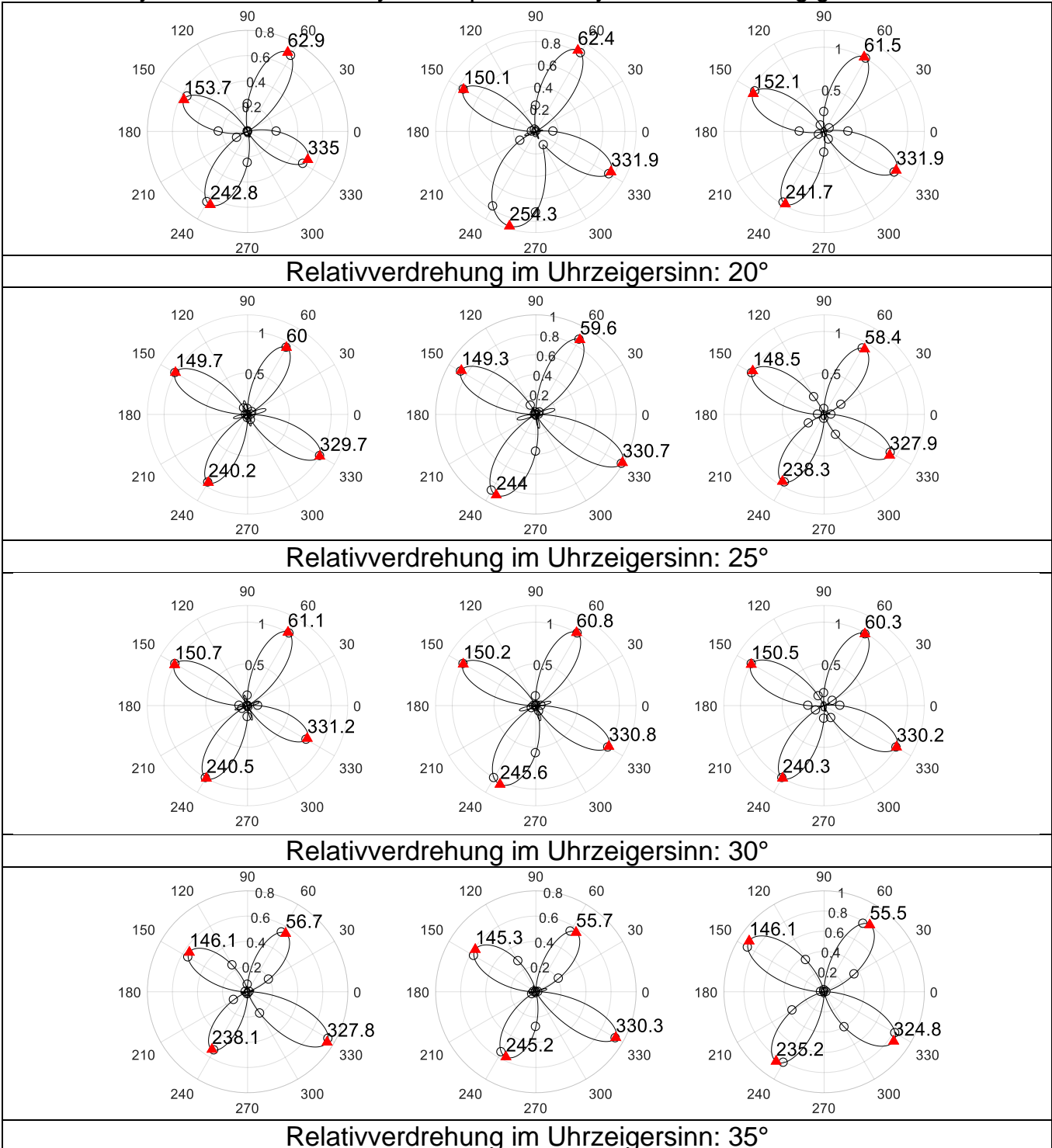


Tabelle 0-8 (3): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

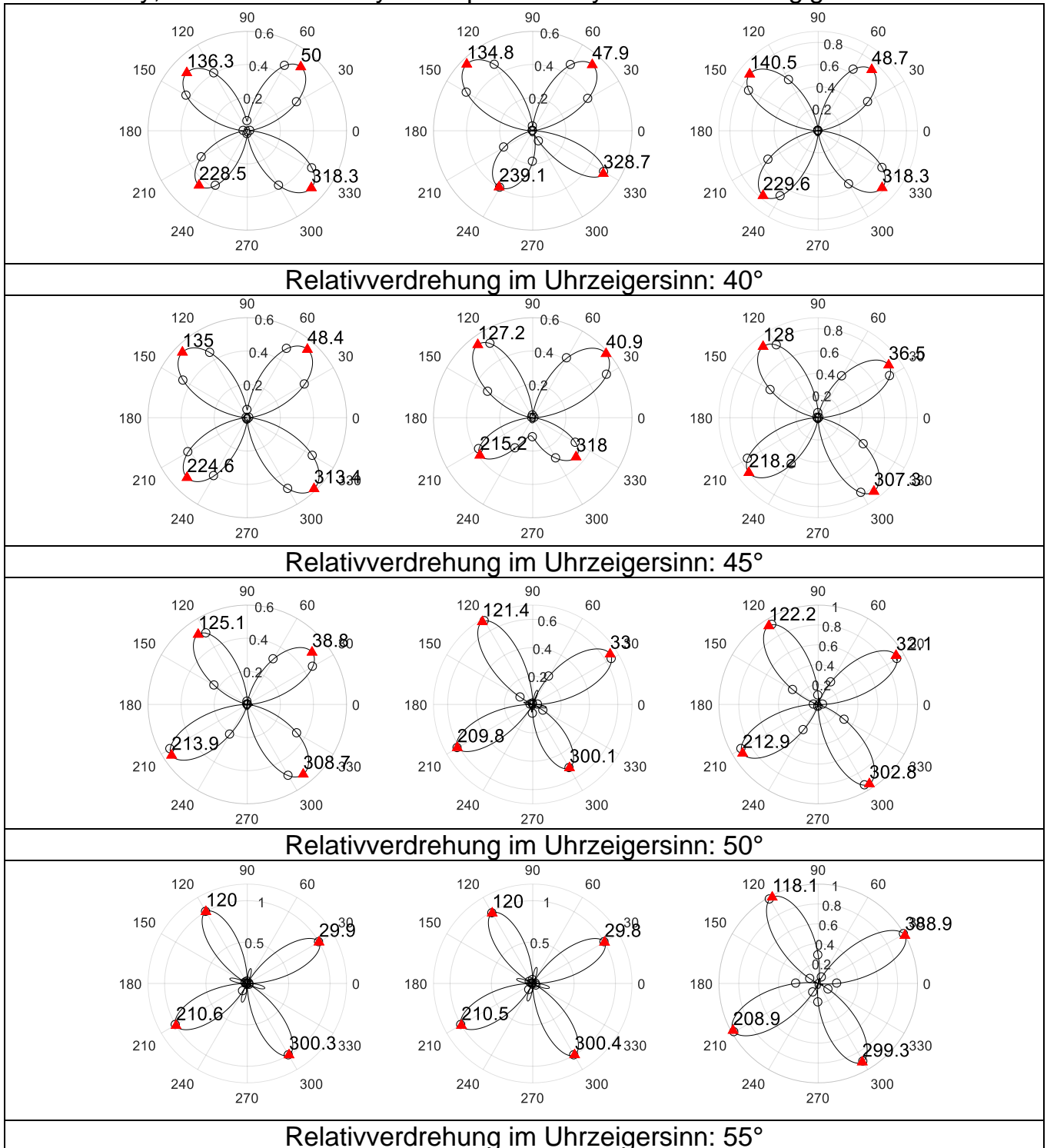


Tabelle 0-8 (4): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

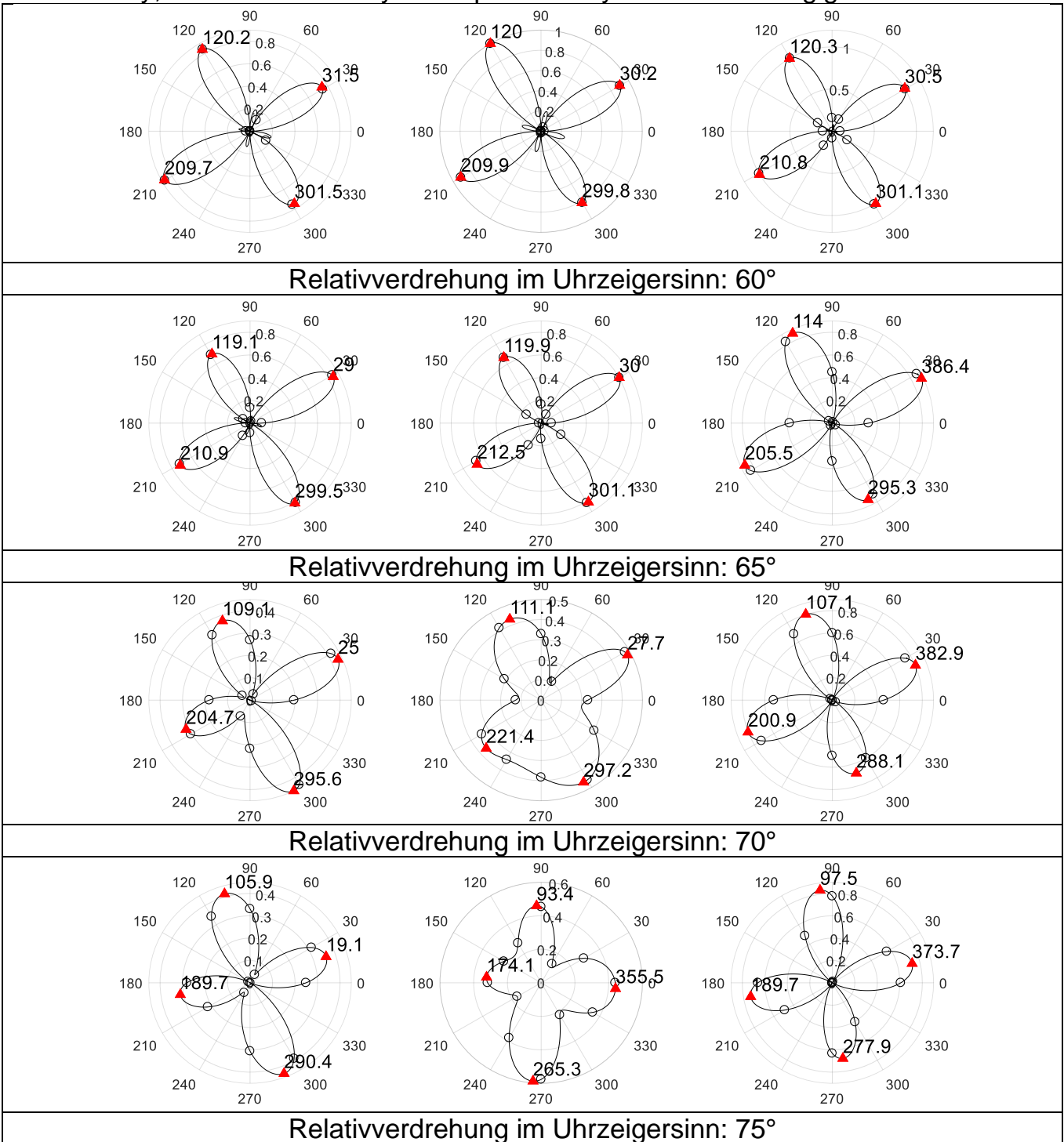


Tabelle 0-8 (5): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 2-lagiges Gewebe

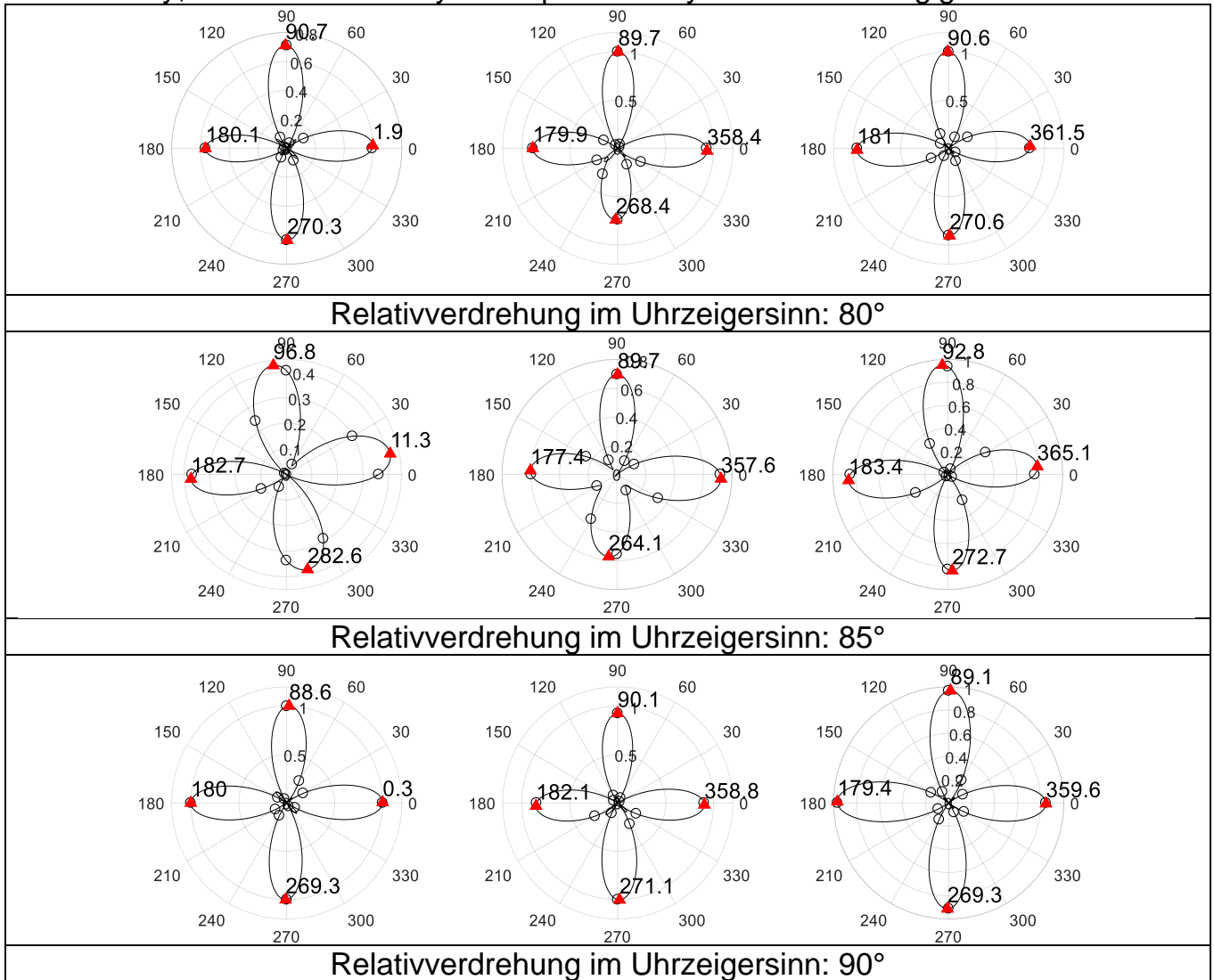


Tabelle 0-9 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

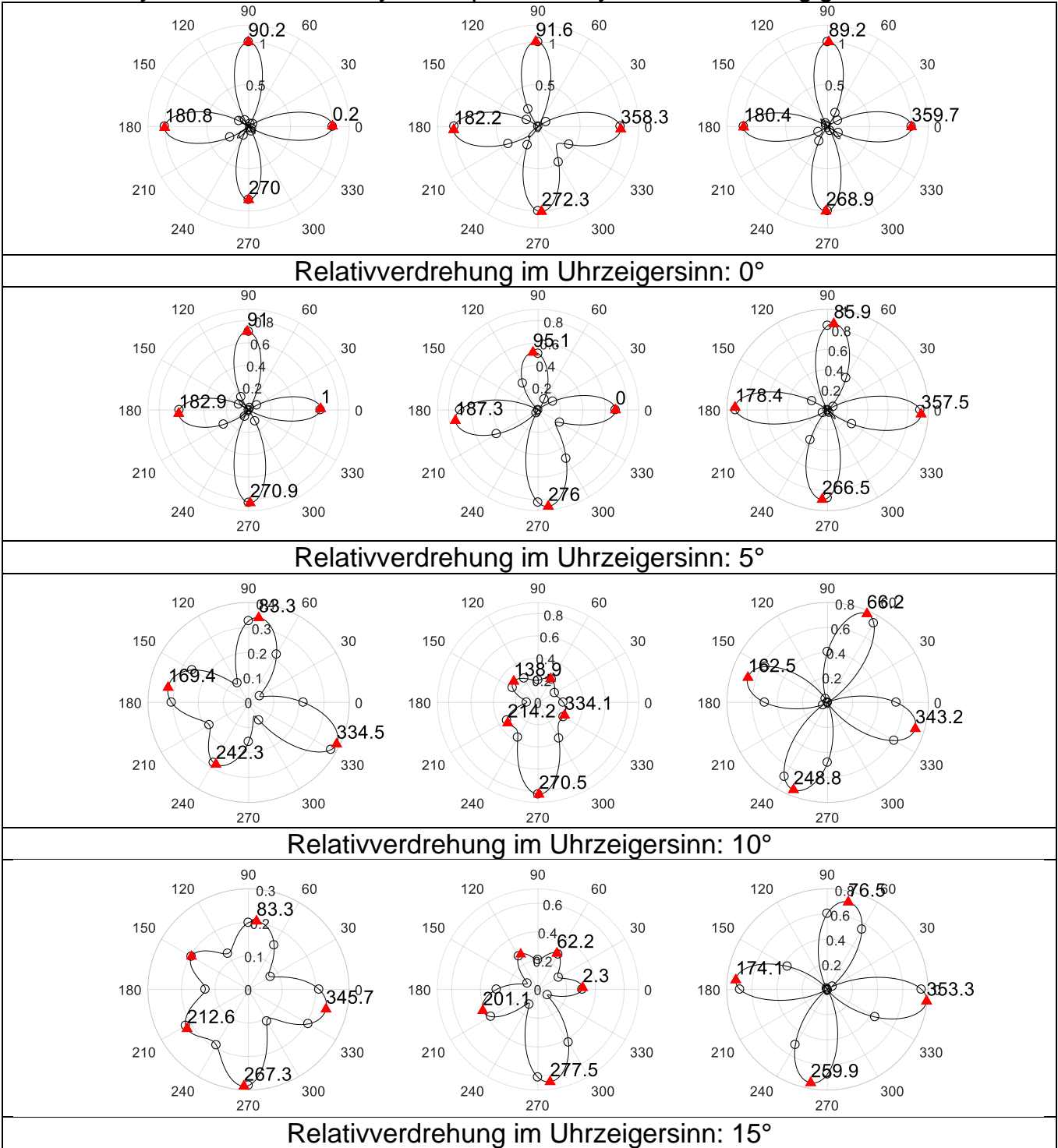


Tabelle 0-9 (2): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

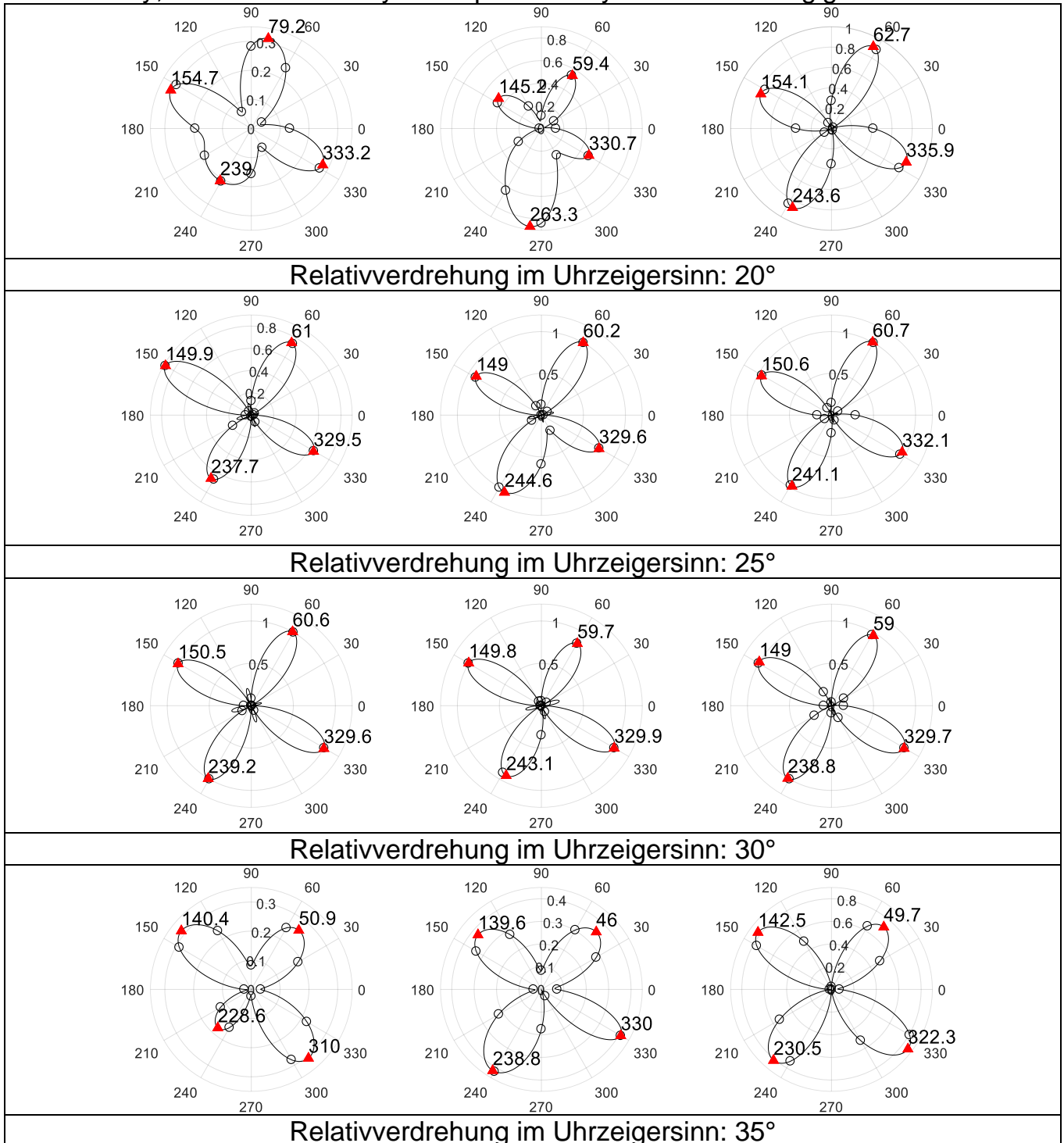


Tabelle 0-9 (3): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

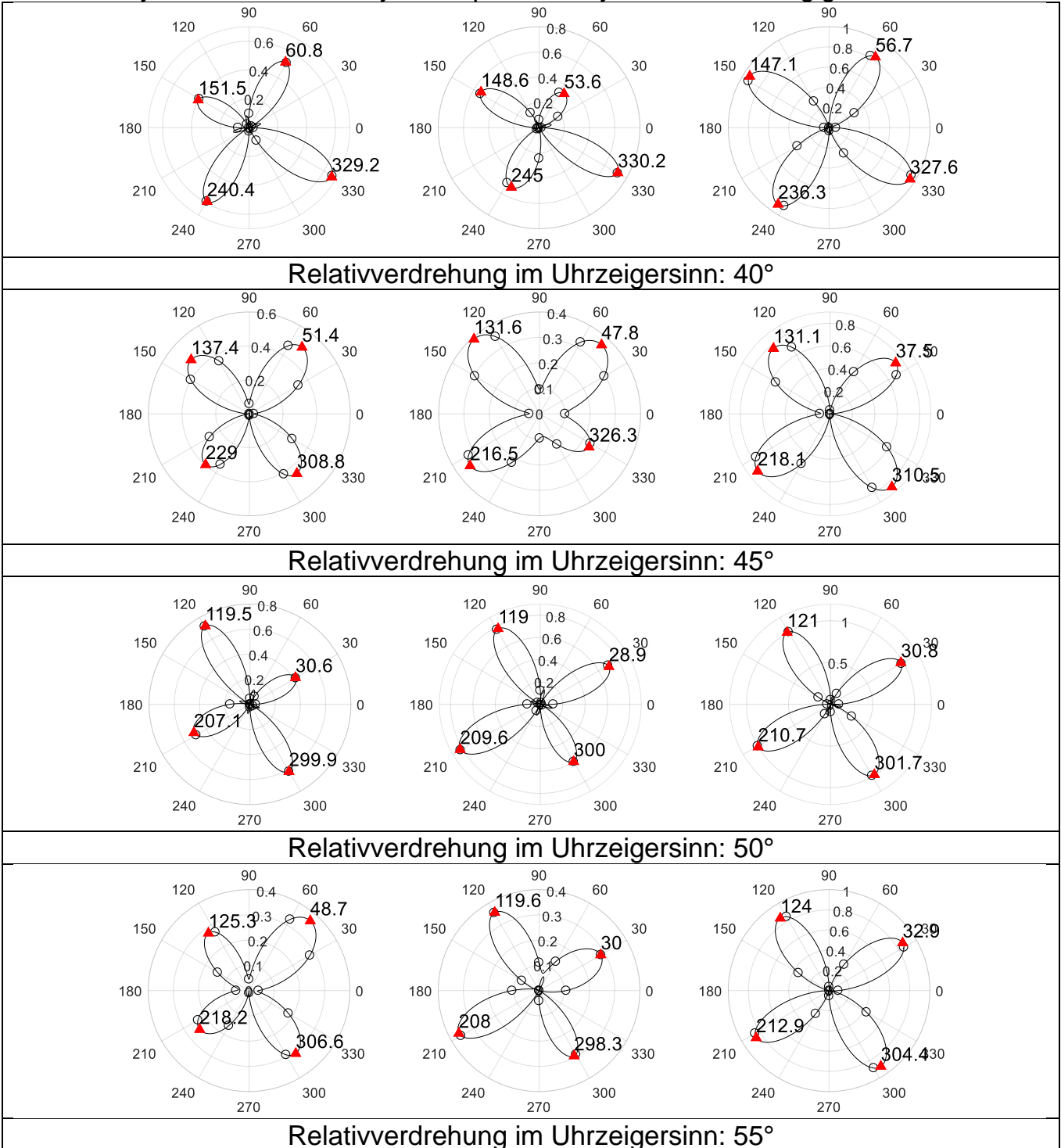


Tabelle 0-9 (4): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

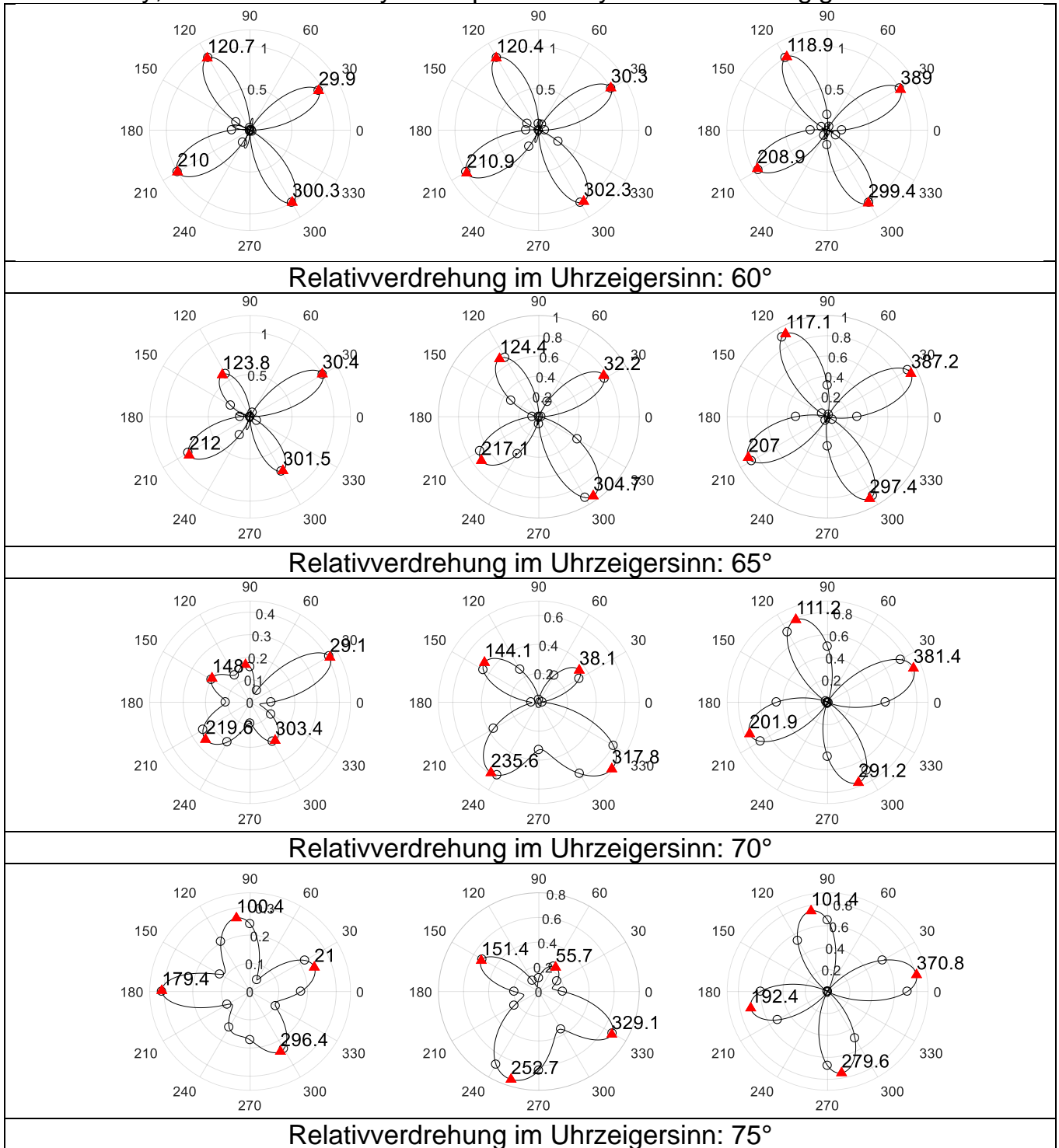


Tabelle 0-9 (5): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 3-lagiges Gewebe

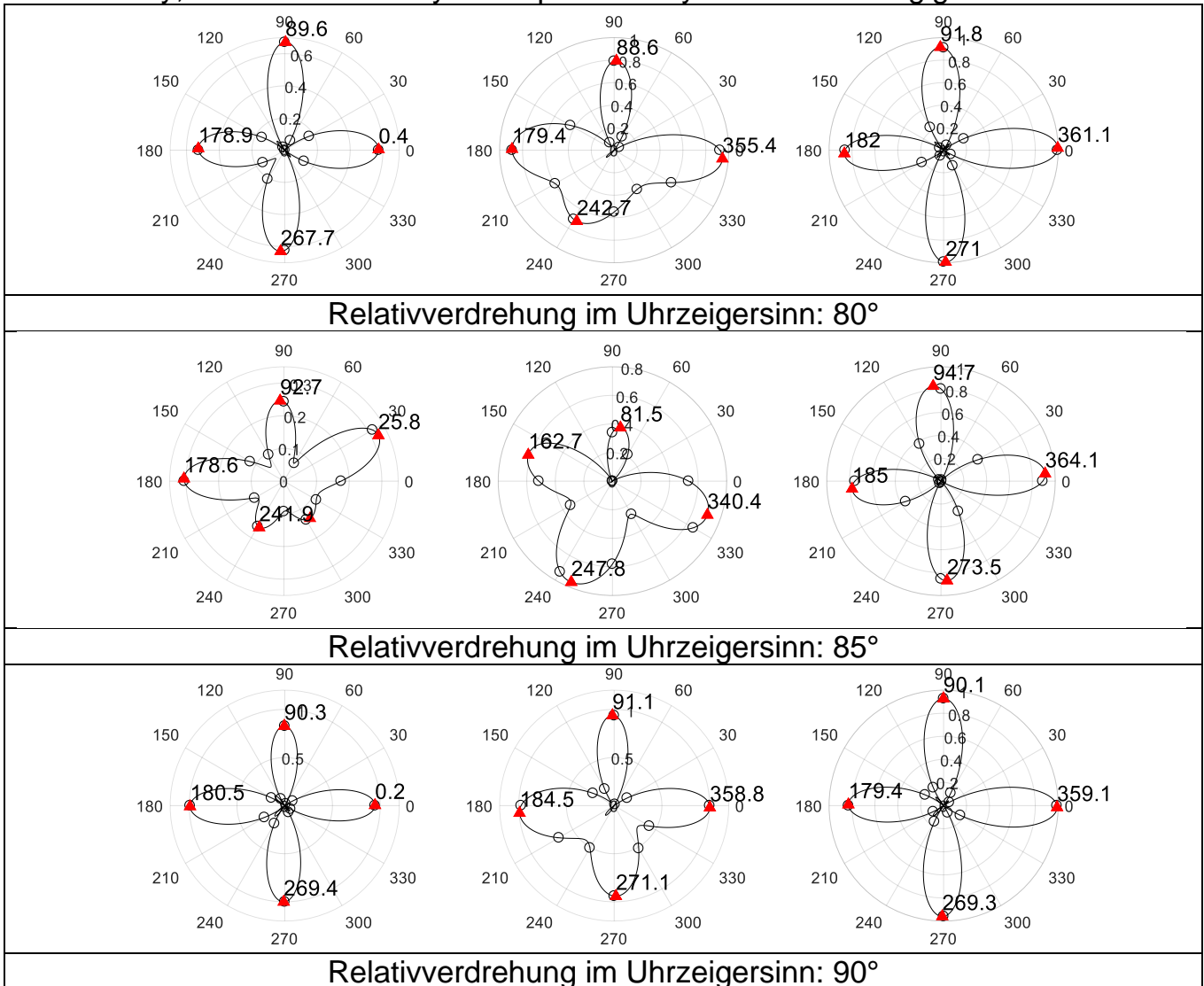


Tabelle 0-10 (1): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

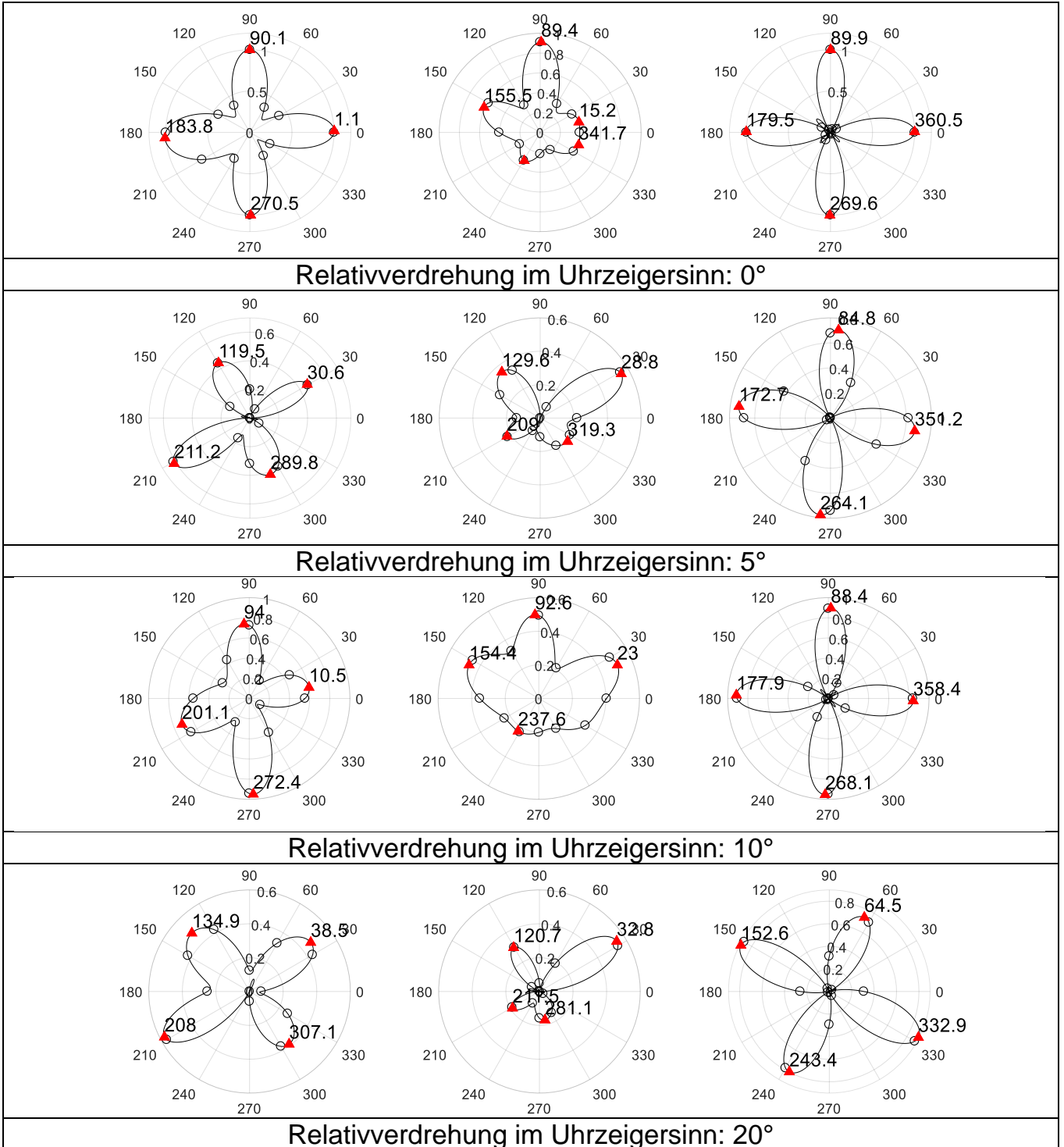


Tabelle 0-10 (2): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

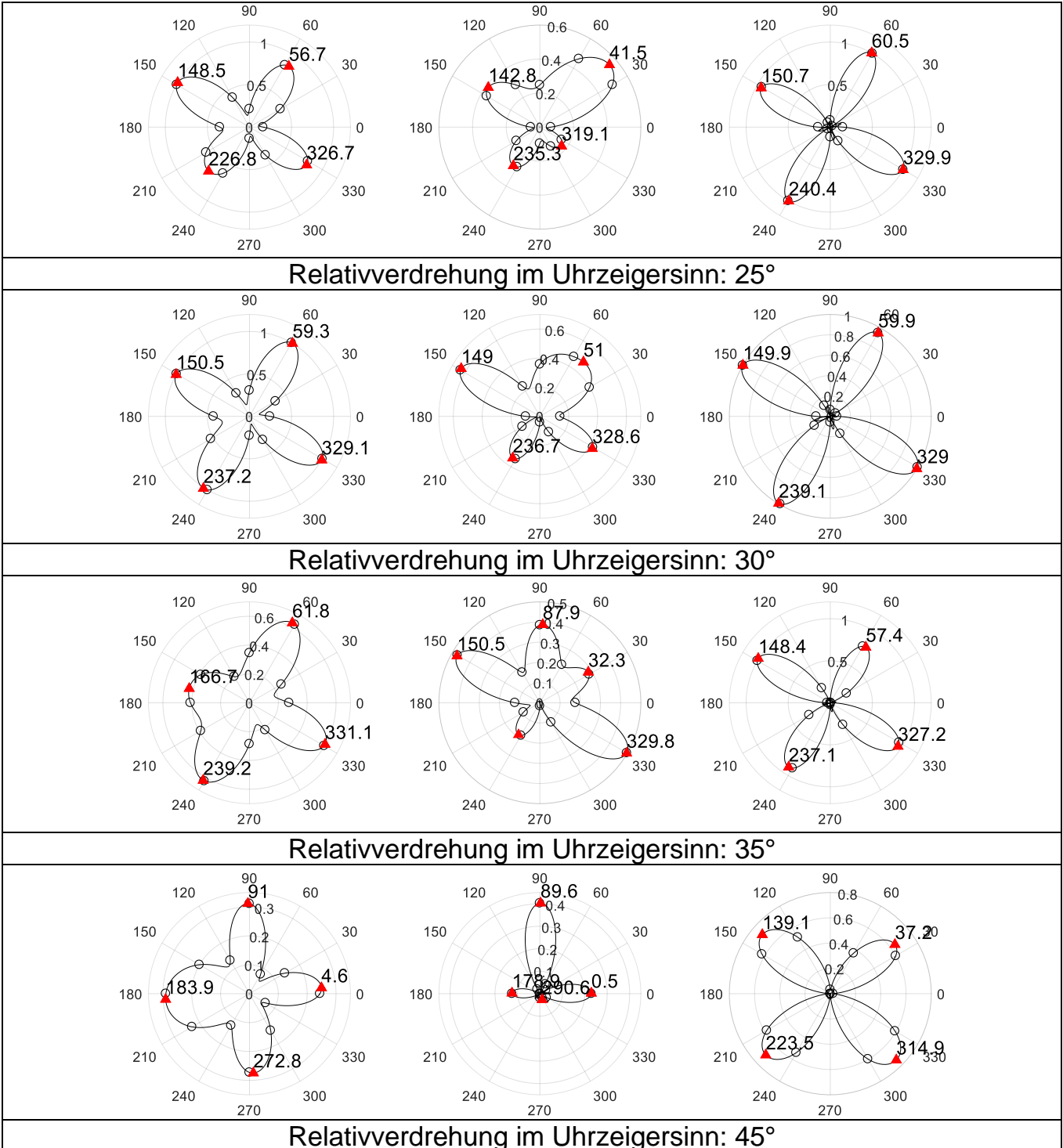


Tabelle 0-10 (3): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

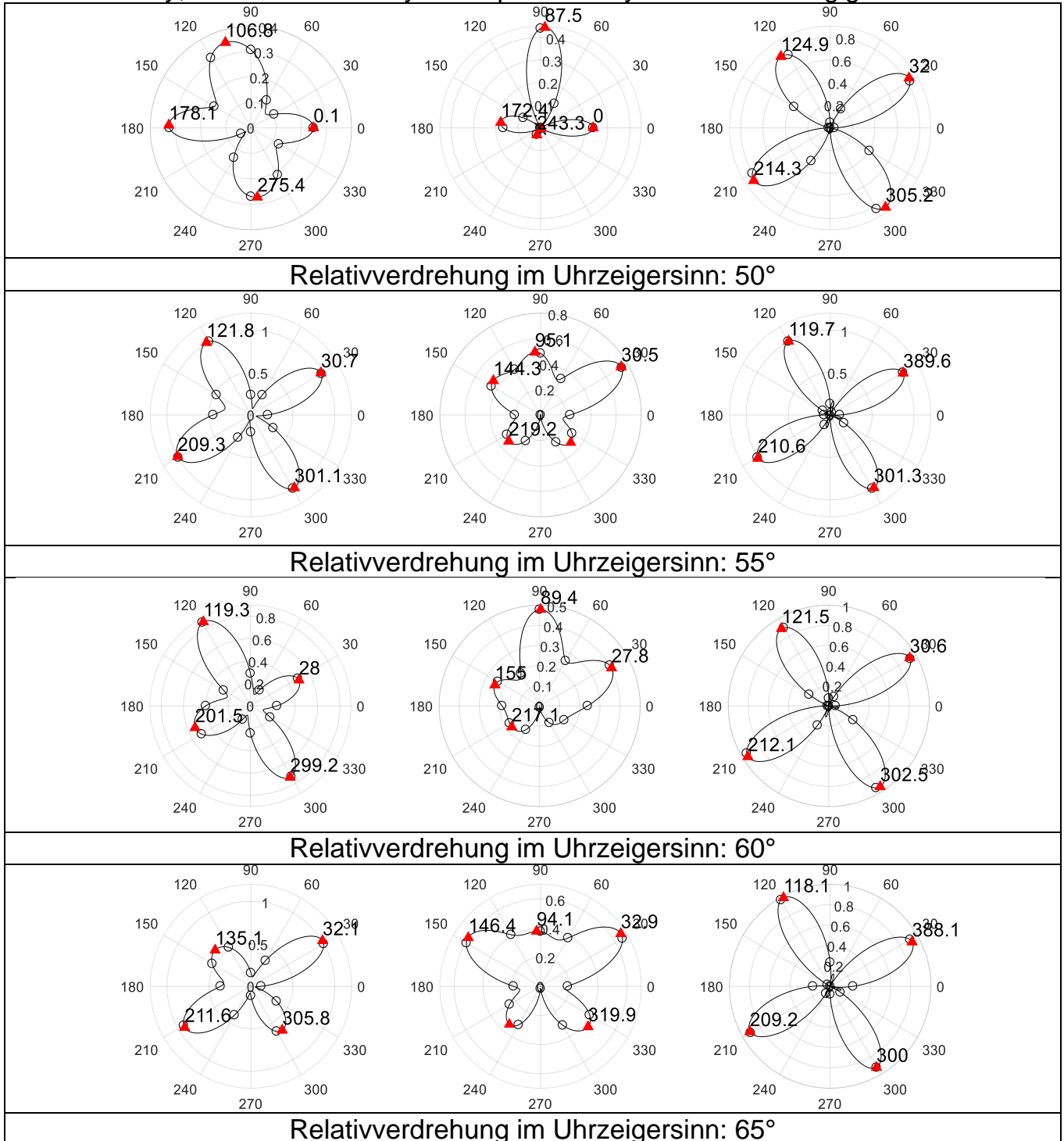


Tabelle 0-10 (4): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe

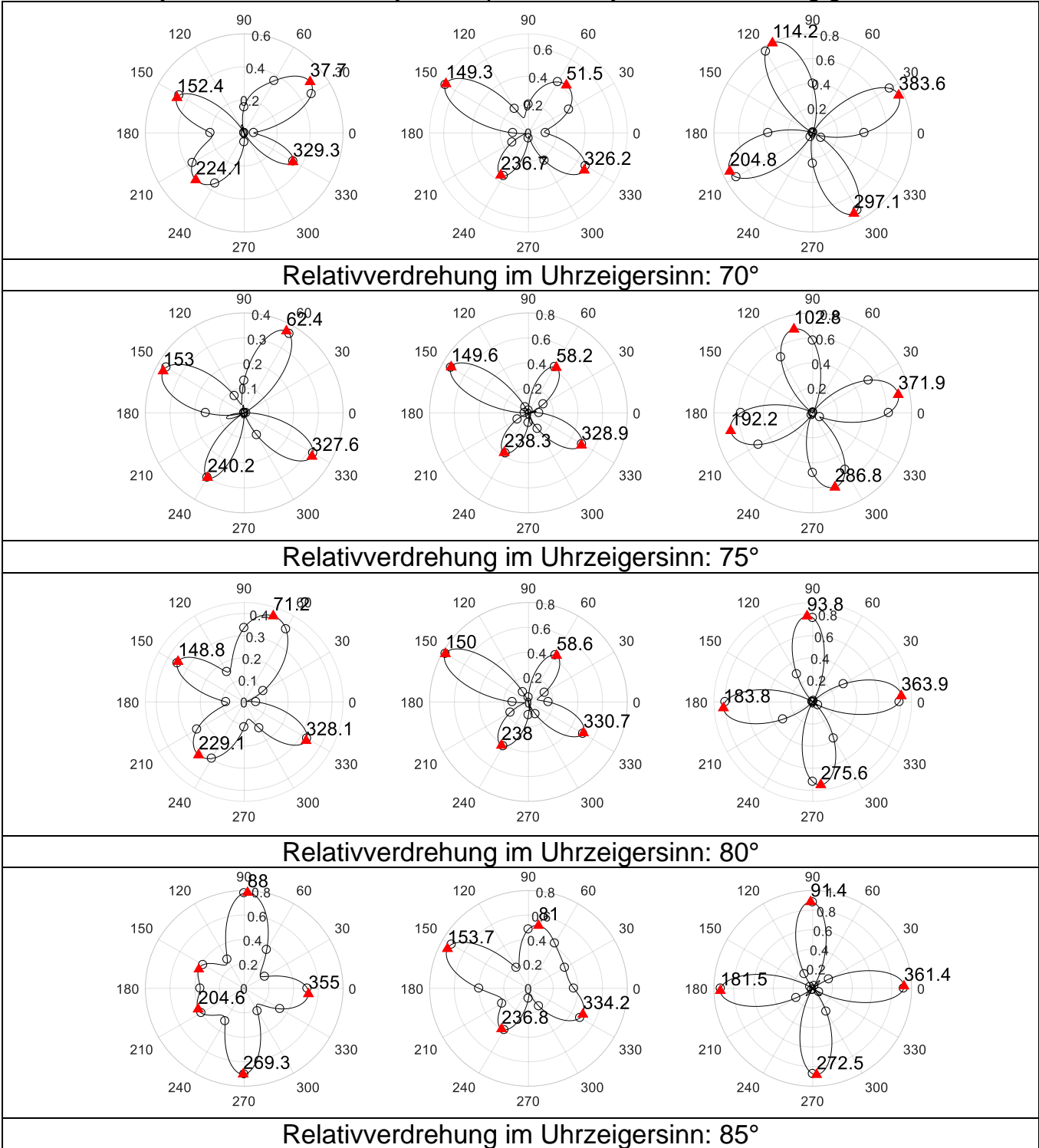
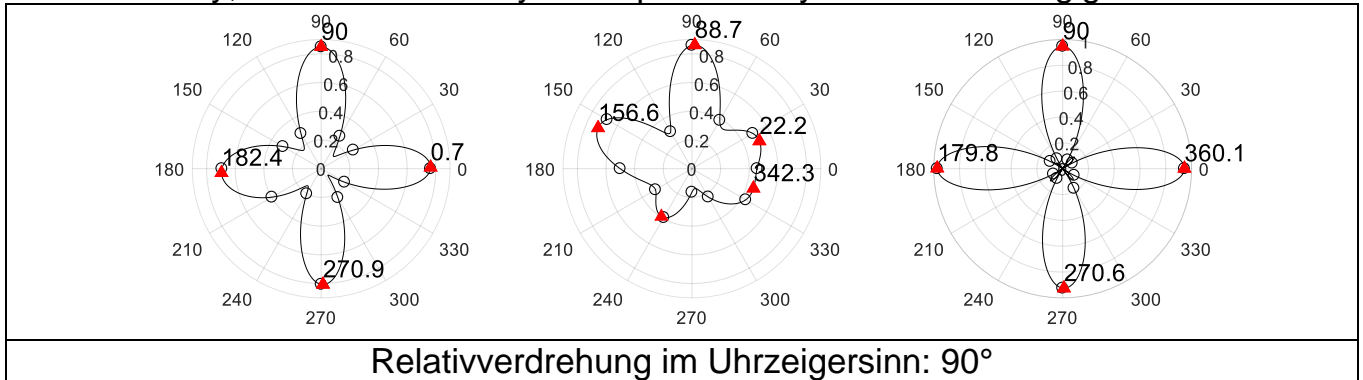


Tabelle 0-10 (5): Linear referenziert errechnete Faservorzugswinkel bei systematischer linearer Abweichung; links: starres Flachspulen-Array, mittig: flexibles Flachspulen-Array, rechts: flexibles Zylinderspulen-Array – Material: 4-lagiges Gewebe



A.12 Wiederholungsmessungen am Normal mittels industrieller Computertomographie

Tabelle 0-11: Faservorzugswinkel aus CT-Messung zur Ermittlung der Unsicherheit durch Kalibrierung

Messwiederholung	Winkel 2	Winkel 3	Winkel 4	Winkel 1
1	90,4°	181,0°	270,4°	361,0°
2	90,1°	181,1°	270,1°	361,1°
3	89,8°	181,1°	269,8°	361,1°
4	90,1°	181,0°	270,1°	361,0°
5	87,7°	181,1°	267,7°	361,1°
6	90,1°	180,9°	270,1°	360,9°
7	89,5°	180,9°	269,5°	360,9°
8	90,3°	181,0°	270,3°	361,0°
9	89,9°	180,9°	269,9°	360,9°
10	90,4°	181,1°	270,4°	361,1°
11	89,8°	181,0°	269,8°	361,0°
12	90,0°	181,3°	270,0°	361,3°
13	90,5°	181,0°	270,5°	361,0°
14	89,9°	180,7°	269,9°	360,7°
15	90,3°	181,0°	270,3°	361,0°
16	90,5°	181,0°	270,5°	361,0°
17	90,6°	181,0°	270,6°	361,0°
18	90,4°	180,8°	270,4°	360,8°
19	90,4°	180,7°	270,4°	360,7°
20	90,4°	180,7°	270,4°	360,7°
21	90,1°	180,7°	270,1°	360,7°
22	90,0°	180,1°	270,0°	360,1°
23	90,0°	181,0°	270,0°	361,0°
24	90,4°	181,0°	270,4°	361,0°
25	90,7°	180,7°	270,7°	360,7°
Mittelwert	90,092°	180,912°	270,092°	360,912°
Standardabweichung	0,564°	0,225°	0,564°	0,225°

A.13 Wiederholungsmessungen am Normal mittels Wirbelstromsensor-Array

Tabelle 0-12: Faservorzugswinkel aus Wirbelstromsensor-Array-Messung am Normal

Messwiederholung	Winkel 1	Winkel 2	Winkel 3	Winkel 4
1	91,1°	179,6°	273,2°	359,9°
2	91,1°	179,6°	273,2°	359,9°
3	91,1°	179,7°	273,3°	359,9°
4	91,0°	179,7°	273,3°	359,9°
5	91,1°	179,7°	273,3°	359,9°
6	91,1°	179,6°	273,3°	359,9°
7	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
8	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
9	91,0°	179,6°	273,4°	359,9°
10	91,0°	179,8°	273,4°	359,9°
11	91,0°	179,8°	273,4°	359,9°
12	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
13	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
14	91,1°	179,7°	273,4°	359,9°
15	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
16	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
17	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
18	91,0°	179,8°	273,5°	359,9°
19	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
20	91,0°	179,8°	273,5°	359,9°
21	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
22	91,0°	179,7°	273,4°	359,0°
23	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
24	91,0°	179,7°	273,4°	359,9°
25	91,0°	179,6°	273,4°	359,0°
Mittelwert	91,024°	179,696°	273,376°	359,908°
Standardabw.	0,044°	0,061°	0,072°	0,028°

A.14 Wiederholungsmessungen am Normal mittels Wirbelstromsensor-Array unter Druckeinfluss

Tabelle 0-13: Unter Druckeinfluss gemessene Faservorzugswinkel am Normal

Messwiederholung	Winkel 1	Winkel 2	Winkel 3	Winkel 4
1	90,7°	178,8°	268,7°	359,8°
2	90,0°	179,9°	269,6°	359,0°
3	90,1°	179,8°	269,6°	359,0°
4	90,4°	179,5°	269,4°	359,3°
5	90,3°	179,2°	269,1°	359,2°
6	90,8°	179,6°	269,4°	359,8°
7	90,7°	178,7°	268,6°	359,6°
8	90,7°	179,2°	269,2°	359,4°
9	90,8°	179,5°	269,5°	359,2°
10	90,8°	179,1°	268,3°	359,7°
Mittelwert	90,55°	179,31°	269,06°	359,43°
Standardabweichung	0,2973°	0,3470°	0,4879°	0,2809°

A.15 Wiederholungsmessungen am Prüfkörper mittels Wirbelstromprüfung

Tabelle 0-14: Faservorzugswinkel aus Wirbelstromsensor-Array-Messung am Prüfkörper

Messstelle	Messung	Winkel 1 [°]	Winkel 2 [°]	Winkel 3 [°]	Winkel 4 [°]
1	1	90,1°	178,8°	269,8°	359,4°
	2	90,1°	178,7°	269,6°	359,7°
	3	90,0°	178,6°	269,3°	359,9°
	4	90,2°	179,0°	269,3°	359,6°
	5	90,1°	178,7°	269,2°	359,5°
	6	90,2°	179,0°	269,8°	359,4°
	7	90,3°	178,6°	269,5°	359,8°
	8	90,3°	179,2°	269,4°	359,6°
	9	90,2°	178,9°	269,8°	358,8°
	10	90,5°	178,5°	268,7°	359,9°
2	1	90,0°	179,3°	269,8°	358,9°
	2	90,7°	179,0°	269,5°	359,7°
	3	90,4°	178,7°	269,3°	360,0°
	4	90,4°	178,7°	269,2°	360,0°
	5	90,4°	178,7°	269,2°	360,0°
	6	90,2°	178,8°	269,2°	360,2°
	7	90,2°	178,7°	269,5°	359,8°
	8	90,3°	178,9°	269,5°	359,7°
	9	90,2°	178,5°	268,9°	359,6°
	10	90,6°	178,7°	268,9°	359,4°
3	1	90,8°	178,8°	268,7°	359,8°
	2	90,6°	178,8°	269,3°	359,9°
	3	90,3°	178,6°	269,3°	359,2°
	4	90,3°	179,0°	269,1°	359,7°
	5	90,3°	179,0°	269,1°	359,7°
	6	90,8°	179,4°	269,3°	359,3°
	7	90,7°	179,2°	268,6°	359,6°
	8	90,7°	178,9°	268,4°	359,5°
	9	90,8°	179,6°	269,6°	359,3°
	10	90,8°	179,1°	268,8°	359,6°
Summe der quadrierten Abweichungen SS_{EVO}		1,013°	1,684°	3,080°	2,689°

Forschungsberichte aus dem wbk
Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten Elektroantrieben

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16

Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17

Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik

Band 18

Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19

Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20

Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21

Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen

Band 22

Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen

Band 24

Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25

Dr.-Ing. Thomas Friedmann

Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünffachsignen Fräsen von Freiformflächen

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme: Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung im Bereich der Montagesystemplanung

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch Rückführung von Qualitätsinformationen

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung in verteilten Strukturen

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der Werkstattregelung

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer Untersuchungen beim Fräsen

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

Inprocess-Geometriemessung beim Honen

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

Objektorientierte Projektierung von SPS-Software

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungs-elementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und (teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometrischen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindelantriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkbaus und der Elektroinstallation auf Baustellen

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer Least-Squares-Estimation

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf Basis von Software-Agenten

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspansprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90
Dr.-Ing. Dirk Vossmann

Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitätsmethodenverbund und Qualitätsmethodenintegration

Band 91
Dr.-Ing. Martin Plass

Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer Honprozessregelung

Band 92
Dr.-Ing. Titus Konold

Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung

Band 93
Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94
Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95
Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96
Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97
Dr.-Ing. Frank Reinboth

Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren

Band 98
Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungsintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmäzle

Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Management-Systeme im Anlagenbau

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser Abrasivstrahlschneiden

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen Applikationsprotokollen

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönzheimer

Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungsorganisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikrobauteile

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschalen

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und ganzheitlichen Produktionssystemen

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere geometrische Maschinenbeurteilung

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

Risikomanagement von Garantieleistungen

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspannung auf den Bereich der Mikrobearbeitung

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

Effiziente und kostenoptimale Herstellung von Mikrostrukturen durch eine Verfahrenskombination von Bahnerosion und Laserablation

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

Methodische Erarbeitung und Umsetzung eines neuartigen Maschinenkonzeptes zur produktflexiblen Bearbeitung räumlich gekrümmter Strangpressprofile

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

**Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden
in der Kleinserienproduktion**

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

**Development of a database to consider multi wear mechanisms
within chip forming simulation**

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

**Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau
mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose**

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

**Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der
Mikro-Koordinatenmesstechnik**

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

**Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration
globaler Wertschöpfungsnetzwerke**

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

Mikroverzahnungsnormal

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

Segmentspannbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

Servicefähigkeit

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation – 3D-FEM Kinematik- und Spannbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für μ MIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

Aufbau eines kombinierten belastungs- und zustandsorientierten Diagnose- und Prognosesystems für Kugelgewindetriebe

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptronischen Kugelgewindetrieben

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

Ultraschall-Strömungsgreifer für die Handhabung textiler Halbzeuge bei der automatisierten Fertigung von RTM-Bauteilen

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügespalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

Steigerung der Prozesswiederholbarkeit mittels Analyse akustischer Emissionen bei der Mikrolaserablation mit UV-Pikosekundenlasern

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

Methode zur Kompensation fertigungsbedingter Gestaltabweichungen für die Montage von Aluminium Space-Frame-Strukturen

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

Produktive und flexible Gleitförderung kleiner Bauteile auf phasenflexiblen Schwingförderern mit piezoelektrischen 2D-Antriebselementen

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

Integrierte Messtechnik für Prozessketten unreifer Technologien am Beispiel der Batterieproduktion für Elektrofahrzeuge

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel der Batteriemontage für Elektrofahrzeuge

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess und Maschine am Beispiel Räumen

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourceneffizienter Produktionssysteme

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

Dynamische Parameteranpassung bei der Bohrungsherstellung in faserverstärkten Kunststoffen unter zusätzlicher Berücksichtigung der Einspannsituation

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

Automatisierte Fertigung von Einzelblattstapeln in der Lithium-Ionen-Zellproduktion

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

Deconvolution of Industrial Measurement and Manufacturing Processes for Improved Process Capability Assessments

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

Experimentelle Prozesskettenbetrachtung für Räumbauteile am Beispiel einer einsatzgehärteten PKW-Schiebemuffe

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

Herstellungsübergreifende Informationsübertragung zur effizienten Produktion von Werkzeugmaschinen am Beispiel von Kugelgewindetrieben

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

Bewertung und Steigerung der Prozessqualität in globalen Produktionsnetzwerken

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

Unwuchtminimale Montage von Permanentmagnetrotoren durch modellbasierte Online-Optimierung

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

**Einfluss des Räumens auf den Bauteilzustand in der Prozesskette
Weichbearbeitung – Wärmebehandlung – Hartbearbeitung**

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels
optischer Messtechnik**

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

**Einstellung von Aufnahmeparametern mittels projektionsbasierter Qualitäts-
kenngrößen in der industriellen Röntgen-Computertomographie**

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit
der Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

**Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungs-
verfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Band 220

Dr.-Ing. Jacques Burtscher

**Erhöhung der Bearbeitungsstabilität von Werkzeugmaschinen durch
semi-passive masseneinstellbare Dämpfungssysteme**

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels prozess-
integrierter Wirbelstromsensor-Arrays**