

IVW - Schriftenreihe Band 120

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Marcel Bücker

Entwicklung einer Rotorglocke aus dickwandigem glasfaserverstärktem Kunststoff für einen Axialflussmotor mit Schwerpunkt der experimentellen und numerischen Betrachtung der Krafteinleitung

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <<http://dnb.ddb.de>>.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer
Erwin-Schrödinger-Straße
TU Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern
<http://www.ivw.uni-kl.de>

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Technische Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2017

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.
ISSN 1615-021X
ISBN 978-3-944440-16-3

Entwicklung einer Rotorglocke aus dickwandigem glasfaserverstärktem Kunststoff für einen Axialflussmotor mit Schwerpunkt der experimentellen und numerischen Betrachtung der Krafteinleitung

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte **Dissertation**

von

Dipl.-Wirtsch.-Ing. Marcel Bücker

aus Geldern

Tag der mündlichen Prüfung

07.07.2016

Vorsitzender

Prof. Dr.-Ing. Paul Ludwig Geiß

1. Berichterstatter

Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann

2. Berichterstatter

Jun.-Prof. Dr.-Ing. Frank Balle

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) in Kaiserslautern in der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“ im Kompetenzfeld „Bauweisenentwicklung“.

Mein besonderer Dank gilt meinen beiden Vorgesetzten, meinem Abteilungsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann für die unkomplizierte Übernahme des ersten Gutachtens, obwohl die Thematik zum Zeitpunkt des Antritts seiner Professur schon weit fortgeschritten war, und meinem Gruppenleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Magin für das entgegengebrachte Vertrauen in meine Person und meine Tätigkeit, die unermüdliche Förderung meiner Fähigkeiten und die kompetente Beratung in allen fachlichen Fragen. Herrn Jun.-Prof. Dr.-Ing. Frank Balle danke ich für die Übernahme des zweiten Gutachtens. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Paul Ludwig Geiß bedanke ich mich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes der Prüfungskommission.

Darüber hinaus möchte ich mich bei allen Kollegen des IVW für die gute Zusammenarbeit bedanken, insbesondere bei den Kollegen der Fertigungstechnik für die Herstellung der Probenplatten und bei der Werkstatt für die Fertigung der Prüfvorrichtungen. Persönlich bedanken möchte ich mich darüber hinaus bei Constantin Bauer, Matthias Bandler, Marc Elsner, Nora Feiden, Stefan Gabriel, Werner Gölzer, Benedikt Hannemann, Bernhard Helfrich, Thorsten Heydt, Stefan Gabriel, Valentine Kessler, Janna Krummenacker, Regina Köhne, Nicole Motsch, Thomas Pfaff, Thomas Rief, Florian Rieger, Florian Schimmer, Henrik Schmidt und Ralph Schneider für die stete kollegiale Unterstützung und die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre.

Kaiserslautern, im Juli 2016

Marcel Bücken

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	2
Nomenklatur	V
Kurzfassung	VIII
Abstract	X
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Einführung in die Thematik	1
1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung der Arbeit	3
1.2.1 Begrenzung der strukturellen Verformung.....	5
1.2.2 Lasteinleitung	6
2 Stand der Forschung	7
2.1 Faser-Kunststoff-Verbunde.....	7
2.2 Werkstoffmodelle und Berechnungsmethoden von FKV	8
2.2.1 Einzelschichtbasierte Versagensanalyse von FKV.....	13
2.3 Schwingermüdung von FKV	15
2.4 Lasteinleitung in dickwandige FKV-Strukturen.....	16
2.4.1 Unterteilung der Lasteinleitungsarten	17
2.4.2 Bolzenverbindungen.....	18
2.4.3 Verschraubungen	19
2.5 Spanende Bearbeitung von FKV	22
2.5.1 Bohren von FKV	22
2.5.2 Gewindefertigung in FKV.....	24
2.6 Nasswickeln und dessen Prozesssimulation	25
3 Strukturelle Verformung der GFK-Rotorglocke	28
3.1 Ausgangssituation und Anforderungen an die Struktur.....	28
3.1.1 Werkstoffkenngrößen für die Auslegung	28
3.2 Begrenzung der kraftinduzierten Verformung des Rotors	30
3.2.1 Lösungsansatz durch strukturelle Steifigkeit.....	30
3.2.2 Lösungsansatz durch adaptive Steuerung mittels Shape Memory Alloys.....	46

4	Lasteinleitungen in dickwandige GFK-Strukturen.....	63
4.1	Ausgangssituation und Belastungsanforderungen.....	63
4.2	Vorüberlegungen und Konzipierung einer alternativen Lasteinleitung	64
4.2.1	Bestimmung der mechanischen Beanspruchung der Schraubenverbindung	68
4.3	Probekörperkonzipierung und Herstellung.....	70
4.4	Experimentelle Methoden	73
4.4.1	Bestimmung des Vorspannkraftverlustes	73
4.4.2	Bestimmung der quasistatischen Festigkeit.....	75
4.4.3	Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit	78
4.5	Experimentelle Ergebnisse	80
4.5.1	Auswertung des Vorspannkraftverlustes	80
4.5.2	Vergleich der quasistatischen Festigkeit	81
4.5.3	Vergleich der zyklischen Lebensdauerversuche.....	91
4.5.4	Bewertung der in-situ-hergestellten Schraubenverbindung	96
5	Simulation des Lasteinleitungskonzeptes	101
5.1	Ausgangssituation	101
5.2	FE-Modellbildung.....	101
5.2.1	Modellierung der Gewindezone	102
5.2.2	Modellierung des Scher-Versuches.....	106
5.2.3	Modellierung des Pull-out-Versuches	107
5.2.4	Verwendete Elementtypen.....	108
5.2.5	Modellierung der Schädigungsmechanismen	109
5.3	Ergebnisse und Validierung der numerischen Simulation.....	112
5.3.1	Ergebnisse und Validierung der Simulation der Pull-out-Versuche	114
5.3.2	Ergebnisse und Validierung der Simulation der Scher-Versuche	118
6	Zusammenfassung und Diskussion	122
	Literaturverzeichnis	126

Nomenklatur

Abkürzungen

AFK	aramidfaserverstärkter Kunststoff
APDL	Ansys Parametric Design Language
ASTM	American Society for Testing and Materials
AW	Amperewicklung
AWV	ausgeglichener Winkelverbund
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
BMW	Bayerische Motoren Werke Aktiengesellschaft
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CHAN	Kanal / channel
CLT	Klassische Laminattheorie / classical laminate plate theory
CNTS	Zählmarke / counts
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	europäisierte Norm
Fb	Faserbruch
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
GFRP	Glasfibre reinforced Plastics
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
GroAx	Großserientaugliches Herstellverfahren für neuartige elektrische Axialflussmotoren
ILSS	Scheinbare interlaminare Scherfestigkeit
ISO	International Organization for Standardization
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe
LK	Lochkreis
LS	Luftspalt
M	metrisch, bei Gewindebezeichnungen
MSV	Mehrschichtverbund
N	Schwingspielzahl
NiTi	Nickel-Titan
PBO	Phenylbenzobisoxazol
PKD	polykristalliner Diamant
RTM	Resin Transfer Molding
SMA	Shape Memory Alloy
ST	Blechsraubengewinde
UD	unidirektional
VARI	Vakuum Assisted Resin Infusion
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
Zfb	Zwischenfaserbruch

Lateinische Zeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
1, 2, 3	[1]	Achsen des natürlichen Koordinatensystems
<i>a</i>	[1], [mm]	Formparameter Wöhler, Aufweitung
<i>A</i>	[1], [1], [mm ²]	freier Parameter, Bruchmodus, Fläche, Austenit
<i>b</i>	[mm], [1], [mm], [mm]	Breite, Formparameter Wöhler, Bandbreite, Dicke
<i>B</i>	[1]	Bruchmodus
<i>C</i>	[1]	Bruchmodus
<i>D</i>	[mm]	Durchmesser
<i>E</i>	[MPa]	Elastizitätsmodul
<i>f</i>	[1], [Hz]	Werkstoffanstrengung, Frequenz
<i>F</i>	[kN]	Kraft
<i>G</i>	[MPa]	Schubmodul
<i>m</i>	[kg]	Masse
<i>M</i>	[Nm]	Drehmoment
<i>N</i>	[1]	Schwingspielzahl
<i>P</i>	[MPa], [MPa]	Druck, Druckspannung
<i>R</i>	[MPa], [1]	Festigkeit, Spannungsverhältnis
<i>r</i>	[mm]	Radius
<i>t</i>	[sec], [min], [h], [mm]	Zeit, Dicke
<i>T</i>	[°C]	Temperatur
<i>U</i>	[mm], [1]	Umfang, Vektor
<i>u</i>	[mm]	Verschiebung
<i>Ü</i>	[%]	Überlebenswahrscheinlichkeit
<i>v</i>	[mm/min], [m/min], [1]	Bohr-, Vorschubgeschwindigkeit, Vektor
<i>x, y, z</i>	[1]	Achsen des kartesischen, globalen Koordinatensystems

Griechische Zeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
β	[°]	Wickelwinkel
ε	[%]	Normaldehnung
η	[1]	Degradationsfaktor
ν	[1], [m/min]	Querkontraktionszahl, Rotationsgeschwindigkeit
π	[1]	Kreiszahl $\pi \sim 3,1415$
ρ	[g/cm ³]	Dichte
θ	[°]	Verkorrrection
σ	[MPa]	Normalspannung, Standardabweichung ^{*)}
τ	[MPa], [MPa]	Schubspannung, Haftreibspannung
ω	[rad]	Winkelgeschwindigkeit

*) Einheit entsprechend der Bezugsgröße

Indices

⊥	senkrecht zur Faserrichtung
	parallel zur Faserrichtung
+	Zugrichtung
-	Durckrichtung
1, 2, 3	Achsen des natürlichen Koordinatensystems
A	Bruchebene
Al	Aluminium
B	Bohren, Bruch(lastspielzahl)
c	Druck (Engl.: compression)
D	Durchmesser, Durchdringung
E	Werkstoffanstrengung (Engl.: stress exposure)
f	Faser, (Austenit-)finish(-Temperatur)
G	Gewinde, Gleiten
i	innen
m	Mittelspannung, Matrix, Mittelwert
Mag	Magnet
o	Oberspannung
q	Quer
R	Reststeifigkeit, -festigkeit
s	(Austenit-)start(-Temperatur)
t	Zug (Engl.: tensile)
Th	Thermoplast
u	Unterspannung
v	Vorschub
x, y, z	Achsen des kartesischen Koordinatensystems
Zfb	Zwischenfaserbruch

Mathematische Symbole

cos	Kosinus
f(t)	Funktion in Abhängigkeit zur Variable t
lim	Grenzwert
log	Logarithmus zur Basis 10
tan	Tangens
∞	Unendlich

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde ein glasfaserverstärkter Rotor für einen Elektromotor entwickelt, welcher bei elektrisch angetriebenen Fahrzeugen verwendet werden soll. Ziel ist eine kostengünstige Serienversion des Motors auf Basis eines bereits bestehenden Baumusters. Im Wesentlichen waren dabei zwei Anforderungsfelder zu erfüllen.

Als erstes mussten Verformungsrestriktionen unter Betriebslast eingehalten werden. Es wurde ein Finite-Elemente-(FE-) Modell erstellt, wobei eine Schnittstelle zwischen der Prozesssimulation der Fertigung und dem FE-Modell geschrieben wurde, um die Informationen zum Lagenaufbau zu transferieren. Sowohl in der Analytik als auch in der numerischen Simulation hat sich gezeigt, dass bei der im Betrieb auftretenden Fliehkraft die gewünschte Verformung nur mit Hilfe der zu verwendenden Glasfaser nicht eingehalten werden kann. Daraufhin wurde ein Konzept entwickelt, um die Verformung mittels einer adaptiven Steuerung mit Formgedächtnislegierungen zu begrenzen. Zunächst wurden Konzepte entwickelt, wie die Formgedächtnislegierung in Drahtform an den Rotor angebunden werden kann. Die Konzepte wurden experimentell überprüft, wobei gleichzeitig das Verhalten der Formgedächtnislegierung ermittelt wurde, um daraus ein numerisches Simulationsmodell zu entwickeln, welches mit dem Modell des Rotors verknüpft wurde. Dabei zeigte sich, dass dieses Konzept das Verformungsverhalten positiv beeinflusst und in Abhängigkeit von der verwendeten Menge die Verformungsrestriktion eingehalten werden kann.

Als zweites Anforderungsfeld wurde die Lasteinleitung zwischen dem Rotor und der Abtriebswelle ausgelegt. Dafür wurde ein Konzept für eine Verschraubung als Sonderform einer Bolzenverbindung erarbeitet, bei denen ein Gewinde in der dickwandigen glasfaserverstärkten Kunststoff (GFK-) Struktur des Rotors mittels in-situ-Herstellung eingebracht wird. Um die Vor- und Nachteile eines solchen geformten Gewindes gegenüber einer geschnittenen Variante zu ermitteln, wurden umfangreiche quasistatische Versuche und zyklische Lebensdauerversuche an zwei verschiedenen Laminaten und zwei verschiedenen Gewindetypen durchgeführt. Gemessen wurde jeweils die (Ermüdungs-) Festigkeit bei axialer Kraft und bei Scherkraft. Dabei zeigte sich, dass bei quasistatischer axialer Belastung die geformten Gewinde im Mittel eine geringere Festigkeit aufweisen als die geschnittene Variante.

Bei der für den Anwendungsfall relevanteren Scherbelastung konnten im Mittel jedoch Festigkeitssteigerungen gemessen werden. Bei der Ermüdungsfestigkeit waren die Vorteile abhängig von dem geprüften Lastniveau. Die Wöhlerlinien bei den geformten Gewinden haben im Mittel einen deutlich flacheren Verlauf. Für die meisten Vergleichspaare bedeutet dies, dass die geschnittene Variante bei sehr hohen Lastniveaus beim Einstufenversuch eine größere Versagensschwingspielzahl erreicht als die geformte Variante. Bei Verringerung der Last haben ab einem individuellen Kreuzungspunkt jedoch die geformten Gewinde eine größere Schwingspielzahl erreicht.

Abschließend wurde ein voll parametrisches numerisches Einheitszellen-Modell erstellt, welches sowohl die geformten als auch die geschnittenen Gewinde abbilden kann. Hierbei wurden auch Degradationsmodelle integriert, die ein verändertes Werkstoffverhalten nach dem Auftreten insbesondere von Zwischenfaserbrüchen und Delaminationen abbilden sollen. Validiert wurden die Modelle, indem die quasi-statischen Versuche nachgebildet wurden und die globale Verformung mit den optischen Messungen aus den Versuchsreihen verglichen wurden. Dabei zeigte sich eine gute Übereinstimmung bis relativ nah an die Schraube heran. In diesem Bereich war die Simulation minimal zu steif, was auf eine noch nicht ausreichende Degradation in der Simulation hindeutet.

Abstract

In this study a GFRP rotor of an electric engine is developed. The engine shall be used in electric drive trains in cars. Major aim of the study is to develop a low-cost version of an existing prototype for serial production with a relatively high output of at least 50.000 units per annum. Two main aims must be achieved.

First of all, the structural deformation must be limited under operating load. To predict the deformation, a finite element model was set up. To import the lay-up information from a filament winding process simulation software into the FE-model, a compiler-tool was written. The numerical simulation and an analytical calculation have shown that the GFRP-laminate alone is not able to limit the radial deformation caused by centrifugal force under rotation. So a different approach was developed, using an adaptive control with shape memory alloys. For this, a concept was investigated, how the shape memory alloy wires can be attached on the GFRP structure. The strengths of the different concepts were measured experimentally and simultaneously the force-temperature behavior of the wire was investigated. Out of these empirical studies, a material model of the shape memory alloys for the numerical simulation was developed and combined with the existing simulation model of the rotor. The simulation showed that the shape memory alloys can be used to decrease the radial deformation below the given limits.

The second main requirement was to develop a proper load transfer from the metallic output shaft into the GFRP rotor. For serial rotor production with a high output, the direct forming of threads in the thick-walled GFRP was investigated. The direct forming of threads reduces the manufacturing costs by avoiding wear of drilling and cutting tools, although with a slight increase of tooling costs which are less relevant due to the economies of scale of high output manufacturing processes as the filament winding process. In this study the mechanical behavior of directly formed threads was compared to conventionally tapped threads. Two different GFRP laminate layups were investigated, a cross-ply-laminate and a quasi-isotropic laminate, both with a thickness of approximately 12 mm, impregnated with epoxy resin. A standard metrical thread and a more coarse thread were also compared, both with an outer diameter of 8 mm. Two different tests were investigated: a pullout

test of the screw perpendicular to the laminate and a bearing-pull-through-test in the laminate plane.

The quasi static test results show differences in fracture behavior, but in general very good strength and stiffness behavior compared to conventionally cut threads in thick-walled GFRP. The deformations of the surface of the GFRP laminates during the tests were measured with a three dimensional digital image correlation system. The measured deformations were used to validate the numerical simulations of the tests. These simulations were parametrical built up in order to adapt them easily to other application cases. They use a degradation mechanism to simulate the connection behavior very close to the total fraction and show a very good correlation to the experimental results.

As a second step, the fatigue behavior of the connection was also investigated. To compare the cyclic performance of the formed and cut threads for both kinds of tests, for both laminates and both threads - the metric and the coarse ones -, Woehler diagrams with a load aspect ratio of $R=0.1$ were measured. Especially the high cycle fatigue behavior with a relatively low maximum load, as commonly used in a real structure, improves a lot when forming the threads.

At last a full parametrical numerical model of the laminate with both the formed and the cut thread was generated. Also algorithms for material degradation were integrated. They can represent the behavior of the material after the appearance of inter fiber failures or delamination. The validation of the numerical model was achieved by remodeling the experimental tests and comparing the global deformation of the model with the optical measurement of the quasi static tests. The deformation of the simulation was very congruent to the tests, only very close to the screw the simulation shows a slightly more stiff behavior. This indicates a not sufficient degradation of the simulation due to damage effects in the material.

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Einführung in die Thematik

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) haben aufgrund ihrer hervorragenden spezifischen Eigenschaften in den letzten Jahrzehnten eine immer größer werdende Rolle bei technischen Anwendungen eingenommen, bei denen es um Leichtbau oder um spezielle Anforderungen an die Steifigkeit des Bauteiles geht. Es ist davon auszugehen, dass die Verbreitung dieser speziellen Materialklasse weiter zunimmt [1]. Die Luft- und Raumfahrt ist die Branche mit der längsten Tradition und auch der größten Verbreitung von FKV in der Struktur. So liegt in den modernsten Verkehrsflugzeugen der Anteil von FKV bereits über 50 % [2]. Bei modernen Kampffjets oder auch Hubschraubern liegt der Anteil deutlich höher und erreicht teilweise 85 % in der Struktur [3].

Im Automobilbau dagegen ist die Verbreitung in der Serie aufgrund der hohen Kosten und der tendenziell langen Zykluszeiten bei der Herstellung noch gering. Die Anwendung hat sich lange Zeit auf Nischenanwendung beschränkt wie beispielsweise dem Motorsport und den daran angelehnten Fahrzeugen des Premium- und Super-Premium-Segmentes [1]. Erst mit der Einführung der i-Modelle, insbesondere des i3 durch BMW, ist kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) für Strukturbauteile in einer größeren Serie zur Anwendung gekommen. Hintergrund sind hier die Anforderungen der Elektromobilität. So weisen heutige elektrisch angetriebene Fahrzeuge im Serienstand ein hohes Systemgewicht auf, was insbesondere auf die Energiespeicher zurückzuführen ist. Diese nehmen bei der heutigen Leistungsdichte der üblichen Speicher ein großes Volumen bei gleichzeitig hoher physischer Dichte im Fahrzeug ein, wie Abbildung 1.1 am Beispiel des Konzeptautos „Mission E“ von Porsche zeigt. Da sich die Anschaffungskosten für diese Fahrzeuge derzeit weit oberhalb der durchschnittlichen Preise des vergleichbaren konventionell angetriebenen Fahrzeugsegmentes bewegen, kann das teure CFK verwendet werden, um das Mehrgewicht durch die Akkumulatoren ein Stück weit zu kompensieren.

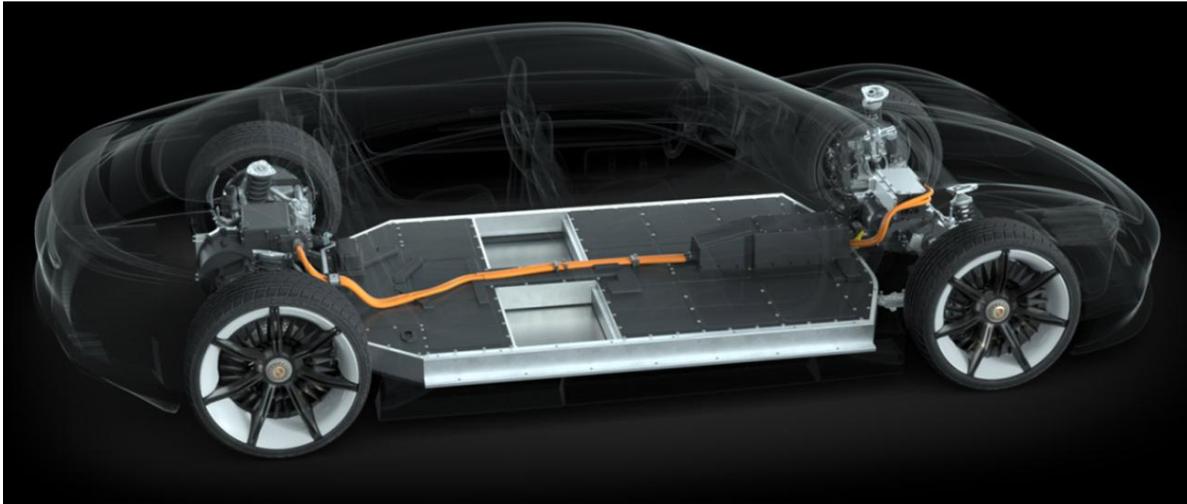


Abbildung 1.1: Positionierung der Energiespeicher im Unterboden beim Konzeptfahrzeug "Mission E" von Porsche [Quelle: Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG]

Aber auch an anderer Stelle im elektrisch angetriebenen Fahrzeug kann FKV helfen, die technische Leistungsfähigkeit zu verbessern. So hat die Firma Compact Dynamics GmbH eine Familie von Axialflussmaschinen als leistungsfähige elektrische Maschine entwickelt, welche als Fahrzeugantriebe eingesetzt werden soll. Diese „Dynax[®]“ genannte Produktfamilie besteht aus einem Außenläufer, dem Rotor, welcher aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) gefertigt wird. Auf der Innenseite des Rotors sind Magnetrings eingeklebt, welche, angeregt durch ein magnetisches Feld, das durch die Spulen des innen befindlichen Stators erzeugt wird, den Rotor in Drehung versetzen. Der Rotor überträgt die Drehung von den Magnetrings über seine Struktur zu einer Abtriebswelle, an die der weitere Antrieb des Fahrzeuges gekoppelt ist. Der grundsätzliche Aufbau ist im Schnittmodell in Abbildung 1.2 dargestellt, wobei die Abtriebswelle fehlt.

Bei den bisherigen Dynax-Modellen handelt es sich um Baumuster, die in aufwändiger Einzelfertigung mit einem hohen Anteil an Handarbeit hergestellt werden. Ihr Einsatz beschränkt sich bisher auf Anwendungen im Motorsport. Der GFK-Rotor wird mittels eines Preforming-Verfahrens hergestellt, bei dem GFK-Textile zugeschnitten werden, zum Rotor geformt und miteinander vernäht werden. Diese Preform wird in ein geschlossenes Werkzeug eingelegt und mit dem Resin-Transfer-Moulding (RTM) Prozess mit einem duroplastischen Polymer getränkt und anschließend im Ofen ausgehärtet. Dieses Verfahren erlaubt gute Qualitäten, ist aber sehr zeit- und kostenintensiv.

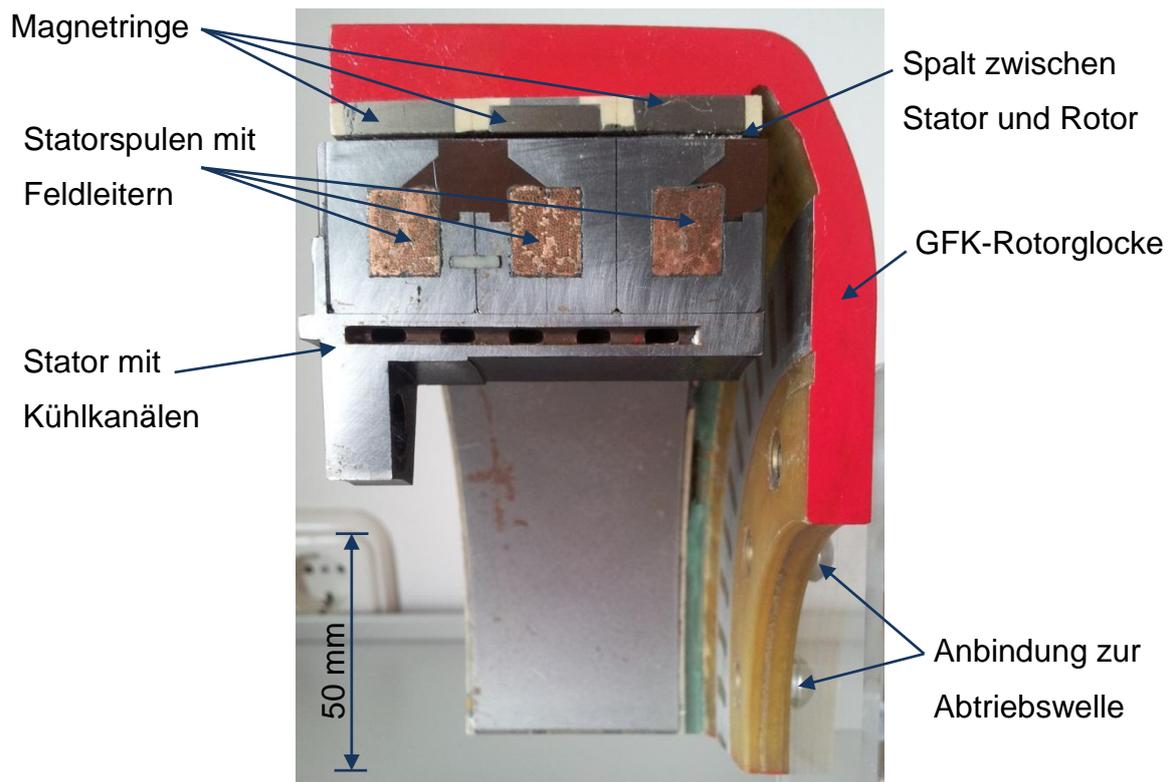


Abbildung 1.2: Schnittmodell des Dynax[®] 60i der Compact Dynamics GmbH

Um die Bauweise des Motors für eine größere Serienfertigung anzupassen, wurde das öffentlich geförderte Projekt „GroAx – Großserientaugliches Herstellverfahren für neuartige elektrische Axialflussmotoren“¹ initiiert. Dabei soll ein Konsortium alle Bauteile des Motors am Beispiel des Typs Dynax[®] 60i für eine Serienfertigung optimieren. Die Entwicklung der GFK-Rotorglocke ist dabei Aufgabe des Instituts für Verbundwerkstoffe (IVW). Auf Basis dieses Forschungsprojektes ist die vorliegende Arbeit entstanden.

1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung der Arbeit

Im Rahmen einer Voruntersuchung wurde festgestellt, dass das Nasswickelverfahren [16] die kostengünstigste Herstellungsmethodik ist, welche auch großserientauglich ist. Dabei werden zwei Rotorglocken gleichzeitig gefertigt, indem im Prinzip ein sehr

¹ Das Verbundprojekt GroAx wurde vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) im Rahmen der Bekanntmachung „Serienflexible Technologien für elektrische Antriebe von Fahrzeugen“ gefördert und vom Projektträger Karlsruhe betreut. Förderkennzeichen: 02PJ2372.

kurzer GFK-Druckbehälter mit der entsprechenden Kontur gewickelt und, wie in Abbildung 1.3 zu sehen, anschließend halbiert wird.

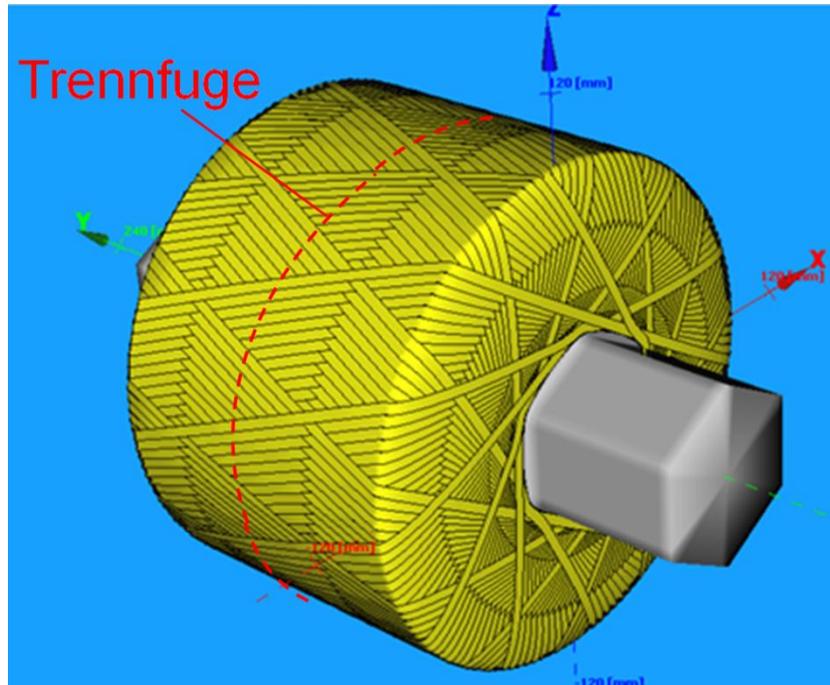


Abbildung 1.3: Abbildung aus der Prozesssimulation des Nasswickelns mit skizzierter Trennfuge, hier mit polygonalem Wellenaustritt der Wickelkontur

Als Werkstoff soll glasfaserverstärkter Kunststoff verwendet werden, wie es bisher ebenfalls der Fall ist. Die Verwendung von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff scheidet aus, da die Kohlenstofffaser elektrisch leitfähig ist und somit in ihr durch die Statorspulen Ströme induziert werden können, was zu elektrischen Verlusten führt². Andere Fasermaterialien mit guten mechanischen Eigenschaften, welche nicht elektrisch leitfähig sind, wie beispielsweise Aramid, erscheinen zu kostenintensiv und sind somit für die Serienproduktion nicht geeignet.

Aufgabe ist es nun, die Bewicklung so auszulegen, dass sie eine Reihe an Anforderungen erfüllt. Die wesentlichen Anforderungen lassen sich dabei in zwei Kategorien einteilen: zum einen die Steifigkeit der Struktur, welche sich unter bestimmten Lasten nur eingeschränkt verformen darf, zum anderen die Lasteinleitung, hier vor allem die Übertragung des Drehmomentes vom Rotor zur Welle.

² Gemäß Aussage der Compact Dynamics GmbH

1.2.1 Begrenzung der strukturellen Verformung

Im Betrieb erreicht der Motor Umdrehungsgeschwindigkeiten von bis zu 10.000 U/min. Dadurch entstehen in den Massen Fliehkräfte, welche zu einer radialen Aufweitung der Rotorglocke führen. Diese Aufweitung soll minimiert werden, da dadurch der Luftspalt zwischen den Magnetringsen und dem Stator vergrößert wird, siehe Abbildung 1.2. Da mit zunehmendem Abstand der Magnete zum Stator das Magnetfeld schwächer wird, bedeutet dies eine Reduzierung des Wirkungsgrades sowie des maximal erreichbaren Drehmomentes. Wie Abbildung 1.4 zeigt, erhöht sich das Drehmoment des Dynax[®] um etwa 15 %, wenn, bei gleicher Stromstärke pro Windung (Amperewindung, AW), der sich einstellende Luftspalt um 0,3 mm reduziert werden kann.

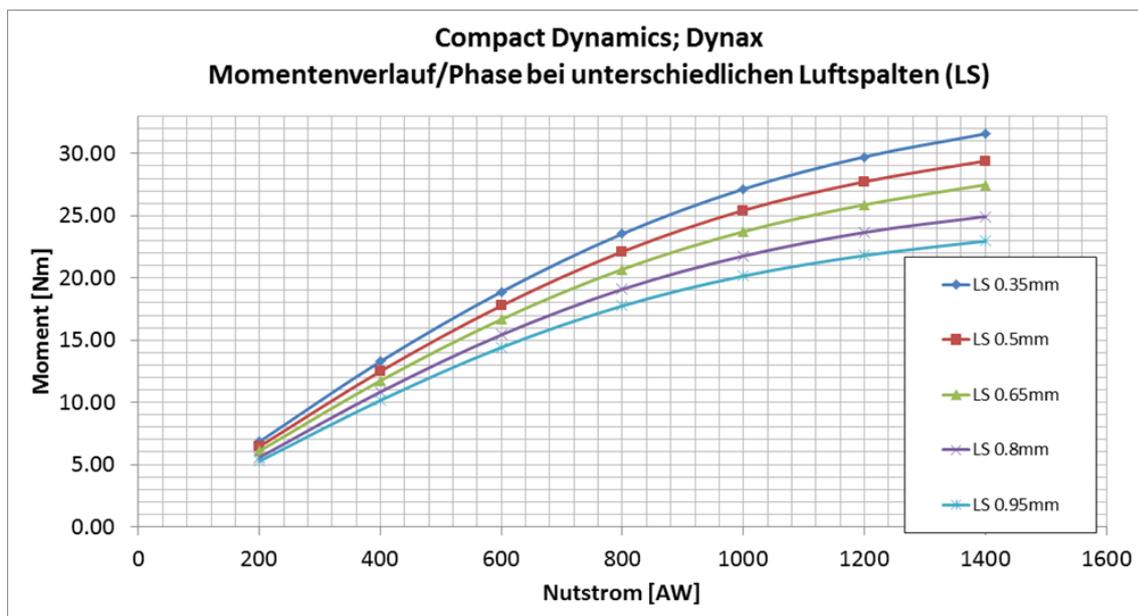


Abbildung 1.4: Abhängigkeit des erreichbaren Drehmomentes vom Luftspalt über Nutstrom in Ampere pro Windung, AW [Quelle: Compact Dynamics GmbH]

Zusätzlich soll die Glocke unter einer Querkraft am Glockenrand nur geringfügig nachgeben.

Beide Restriktionen an die zulässige Verformung sind maßgeblich für die Gestaltung des Lagenaufbaus verantwortlich, welcher in Kapitel 3 betrachtet wird.

1.2.2 Lasteinleitung

Die zweite wesentliche Aufgabe im Projekt ist die Entwicklung einer Lastübertragung zwischen GFK-Rotor und Abtriebswelle. Diese muss das Drehmoment des Motors zuverlässig übertragen können und gleichzeitig günstiger zu fertigen sein als die bisherige Lösung. Im Baumuster wird die Lastübertragung durch eine Verschraubung mit 12 metrischen Schrauben mit 6 mm Durchmesser erreicht. Dabei wird der Wellenflansch, welcher sich innen befindet, mit der GFK-Glocke von außen verschraubt. Im GFK befinden sich dazu eingebrachte Inserts. Die Betrachtung der Lasteinleitung erfolgt in Kapitel 4.

2 Stand der Forschung

2.1 Faser-Kunststoff-Verbunde

Verbundwerkstoffe werden allgemein als werkstofflicher Verbund mindestens zweier Einzelkomponenten definiert. Im Fall der Faser-Kunststoff-Verbunde bestehen diese aus einem polymeren Kunststoff, der sogenannten Matrix, und den darin eingebetteten Fasern [10]. Durch die Kombination von Fasern und Matrix ergeben sich werkstoffliche Eigenschaften, die denen der Einzelkomponenten überlegen sind. Die Fasern haben dabei die Aufgabe, den Großteil der Kräfte aufzunehmen und sorgen für die notwendige Steifigkeit und Festigkeit, während die Matrix über Schub die Kräfte in die Fasern einleitet beziehungsweise zwischen ihnen verteilt. Darüber hinaus stützt sie diese bei Druckbeanspruchung gegen Ausknicken und schützt sie gegen äußere Umgebungseinflüsse, siehe [3], [10] und [11].

Im Vergleich zu den klassischen Konstruktionswerkstoffen, wie z.B. den Metallen, weisen FKV eine hohe spezifische, also auf ihre geringe Dichte bezogene Festigkeit und hohe Steifigkeit auf, wodurch sie sich durch ein hervorragendes Leichtbaupotential auszeichnen [3]. Allerdings weisen bei fast allen Faser-Kunststoff-Verbunden die Werkstoffeigenschaften eine ausgeprägte Richtungsabhängigkeit, genannt Anisotropie, auf [6]. Dies ist dann der Fall, wenn die Orientierung der steifen und festen Fasern eine Vorzugsrichtung aufweist. Hochleistungs-FKV sind in der Regel mit Endlosfasern aufgebaut, die innerhalb einer Schicht, der unidirektionalen (UD-) Schicht, alle parallel angeordnet sind. Treten in einer Struktur mehrachsige Spannungszustände auf, werden in der Regel FKV als sogenannte Lamine oder Mehrschicht-Verbunde (MSV) ausgeführt. Dabei werden die UD-Schichten so gedreht und gestapelt, dass die Orientierung der Fasern dem Spannungszustand in Richtung und relativer Höhe entspricht. Die mathematische Beschreibung eines MSV kann mit Hilfe der „Klassischen Laminattheorie“ (CLT) oder bei einfacheren Fällen mit der älteren „Netztheorie“ erfolgen. Dabei wird auf makromechanischer Ebene aus den Werkstoffgesetzen der Einzelschichten das Werkstoffgesetz des Laminats rechnerisch ermittelt, siehe [3], [6], [12] und [13].

Das Ermüdungsverhalten von FKV ist aufgrund der Inhomogenität und Richtungsabhängigkeit komplexer als bei metallischen Werkstoffen [7]. Es ist durch zeitlich unterschiedlich auftretende verschiedene Schadensereignisse und deren Interaktion

geprägt. Das Entstehen von primären und sekundären Schädigungen, insbesondere von Matrixrissen, ist in [14] erläutert und ein numerischer Ansatz zur Berechnung ist in [107] und [118] entwickelt worden. Generell zeigen FKV, insbesondere CFK, gegenüber metallischen Werkstoffen ein vorteilhaftes Schwingermüdungsverhalten. Wie in Abbildung 2.1 zu sehen, kann bei CFK eine zyklische Last in Höhe von über 60 % der quasistatischen Festigkeit aufgebracht werden, um 10^6 Schwingspiele zu erreichen, während dies bei Aluminium weniger als 40 % sind [15].

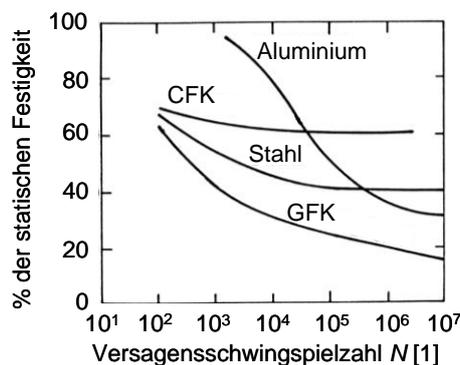


Abbildung 2.1: Vergleich der relativen ertragbaren Spannungen über die Versagensschwingspielzahl bei GFK, CFK, Stahl und Aluminium [15]

2.2 Werkstoffmodelle und Berechnungsmethoden von FKV

Endlosfaserverstärkte, aus unidirektionalen Einzelschichten aufgebaute Laminare weisen aufgrund der anisotropen Eigenschaften der einzelnen Lagen ein komplexes makroskopisches Verhalten auf, was zu inhomogenen Spannungszuständen innerhalb des Laminates führt. Diese Spannungszustände führen je nach Ausprägung zu deutlich zu differenzierenden Versagensarten und -formen, wie Faserbruch (Fb), Zwischenfaserbruch (Zfb) und Delamination, wie sie in der VDI 2014 definiert sind [60]:

Der **Faserbruch** kennzeichnet sich durch das Versagen eines größeren Anteils von Fasern in der Einzelschicht oder dem MSV. Einzelne Fasern können aufgrund von Imperfektionen bereits deutlich früher versagen, dies ist jedoch kein Faserbruch im hier definierten Sinn. Der Faserbruch tritt im Wesentlichen als Folge einer – zumindest lokalen – Längszugbeanspruchung $\sigma_{||}^+$ oder Längsdruckbeanspruchung $\sigma_{||}^-$ auf [3]. Bei Druckbeanspruchung ist die Wirkebene nicht mit der Bruchebene iden-

tisch. Mikroknicke der Fasern führt zu einem Schubversagen, wie es in Abbildung 2.2 dargestellt ist.

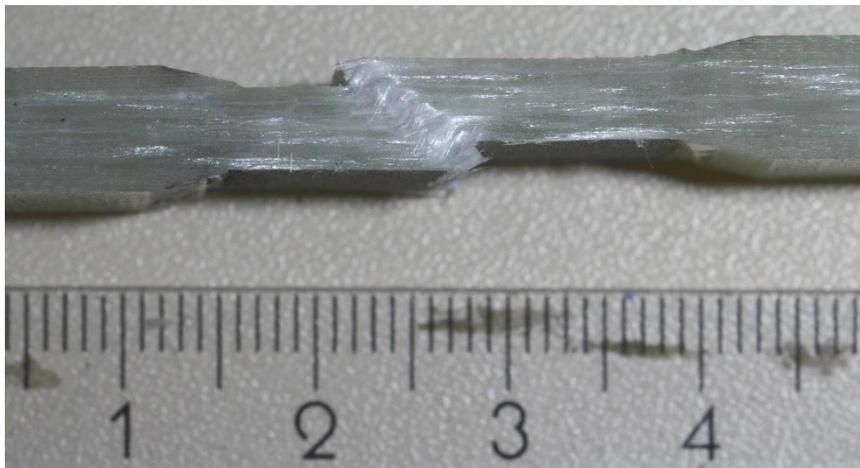


Abbildung 2.2: Druckversagen durch Schubknicken einer GFK-Druckprobe bei quasistatischer Belastung

Der **Zwischenfaserbruch** ist als Rissbildung in der Matrix – als Kohäsivbruch – oder in der Faser/Matrix-Grenzfläche – als Adhäsivbruch – parallel zur Faserrichtung definiert. Diese Risse trennen in der Regel die Einzelschicht oder das Paket an Schichten mit gleicher Orientierung, in der sie aufgetreten sind. Trifft der Riss im MSV auf eine Schicht mit einer deutlich abweichenden Faserorientierung, wird er meistens gestoppt, da er bei gleichem Verlauf nun die deutlich festeren Fasern durchtrennen müsste. Die Zfb werden nach *Puck* [9] beziehungsweise *Schürmann* [3] in drei Modi unterteilt, die auf unterschiedlichen ebenen Spannungszuständen basieren, welche den Zfb verursacht haben.

Zfb Modus A entsteht durch eine Querkzugbeanspruchung σ_{\perp} , einer Quer/Längs-Schubbeanspruchung $\tau_{\perp\parallel}$ oder einer Kombination von beiden. Wirk- und Bruchebene sind, wie in Abbildung 2.3 für den Fall der reinen Querkzugbeanspruchung dargestellt, identisch. Die Querkzugspannung öffnet die Risse, wodurch im MSV ein starker Steifigkeitsverlust dieser Schicht zu verzeichnen ist. Dies muss aber nicht zwingend zum Totalversagen des ganzen MSV führen, teilweise werden seitens der Auslegung für die Anwendung des Laminates Zfb vom Modus A in der Struktur toleriert.

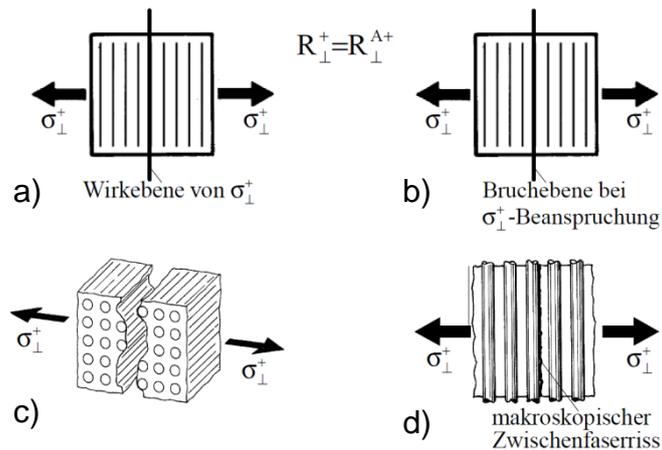


Abbildung 2.3: a) Wirkebene, b) Bruchebene, hier mit der Wirkebene identisch, c) realer Bruch, d) Rissverlauf als Zfb parallel zu den Fasern [3]

Zfb Modus B entsteht durch eine überlagerte Beanspruchung von Querdruck σ_{\perp}^- und Quer/Längs-Schub $\tau_{\perp\parallel}$ beziehungsweise Längs/Quer-Schub $\tau_{\parallel\perp}$, wobei der Querdruck verhältnismäßig gering sein muss. Ist er klein genug, ist der Bruchwinkel 0° und somit die Bruchebene mit der Wirkebene identisch, welche faserparallel verläuft, vergleiche Abbildung 2.4. Die Querdruckspannung sorgt dafür, dass die Rissufer zuge drückt werden und über Reibung Kräfte übertragen können. Dadurch ist die Steifigkeitsabnahme nur gering.

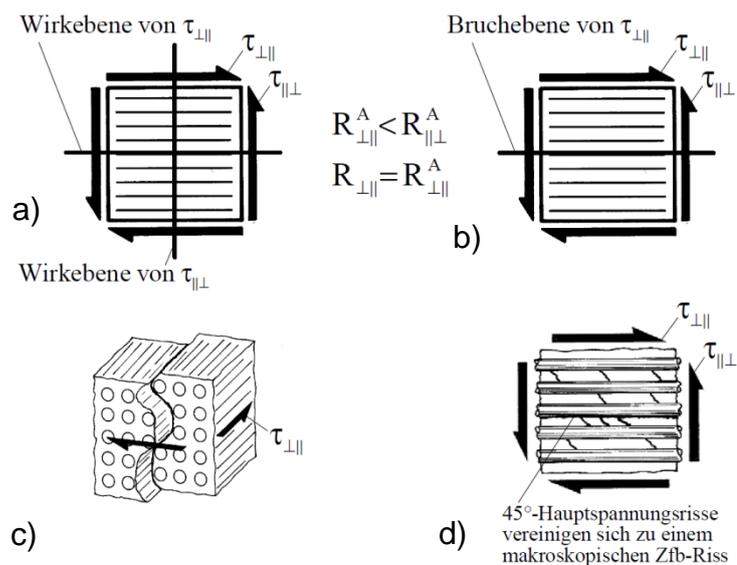


Abbildung 2.4: a) Wirkebenen bei $\tau_{\perp\parallel}$ und $\tau_{\parallel\perp}$, b) Bruchebene, hier mit der faserparallelen Wirkebene identisch, c) realer Bruch, d) Mikroskopische Matrixrisse und makroskopischer Zfb-Riss [8]

Zfb Modus C entsteht durch eine Querdruckbeanspruchung σ_{\perp}^{-} , welche dominanter als beim Modus B ist. Dadurch nimmt die Bruchebene einen von 0° verschiedenen Winkel an und, wie in Abbildung 2.5 dargestellt, fällt nicht mit der Wirkebene zusammen. Aufgrund der Sprengwirkung des Keilbruches ist dieser Bruchmodus für das Laminat oft fatal und sollte daher unbedingt durch geschickte Auslegung vermieden werden.

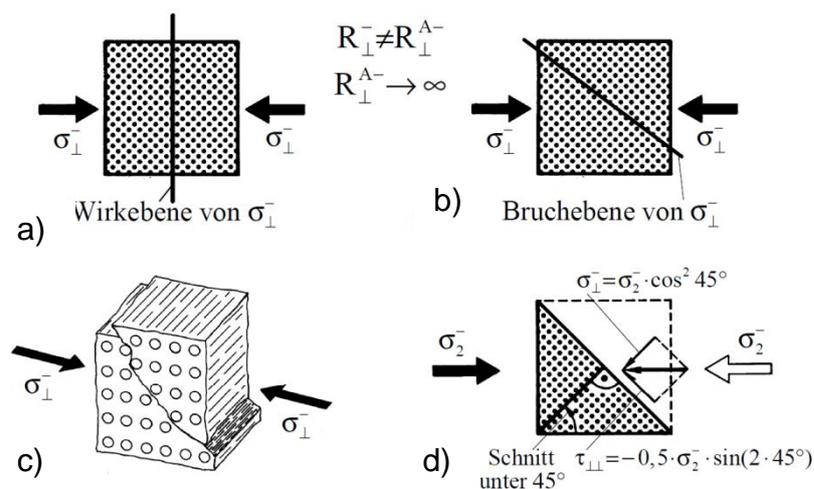


Abbildung 2.5: a) Wirkebene, b) Bruchebene, mit einem Winkel von ca. 53° zur Wirkebene, c) realer Bruch, d) aus der Schnittebene unter 45° wird τ_{\perp} maximal [3]

Bei einem MSV führt das Erstversagen einer Schicht (first ply failure) in der Regel nicht zum Totalversagen des Laminats. Nach der Zfb-Rissbildung findet aufgrund des Steifigkeitsverlustes in der geschädigten Schicht eine Spannungsumlagerung in die intakten, steiferen Schichten statt. Weitere Laststeigerungen sind bis zum Eintritt eines kritischen Schichtversagens (last ply failure) möglich. Bei einem quasiisotropen Laminat, das sich dadurch kennzeichnet, dass die Faserorientierungen so gewählt sind, dass in alle Richtungen der Ebene die gleichen Steifigkeiten und Festigkeiten vorliegen, entstehen im Zugversuch die Zfb iterativ durch alle Schichten, bis in der letzten Schicht der fatale Faserbruch eintritt. In Abbildung 2.6 ist der qualitative Spannungs-Dehnungs-Verlauf eines $[+45/90/-45/0]_S$ -Laminats unter einachsiger Zugbelastung bis zum Totalversagen dargestellt [13].

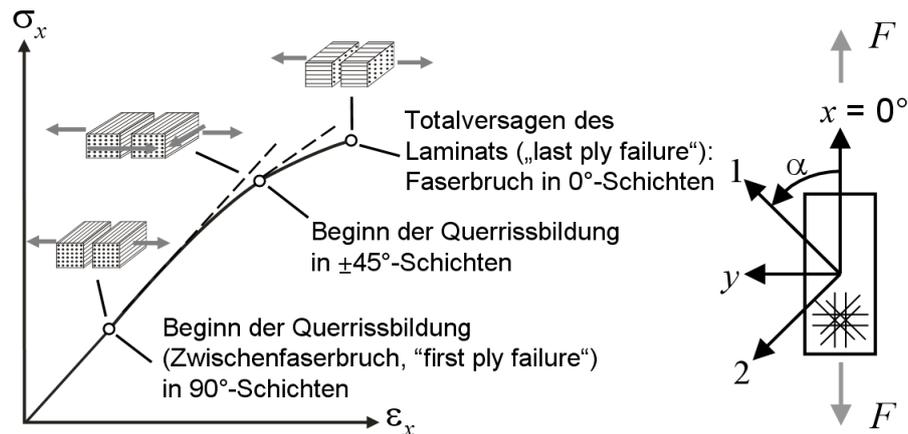


Abbildung 2.6: Qualitativer Spannung-Dehnung-Verlauf eines $[+45/90/-45/0]_s$ -Laminats unter einachsiger Zugbelastung bis zum Totalversagen [13]

Durch das Auftreten der ersten Risse in den 90° -Schichten und später zusätzlich in den $\pm 45^\circ$ -Schichten entsteht durch die Steifigkeitsdegradation dieser Schichten ein Knick in der Spannungs-Dehnungskurve. Diese wird auch als *Puck'sches Knie* bezeichnet.

Die **Delamination** als dritte Versagensart nach F_b und Z_{fb} ist ebenfalls ein Riss in der Matrix oder auch Faser/Matrix-Grenzfläche. Allerdings verläuft dieser nicht innerhalb einer Schicht, sondern zwischen den Schichten und ist oft sehr großflächig bis hin zur kompletten Trennung der Schichten. In Abbildung 2.7 ist die Delamination zwischen den Schichten gut als Eintrübung des ansonsten relativ transparenten GFK zu erkennen.

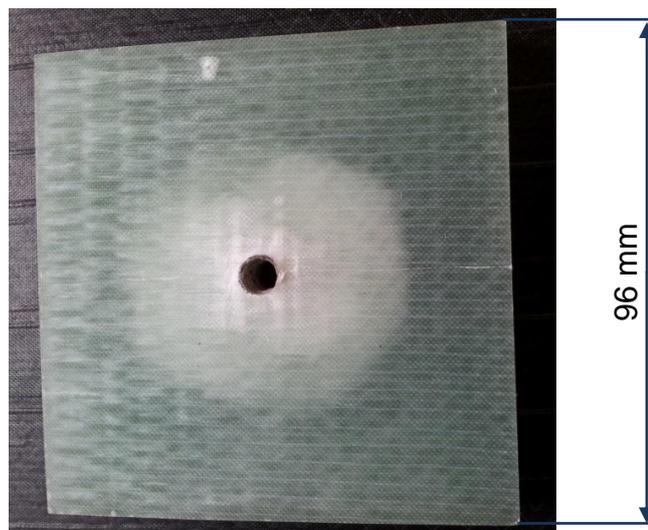


Abbildung 2.7: Delamination beim Pull-out-Versuch einer Schraube aus einer GFK-Probe

Das Entstehen von Delaminationen unter zügiger Beanspruchung wurde in den Arbeiten von *Pagano* und *Pipes* [111] sowie bei *Newaz* [112] detailliert beschrieben.

2.2.1 Einzelschichtbasierte Versagensanalyse von FKV

Um eine Vorhersage für das Versagen des MSV zu treffen, ist es etabliert, die UD-Einzelschicht zu betrachten, bei der die Fasern und Matrix zu einem transversal-orthotropen Kontinuum verschmiert sind [3]. Dabei erfolgt die Betrachtung der Spannungskomponenten im Bezug zum lokalen Koordinatensystem der Einzelschicht, um den orthotropen Eigenschaften mit Bezug zur Faserorientierung gerecht zu werden. *Puck* schlägt in [9] ein dreistufiges Vorgehen zur kontinuumsmechanischen Versagensanalyse vor:

- Die Berechnung der Spannungen, durch Transformation bezogen auf die Orientierung der Einzelschichten, welche durch die äußeren Lasten entstehen,
- die Berechnung der Anstrengungen unter Verwendung eines geeigneten Versagenskriteriums und
- die Steifigkeitsdegradation zur Beschreibung des veränderten Werkstoffverhaltens nach dem Überschreiten der Bruchkriterien.

Nach der Berechnung der in der UD-Schicht vorliegenden Spannungskomponenten $\sigma_{\parallel}^{+,-}$, $\sigma_{\perp}^{+,-}$, $\tau_{\pm\parallel}$ und $\tau_{\perp\perp}$ können diese in Bezug zu den zugehörigen Festigkeiten $R_{\parallel}^{+,-}$, $R_{\perp}^{+,-}$, $R_{\pm\parallel}$ und $R_{\perp\perp}$ gesetzt werden. Da die Spannungszustände in der Regel in Kombinationen auftreten, muss ein Versagenskriterium angewendet werden, welches auf geeignete Weise vektoriell einen Raum beschreibt, der alle mehrachsigen Spannungszustände eingrenzt und eine Unterscheidung der Versagensart zulässt.

Weder einfache lineare Bruchkriterien, wie das Maximal-Spannungs- oder das Maximal-Dehnungs-Kriterium [9] noch die Pauschalkriterien von *Tsai-Hill* [99] und *Tsai-Wu* [100] können dies erfüllen. Differenzierende Kriterien sind vor allem von *Hashin* [101] und *Puck* [9] entwickelt worden. *Puck* unterscheidet zusätzlich zwischen den bereits beschriebenen Zfb-Bruchmoden. Die Abschätzung der Fb-Anstrengung gelingt auch mit einfachen linearen Kriterien, wie dem Maximal-Spannungs-Kriterium, Gleichung (2.1) und (2.2), sind aber auch in den komplexeren Fb-Kriterien von *Hashin* [101], *Yamada-Sun* [102] und *Puck* [9] beschrieben.

$$\sigma_{\parallel} \geq 0: \quad \frac{\sigma_{\parallel}}{R_{\parallel}^+} = f_E \quad (2.1)$$

$$\sigma_{\parallel} < 0: \quad \frac{|\sigma_{\parallel}|}{R_{\parallel}^-} = f_E \quad (2.2)$$

Basierend auf den Auswertungen des World Wide Failure Exercise [104], [105], liefert das Wirkebenenkriterium von *Puck* [9], [103] die geeignetsten Anstrengungsbeziehungen von Z_{fb} für den ebenen Spannungszustand in Schalenstrukturen. Aus diesem Grund wurde es auch als Empfehlung für die Auslegung von FKV-Strukturen in die VDI-Richtlinie VDI 2014, Blatt 3 [60] aufgenommen und wird auch hier in der weiteren Arbeit verwendet.

Die Steifigkeitsabminderung erfolgt, wenn in einzelnen Schichten Schäden durch das Greifen des Versagenskriteriums vorhergesagt werden. Auch diese Schäden werden verschmiert abgebildet, indem die Werkstoffkennwerte herabgesetzt werden. Das Modell von *Nahas* [8] beschreibt eine stetige von der Dehnung abhängige Steifigkeitsabminderung. Dagegen verwenden *Puck*, *Schürmann* und *Knops* eine stetige Steifigkeitsabminderung, die von der Anstrengung abhängig ist, siehe [3], [9] und [106]. Es werden die Elastizitätsgrößen E_{\perp}^+ , $G_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\parallel}$ in Abhängigkeit von der Anstrengung $f_E > 1,0$ anhand einer Funktion $\eta(f_E)$ abgemindert. Die Funktion wird dabei durch einen Grenzwert η_R , der die Reststeifigkeit nach vollständiger Rissättigung beschreibt, begrenzt, siehe [3].

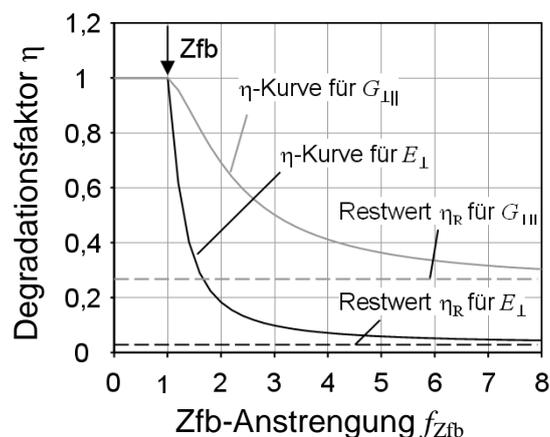


Abbildung 2.8: Von *Puck* vorgeschlagene Steifigkeitsdegradationsfunktionen für den quasistatischen Fall [3]

Die Funktion ist in der Regel experimentell zu bestimmen, es werden aber in der Literatur Degradationsfaktoren η und Restwerte η_R für GFK und CFK vorgeschlagen, siehe [3], [9], [60] und [106].

2.3 Schwingerermüdung von FKV

Selbst wenn bei quasistatischer Betrachtung die Versagenskriterien einen Schaden ausschließen, können innerhalb der Lebensdauer der FKV-Struktur Schäden auftreten, denn durch wiederkehrende zyklische Belastung „ermüdet“ das Material und es treten Schäden bereits bei geringeren Lasten auf. Selbst wenn – in seltenen Fällen – das tatsächliche Lastkollektiv bekannt ist, welches die Struktur über seine Lebensdauer erfährt, ist es etabliert, das Ermüdungsverhalten mittels einer Ersatzlast in Einstufenversuchen, auch Wöhler-Versuche genannt, zu ermitteln. Dabei wird eine gleichförmige Belastung aufgebracht, welche zwischen zwei Grenzwerten, der Ober- σ_o und der Unterspannung σ_u pendelt. Die Belastung hat in der Regel die Form einer Sinusschwingung um die Mittelspannung σ_m . Die Sinusschwingung in ihrer Reinform tritt in der Realität zwar nur in seltenen Fällen auf, hat sich aber als versagenskritischer als stochastische Betriebslasten herausgestellt [14], [109]. In der Praxis wird in der Regel eine Wöhlerlinie ermittelt, indem verschiedene Lastniveaus mit konstantem Lastverhältnis $R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}$ geprüft werden. Ermittelt wird dabei die Anzahl der Schwingspiele N , bis der Bruch eintritt, genannt Bruchlastspielzahl N_B . Über die verschiedenen Lastniveaus kann dann nach Wöhler mit Hilfe von zwei Formparametern a und b die Wöhlerkurve bestimmt werden, mit deren Hilfe auch andere Lastniveaus als die geprüften abgeschätzt werden können. Aufgrund der hohen absoluten Werte der Bruchlastspielzahlen werden diese in der Regel im Diagramm logarithmisch aufgetragen [108]. Darauf aufbauend wird die Wöhler-Kurve in der Regel ebenfalls logarithmisch beschrieben, damit sie im entsprechend skalierten Diagramm als Gerade erscheint.

$$\sigma(N) = a - b \log N \quad (2.1)$$

Die Wöhlerkurve ist dabei eine statistische Trendlinie, welche mit den Parametern a und b beschrieben wird. Zur Ermittlung dieser Parameter wird in dieser Arbeit, wie allgemein üblich, die Methode der kleinsten Quadrate (Least-Square-Fit) verwendet [19].

Prinzipiell stehen für die experimentelle Wöhlerkurvenermittlung zwei Vorgehensweisen zur Verfügung [108]. Zum einen das Perlschnurverfahren, bei dem jeweils nur eine Probe je Lastniveau, aber möglichst viele Lastniveaus geprüft werden. Das Perlschnurverfahren eignet sich besonders für Probenkonfigurationen, bei denen eine äußerst geringe Streuung der Ergebnisse vorliegt. Beim zweiten Verfahren werden mindestens 6 Proben pro Lastniveau geprüft, um eine statistische Aussage über die Streuung zu erhalten, auf deren Basis auch eine Überlebenswahrscheinlichkeit \hat{U} errechnet werden kann. Um den Prüfaufwand zu limitieren, werden andererseits nur 3 bis 4 Lastniveaus geprüft, wobei teilweise auch quasistatische Ergebnisse für die Ermittlung der Kurve herangezogen werden. Da insbesondere bei geringen Lastniveaus die erreichten Schwingungszahlen sehr groß werden können, sind Ermüdungsversuche zeitlich aufwendig. Als entscheidender Parameter für die Versuchsdauer ist die Prüffrequenz f zu nennen. Diese kann nicht beliebig hoch gewählt werden, da mehrere dann auftretende Effekte die Ergebnisse beeinflussen können. Die Prüffrequenz hat unmittelbaren Einfluss auf die Dehnrage, weswegen bei einer zu hohen Frequenz zunehmend im Bereich des dynamischen Elastizitätsmoduls geprüft wird. Darüber hinaus kann die dabei auftretende Verlustleistung zu einer übermäßigen Erwärmung der Probe führen, was die Lebensdauer reduziert. Dieser Effekt ist bei Thermoplasten von größerer Relevanz, zum einen, da sie in der Regel eine größere Dämpfung aufweisen, was die Temperatur schneller steigen lässt, zum anderen reagieren die Thermoplaste nachteiliger auf die Erwärmung als Duroplaste. Weitere Informationen zu den Einstufenbelastungen sind unter anderem in [10], [11], [109] und [110] zu finden.

2.4 Lasteinleitung in dickwandige FKV-Strukturen

Nahezu jedes Bauteil, das aus FKV gefertigt wird, weist Anbindungspunkte zu benachbarten Strukturen auf, über die die aufzunehmenden oder zu übertragenden Kräfte in die FKV-Struktur ein- oder ausgeleitet werden [3]. Je nach Verbindungsart

kann diese Lasteinleitung mehr oder weniger großflächig gestaltet werden. Insbesondere bei dickwandigen Strukturen mit ihrer hohen absoluten Festigkeit ist es schwierig, Kräfte homogen einzuleiten. Es entstehen je nach Verbindungsart nahezu immer mehr oder weniger stark ausgeprägte lokale Spannungsüberhöhungen, welche somit oft den Schwachpunkt der gesamten FKV-Struktur darstellen.

2.4.1 Unterteilung der Lasteinleitungsarten

Eine klassische Einteilung der Verbindungsarten und damit der Lasteinleitungsarten ist die Unterteilung in lösbare und nicht lösbare Verbindungen. Ebenfalls häufig, auch in Kombination mit der Lösbarkeit, erfolgt die Kategorisierung in form-, stoff- und kraftschlüssige Verbindungen. Eine Übersicht von *Noll* [18] in Anlehnung an *Neitzel/Mitschang* [16] für FKV-Verbindungen ist in Abbildung 2.9 dargestellt. Für Gestaltungshinweise sowie weitere Untersuchungen zu den hier nicht näher betrachteten Verbindungsarten sei auf die Literaturquellen verwiesen.

- nicht lösbare, mechanische Verbindungen [17],
- Klebungen [3], [6], [7], [16], [20] – [23],
- Schweißen [16], [24] – [26],
- Schnappverbindungen [27] – [30],
- Schlaufenverbindungen [3], [6], [7],
- Nähtechnik ohne [16], [31] und mit Lasteinleitungselementen [32], [33]
- Z-Pinning [34].

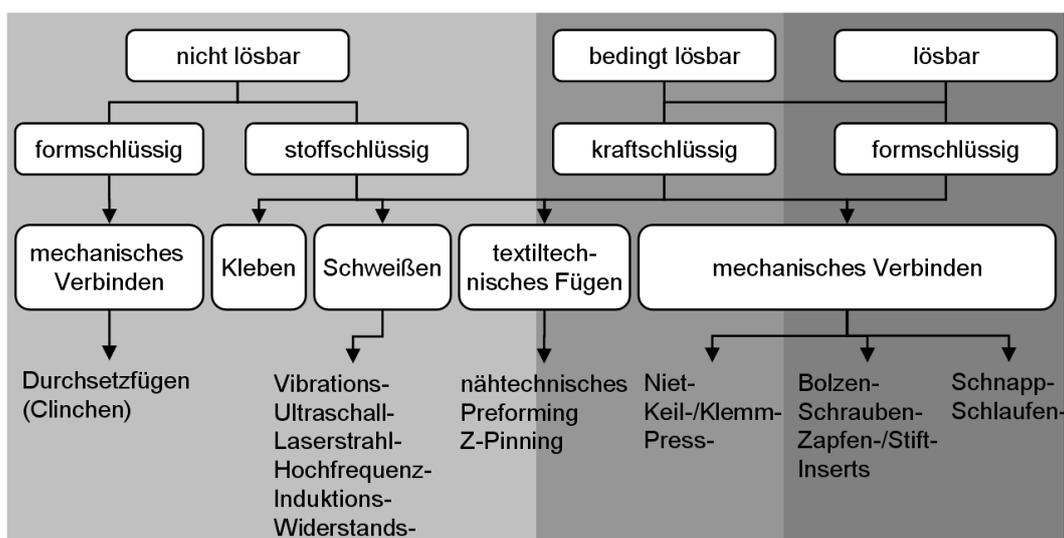


Abbildung 2.9: Einteilung der Verbindungsverfahren für FKV, [18], [26]

2.4.2 Bolzenverbindungen

Bolzenverbindungen sind relativ breit definierte Verbindungen. Je nach Ihrer Gestaltung können sie kraft- oder formschlüssig sein. Glattwandige Bolzen ohne Vorspannung sind formschlüssig. Sie können, wie manche Niete, aber auch eine Vorspannung aufbringen, wodurch die Lastübertragung in der Regel kraftschlüssig erfolgt. Eine besonders große Verbreitung haben Schraubverbindungen, welche bei entsprechender Vorspannung kraftschlüssig sind, sie können aber bei fehlender Vorspannung auch formschlüssig Kräfte übertragen.

Bolzenverbindungen können vielfältig gestaltet werden. Üblich sind ein- oder zweischnittige Verbindungen. Die Anordnung der Bolzen kann dabei ein- oder mehrreihig, parallel oder versetzt ausgeführt werden. Beispiele für die Gestaltungsmöglichkeiten sind in [3], [7], [35] und [41] zu finden.

Die typischen Versagensarten von Bolzenverbindungen sind in Abbildung 2.10 dargestellt. Die Versagensarten Schub-, Flankenzug-, Spaltzug-, kombinierter Spalt/Flankenzugbruch sowie auch das nicht abgebildete Bolzenversagen und – ausreißen finden in der Regel schlagartig statt, da FKV, insbesondere mit duroplastischer Matrix, ein eher sprödes Bruchverhalten zeigt. Beim Lochleibungsversagen haben die Schadensereignisse dagegen auf die Verbindung eher gutmütige Auswirkungen, da sie nicht zum spontanen Totalversagen führen, weswegen es die bevorzugte Versagensart ist. Wegen des langfristigen Verlaufs ist das Versagen durch Lochleibung schwer zu definieren. In der Regel wird eine Lochaufweitung von 2 % bezogen auf den ursprünglichen Bohrungsdurchmesser als Versagenskriterium definiert, was allerdings schwer zu messen ist [53], [54].

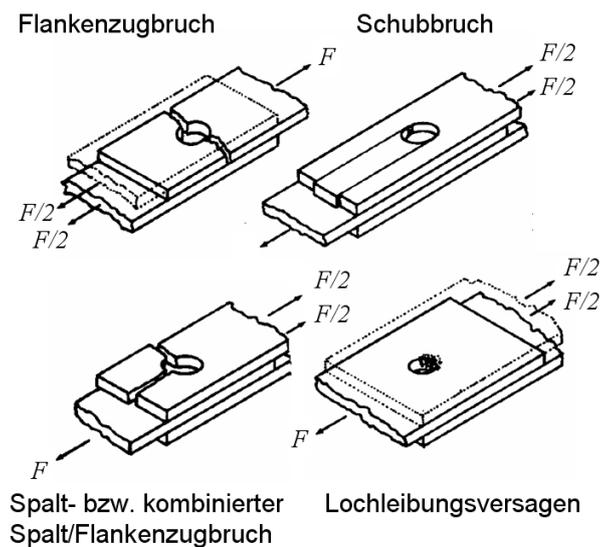


Abbildung 2.10: Versagensarten von Bolzenverbindungen [18], [71], [72]

Die Auslegung von Bolzenverbindung ist aufgrund der inhomogenen Spannungsverteilung, insbesondere durch die Kerbwirkung des Bohrloches, komplex. Die meisten Ansätze sind rein empirisch aus experimentellen Daten entwickelt. Der Einfluss verschiedener Parameter wie Passung, Faserorientierung und Vorspannkraft sind in [36] – [40] untersucht worden. Das anzustrebende Versagen durch Lochleibung kann erreicht werden, wenn Flankenzug-, Schubversagen und deren Kombination durch ausreichende Rand- und Bohrungs-/ Bolzenabstände verhindert werden. Untersuchungen zu den Mindestrandabständen in Abhängigkeit der Laminatkonfiguration sind bei [7], [35], [41] und [63] zu finden.

Geschlossene mathematische Ansätze zur Auslegung finden sich beispielsweise in [42], [43] und [117]. Die Ansätze beschränken sich auf dünnwandige Laminare, ein allzu komplexer Spannungszustand in Dickenrichtung kann nicht abgebildet werden. Auch die meisten numerischen Methoden, wie in [44] – [47], beschränken sich auf dünnwandige Laminare.

Eine teils signifikante Steigerung der Verbindungsfestigkeit bei Bolzenverbindungen kann durch das Formen anstatt des Bohrens des Loches im Laminat erreicht werden. Untersuchungen hierzu finden sich in [48], [49] und [50].

2.4.3 Verschraubungen

Verschraubungen unterscheiden sich von den meisten anderen Bolzenverbindungen durch die Tatsache, dass hier die Kraftübertragung vorrangig kraftschlüssig erfolgt.

Durch die Vorspannkraft sollen die beiden Fügepartner flächig gegeneinander gepresst werden, wodurch der Kraftfluss über die Kontaktflächen der Fügepartner und nicht über die Kontaktfläche des Bolzens oder der Schraube zu den Fügepartnern erfolgt. Dadurch ist die Kontaktfläche, über die der Kraftfluss erfolgt, großflächiger und die Kerbspannung durch die Bohrung kommt weit weniger zum Tragen. Die Verbindung erfährt Zug- beziehungsweise Druckspannungen und der Bolzen wird nicht mit Scherkraft belastet, wie es bei der Verbindung ohne Vorspannung der Fall ist. Problematisch hierbei ist, dass die Kräfte vorwiegend senkrecht zur Laminebene eingeleitet werden, wo die Leistungsfähigkeit des FKV gering ist. Gegenüber üblichen anderen Bolzenverbindungen mit Vorspannkraft, wie Niete, sind Verschraubungen leicht lösbar. Neben der Möglichkeit, beide Fügepartner mit einem Durchgangsloch zu versehen und die Schraube mittels Mutter vorzuspannen, kann auch das Gewinde zum Eindrehen der Schraube in einem der Fügepartner selbst vorgesehen werden. Dies verringert den Platzbedarf der Verbindung und hilft so, Bau-raumgrenzen einzuhalten oder Verschraubungen dort vorzusehen, wo für die Montage der Mutter kein Zugang besteht.

Aufgrund der räumlichen Anordnung der Fügepartner werden im Rahmen dieser Arbeit Verschraubungen betrachtet, bei denen das Gewinde in der FKV-Struktur integriert ist. Das Einbringen des Muttergewindes in die FKV-Struktur kann durch vorheriges Bohren und anschließendes Gewindeschneiden, wie bei Metallen üblich, erfolgen. Es kann aber auch mit dem Einschraubvorgang durch gewindefurchende Schrauben erfolgen [73]. Oft werden auch metallische Gewindeeinsätze, die in die FKV-Struktur integriert werden, verwendet. Dies gilt besonders für FKV mit thermoplastischer Matrix, da hier aufgrund der stärkeren Fließneigung Vorspannungen in der Verbindung stark abgebaut werden. Sie können dort innerhalb der Bauteilherstellung durch Umpressen oder Umspritzen, aber auch nachträglich durch thermische, mechanische oder Ultraschall-Verfahren integriert werden. Beispiele für solche Gewindeeinsätze sind in Abbildung 2.11 a) bis c) dargestellt [74]. Eine weitere Art von Gewindeeinsätzen sind solche mit Innen- und Außengewinde, dargestellt in Abbildung 2.11 d), wobei das Außengewinde auch selbstschneidend ausgeführt sein kann.

Eine besonders einfache Ausprägung dieser Gewindeeinsätze mit Innen- und Außengewinde sind Drahtgewindeeinsätze, Abbildung 2.11 e) [75].

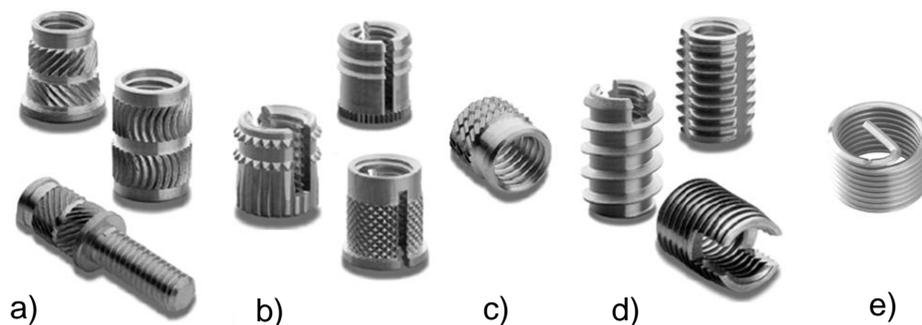


Abbildung 2.11: Gewindeeinsätze für Kunststoffe mit unterschiedlicher Integration in die FKV-Umgebung durch (a) Wärme- und Ultraschall-Verfahren, (b) mechanisches Einpressen, (c) durch Umpressen, (d) Einschrauben, teilweise selbstschneidend, (e) Drahtgewindeeinsatz [18]

Analog zu den glattwandigen Bolzen können auch Schraubverbindungen direkt ins Laminat geformt werden. Untersuchungen wurden aber fast ausschließlich an thermoplastischen FKV durchgeführt, vor allem Ehrenstein et al. [76] – [83] beschäftigt sich ausführlich mit der Prozesstechnik und der Tragfähigkeit solcher geformter Verbindungen. Als größter Vorteil der direkt geformten Verschraubungen wird aber nicht das Tragverhalten genannt, sondern die Wirtschaftlichkeit und Prozesssicherheit aufgrund der einfachen Herstellung und Montagebedingungen [84], [85].

Nachteilig an Gewinden, die durch Schneiden oder Formen in das FKV eingebracht wurden, ohne Inserts zu verwenden, ist der bereits erwähnte Vorspannkraftverlust. Ist die Vorspannung nicht mehr gegeben, ist die Flächenpressung zwischen den Fügepartnern nicht mehr ausreichend, um die kraftschlüssige Verbindung zu gewährleisten. Als alternativer Lastpfad stellt sich dann der Formschluss ein, wie er für die Bolzenverbindungen ohne Vorspannung gegeben ist, allerdings mit den genannten festigkeitstheoretischen Nachteilen. Der Vorspannkraftverlust stellt sich – zumindest materialseitig – im Wesentlichen durch zwei Effekte ein, dem Setzen und dem Kriechen. Das Setzen ist ein relativ schnell eintretendes Einebnen der Rauigkeiten der Flächen, welche unter Pressung miteinander in Kontakt stehen. Das Kriechen wiederum ist ein Prozess, bei dem das Material, beim FKV fast ausschließlich die Matrix, die Spannungen durch die Vorspannkraft durch Fließen abbaut [116]. Dabei wird zwischen dem Retardieren, einer Zunahme der Dehnung bei konstanter Span-

nung z.B. beim Zeitstandsversuch unter konstanter Zugbelastung, und dem Relaxieren, der Abnahme der Spannung bei konstanter Dehnung, unterschieden [66]. Das Kriechen hat seine Ursache im viskoelastischen Verhalten der Kunststoffe, die Molekülketten gleiten mit der Zeit aufeinander ab, es findet für gewöhnlich kein chemischer Prozess statt [67]. Durch ihren geringen Vernetzungsgrad kriechen insbesondere Thermoplaste sehr stark, weniger Kriechneigung haben die überwiegend für FKV verwendeten Duroplaste. Die Kriechneigung nimmt jedoch auch hier bei steigenden Temperaturen zu, daher empfiehlt *Schürmann* in [65] davon auszugehen, dass langfristig die Vorspannung in nicht gestützten FKV auf Null absinkt. Dies gilt vor allem aufgrund mangelnder Untersuchungen in diesem Bereich für dickwandige Lamine, bei denen in der Verbindung viel Länge für das Kriechen vorhanden ist. Weitere Untersuchungen zum Vorspannkraftverlust in Verbindungen wurden in [68], [69], [70] durchgeführt.

2.5 Spanende Bearbeitung von FKV

Die spanende Bearbeitung von FKV unterscheidet sich aufgrund der besonderen Struktur in vielen Punkten von der Bearbeitung von Metallen [16].

Hauptgrund hierfür ist der stetige Wechsel zwischen der sehr harten Faser und der weichen Matrix, was in der Regel zu einem stark ausgeprägten Werkzeugverschleiß führt [87] – [90]. Daher werden nahezu ausschließlich verschleißfeste Schneidstoffe wie Hartmetall oder gar polykristalliner Diamant (PKD) verwendet [16]. Aber auch die Prozessparameter unterscheiden sich deutlich von der Bearbeitung von Metallen, wobei aufgrund der vielfältigen Ausprägungen und Kombinationsmöglichkeiten von FKV keine allgemeingültigen Regeln aufgestellt werden können. Mit denen für die Prozessauslegung notwendigen Randbedingungen beschäftigen sich ausführlich [16] und [91] – [95].

2.5.1 Bohren von FKV

Schädigungen im FKV durch das Bohren von Löchern können kaum vermieden werden. Durch die Wahl der korrekten Randbedingungen können diese aber auf ein Minimum reduziert werden.

Um Mikrorisse und unsaubere Bohrlöcher zu vermeiden, ist darauf zu achten scharfe Bohrer zu verwenden. FKV reagiert auf stumpfe Bohrer deutlich empfindlicher als

Metalle. Dies ist insofern besonders problematisch, da wie erläutert der Verschleiß bei FKV höher ist, die Standzeiten der Bohrwerkzeuge demnach sehr kurz sind, was den Prozess verteuert. Um die Schäden im FKV gering zu halten, sind außerdem Bohrer-Geometrie sowie die Prozessgeschwindigkeiten Vorschub und Bohrgeschwindigkeit zu beachten. Bei GFK und CFK haben sich Bohrwerkzeuge etabliert, deren Schneidengeometrie denen von Bohrern für Metalle ähnelt, siehe Abbildung 2.12 a). Je nach Laminatdicke haben sich unterschiedliche Spitzenwinkel als vorteilhaft erwiesen. So sollten für dünne Laminatlagen eher spitze Bohrer mit einem Winkel ab 55° verwendet werden, bei dicken Laminaten sollte der Spitzenwinkel auf bis zu 100° ansteigen [63]. Eine ausführliche Untersuchung des Einflusses der Bohrer-Geometrie auf die Schädigungen speziell in GFK hat *Abrao* in [64] durchgeführt. Für aramidfaserverstärkte Kunststoffe (AFK) und ähnliche sehr zähe Fasern hat sich eine andere Bohrer-Geometrie als vorteilhaft erwiesen. Das Scheiden der Fasern gelingt besser, wenn der Bohrer ähnlich einem Holzbohrer geformt ist, wie es in Abbildung 2.12 b) dargestellt ist [16], [96]. Für die Bohrgeschwindigkeit empfiehlt *Collings* in [63] als Richtwert für FKV etwa 20 m/min, *Abrao* in [64] speziell für GFK sogar 55 m/min. Als Vorschubgeschwindigkeit empfiehlt *Collings* 10 – 20 mm/min, wohingegen *Abrao* eine relative Vorschubgeschwindigkeit von 0,04 mm/U für geeignet hält, um eine bestmögliche Bohrlochqualität zu erhalten.

Bei nicht optimaler Vorschubgeschwindigkeit oder unpassenden oder stumpfen Bohrern treten gehäuft Delaminationen im Laminat auf. Bei zu geringem Vorschub oder stumpfem Bohrer entsteht eine Schälwirkung und der Bohrer zieht die oberen Laminatschichten nach oben ab, wie es in Abbildung 2.12 c) schematisch dargestellt ist. Ein zu großer Vorschub sorgt dagegen dafür, dass die unteren Laminatschichten dem Druck des Bohrers ausweichen, wie es in Abbildung 2.12 d) schematisch dargestellt ist und so die Delamination entsteht. Beide Effekte können reduziert werden, indem das Laminat auf beiden Seiten durch eine Bohrschablone gestützt wird, idealerweise sogar fest und vibrationsarm verspannt wird [16].

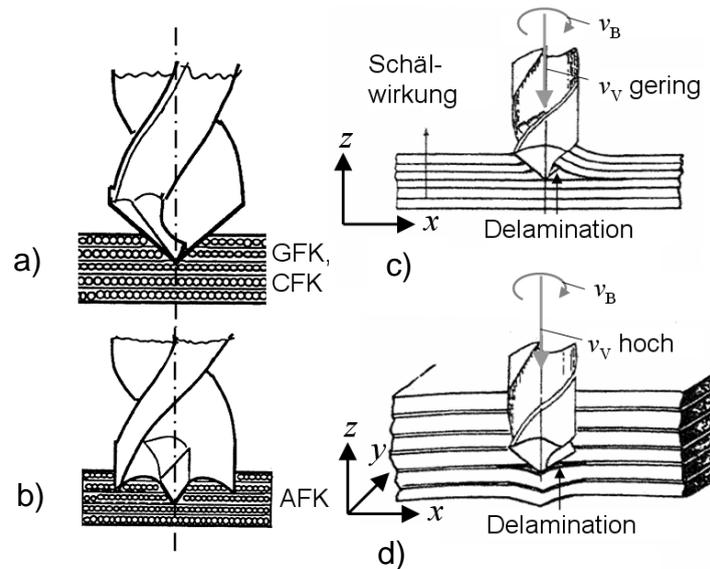


Abbildung 2.12: Geeignete Schneidengeometrien für FKV-Bohrer (a), (b) [113] und schematische Darstellung der Delaminationsschädigungen beim Bohren von FKV mit zu geringen bzw. zu großer Vorschubgeschwindigkeiten [18]

2.5.2 Gewindefertigung in FKV

Das Fertigen der Gewinde wird bei kleineren Durchmessern mit Gewindebohrern durchgeführt. Bei großen Gewinden kann auch das Fräsen eingesetzt werden. Beiden Fertigungsverfahren geht das Bohren eines Loches voraus, welches in Kapitel 2.5.1 beschrieben ist.

Umfangreiche Untersuchungen zum Gewindebohren wurden von *Weinert* und *Kempmann* in [86] durchgeführt. Untersuchungsschwerpunkt ist der Einfluss von verschiedenen Werkzeugen und Beschichtungen auf die auftretenden Schnittkräfte und die damit im Zusammenhang stehenden Schädigungen. Es wird auch untersucht, ob die durch das Vorbohren entstandenen Oberflächenschäden in der Bohrung, welche in Abbildung 2.13 a) zu erkennen sind, durch das Gewindebohren entfernt werden. Die Abbildung 2.13 b) zeigt, dass die Schäden zwar reduziert, nicht aber komplett entfernt wurden, oder durch das Gewindebohren neue entstanden sind. Ob die Schädigungen Auswirkungen auf das Tragverhalten des Gewindes haben, wird von *Weinert* und *Kempmann* nicht untersucht.

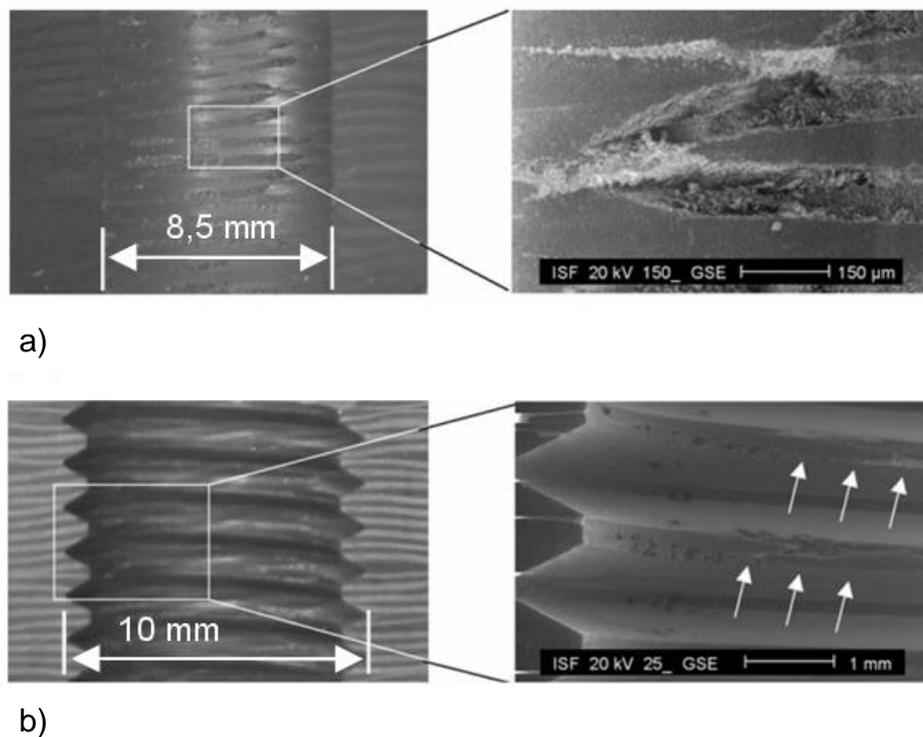


Abbildung 2.13: Vorschädigungen der FKV-Struktur durch das Vorbohren (Bildteil a) und die Gewindeherstellung (Bildteil b) [86]

2.6 Nasswickeln und dessen Prozesssimulation

Das Wickeln ist eine etablierte Fertigungstechnik, welche insbesondere beim Bau von Druckbehältern eingesetzt wird, zunehmend aber auch bei Antriebswellen. Dabei werden Faserbündel um einen rotierenden Wickelkörper abgelegt [16], [97]. In der Regel wird das Nasswickelverfahren angewandt, bei dem die Faserbündel zuvor bereits mit flüssigem Harz durchtränkt werden. Jüngere Untersuchungen zum Wickeln beschäftigen sich vorrangig mit der Steigerung der Prozesseffizienz, wie beispielsweise der Einsatz von Mehrfachablegeköpfen [16] oder verbesserten Imprägnierverfahren [98].

Bei der Auslegung der gewickelten Bauteile können Lagenwinkel und –dicken innerhalb der Prozessgrenzen beanspruchungsgerecht variiert werden. Bei rotationssymmetrischen Körpern, wie Druckbehältern, wird prozesseitig zwischen Kreuz- und Umfangslagen unterschieden. Umfangslagen haben einen Winkel im Bezug zur Rotationsachse, der von 90° nur geringfügig abweicht. Für gewöhnlich bietet sich ein Winkel an, der in Abhängigkeit von der Bandbreite des Wickelbandes eine nahtlose

Ablage erlaubt, der Vorschub sollte daher identisch der Bandbreite b der Bewicklung sein.

Zusammen mit dem Umfang U des rotationssymmetrischen Körpers kann damit der ideale Umfanglagenwinkel β berechnet werden:

$$\beta = 90^\circ - \tan^{-1}\left(\frac{b}{U}\right) \quad (2.1)$$

Die Umfangslagen sind aufgrund ihres Winkels besonders gut in der Lage, tangentialle Spannungen in der Struktur aufzunehmen.

Treten in der Struktur auch anders orientierte Spannungen auf, was die Regel ist, so können zusätzlich Kreuzlagen gewickelt werden, welche einen kleineren Winkel aufweisen. Dadurch ist keine fortlaufende Bandablage mehr möglich und es sind mehrere Hübe notwendig, um mit dem Wickelband eine geschlossene Lage zu erreichen. Daher werden immer simultan der positive und der negative Lagenwinkel gleichzeitig aufgebracht. An den Rändern entsteht eine Umkehrzone, bei der zwischen dem positiven und negativen Winkel bzw. umgekehrt gewechselt wird. Sofern keine Wendehilfen wie Wickelsterne verwendet werden, wird innerhalb der Rutschgrenze der Winkel über eine gewisse Strecke kontinuierlich über 90° hinweg gewechselt. Zur Veranschaulichung ist in Abbildung 2.14 schematisch ein Rohr mit einer $\pm 45^\circ$ -Kreuzlage mit der Bandbreite b dargestellt. Auf der linken Seite ist eine Wendezone abgebildet.

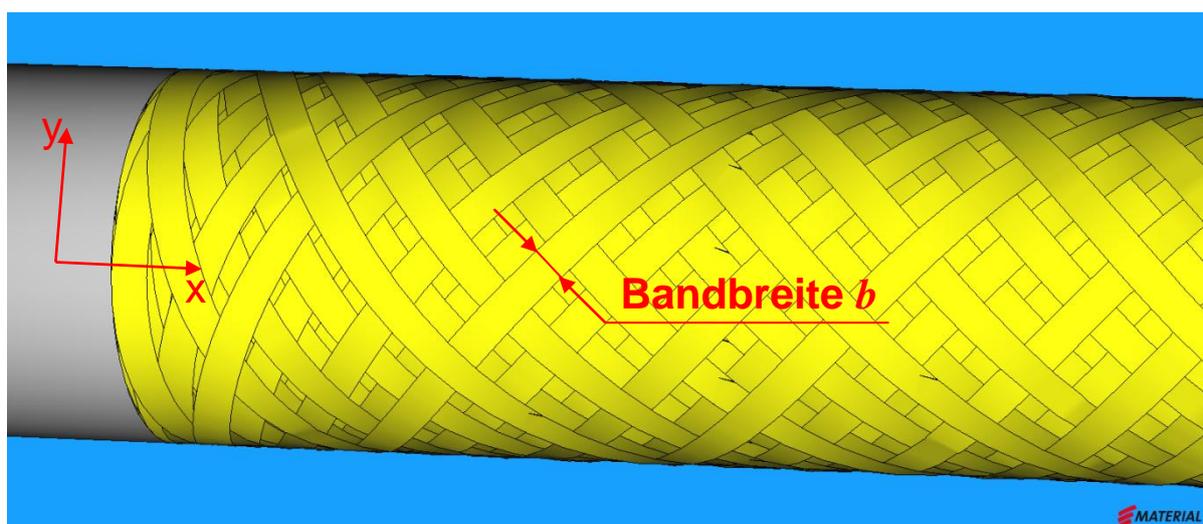


Abbildung 2.14: Wendezone einer $\pm 45^\circ$ -Kreuzlage mit Bandbreite b auf einem geraden Rohr

Kreuzlagen mit dem dargestellten $\pm 45^\circ$ -Winkel sind ideal, um Torsionsspannungen aufzunehmen. Je nach Verhältnis der Lasten können mit der Netztheorie oder der klassischen Laminattheorie auch andere Winkel und die dazu passenden Dicken den jeweiligen Spannungszuständen ideal abgestimmt werden.

Im Bereich der Wendezone liegt ein höherer Bedeckungsgrad vor. Es werden demnach mehr als zwei Einzelschichten an dieser Stelle abgelegt. Bei Druckbehältern und anderen Strukturen mit variierendem Durchmesser liegt die Wendezone dazu meist in einem Bereich, in dem der zu bewickelnde Umfang geringer als auf der Mantelfläche ist. Da an allen Stellen die Menge der Wickelbänder gleich ist, entsteht im Bereich der Wendezone zusätzlich eine größere Schichtdicke als auf der Mantelfläche. Um sowohl diese Aufdickung als auch die sich einstellenden Winkel im Bereich der Wendezone korrekt abschätzen zu können, wird Prozesssimulationssoftware wie CADWIND, Winding Expert oder CompositiCAD eingesetzt. Diese bieten in der Regel eine Schnittstelle, um die Lageninformationen direkt zu einem Finite-Elemente- (FE) Programm übertragen zu können.

3 Strukturelle Verformung der GFK-Rotorglocke

3.1 Ausgangssituation und Anforderungen an die Struktur

Neben der Anforderung an die Lasteinleitung, siehe Abbildung 3.1 a), welche in Kapitel 4 betrachtet wird, soll die Rotorglocke zwei dominierende Anforderungen an die strukturelle Steifigkeit erfüllen:

- Der Glockenrand darf sich durch eine Querkraft von 600 N maximal um 0,14 mm radial verformen, Abbildung 3.1 b).
- Bei einer Umdrehungsgeschwindigkeit von 10.000 U/min soll die radiale Aufweitung 0,04 mm nicht überschreiten, Abbildung 3.1 c).

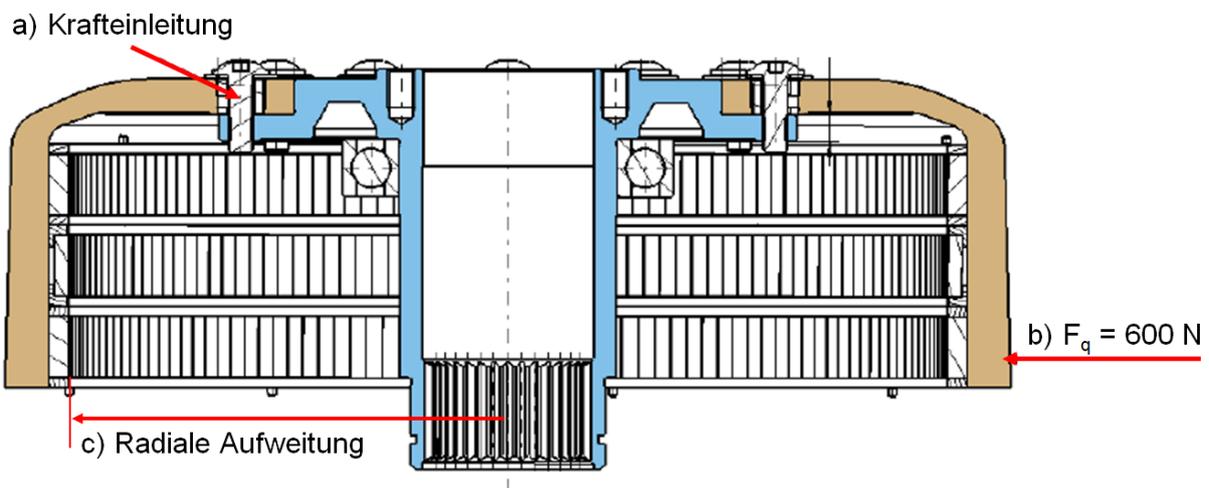


Abbildung 3.1: Die drei wesentlichen Anforderungen: a) Krafteinleitung, b) Querkraftsteifigkeit, c) begrenzte radiale Aufweitung auf Grund von Fliehkraft

3.1.1 Werkstoffkenngrößen für die Auslegung

Für die Auslegung wurden die mechanischen Werkstoffkenngrößen für Zug- und Druckbeanspruchung sowie der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit (ILSS) nach den DIN EN ISO Normen 527-4 [113], 14126 [114] bzw. 14130 [115] bestimmt. Dafür wurden mittels Vakuum-Infusionsverfahren (Vacuum Assisted Resin Infusion, VARI) unidirektional aufgebaute Platten erstellt. Als Fasermaterial wurde die E-Glasfaser *S14EU910-00950-01300-499000* von *SAERTEX* gewählt, da diese mechanische Eigenschaften aufweist, wie sie auch für Glasfasern üblich sind, die im

Wickelverfahren, mit dem die Glocke gefertigt werden soll, eingesetzt werden. Die wesentlichen Eigenschaften gemäß Datenblatt [51] sind eine Dichte von $\rho_f = 2,6 \text{ g/cm}^3$, ein Zugelastizitätsmodul von $E_f^t = 73 \text{ GPa}$ und eine Zugfestigkeit von $R_f^t = 2.200 \text{ MPa}$. Als Matrixsystem wurde das Zwei-Komponenten Epoxidharzsystem *Araldite® LY 1564 SP* mit dem Härter *Aradur® 3487* von *Huntsman* ausgewählt, da es ein weit verbreitetes System ist, welches sich sowohl für Infusionsverfahren als auch für Nasswickeln eignet. Die Zugfestigkeit wird im Datenblatt [52] mit $\sigma_m^t = 70 - 78 \text{ MPa}$, der Zugelastizitätsmodul mit $E_m^t = 2.900 - 3.700 \text{ MPa}$ angegeben. Die in Tabelle 3.1 zusammengefassten Ergebnisse der Versuche zur quasistatischen Kennwertermittlung bilden die Eingangsgrößen für alle folgenden analytischen und numerischen Rechnungen. Für die Quer-Bruchdehnung ε_{\perp}^t konnten nur drei gültige Messergebnisse ermittelt werden, eine Verwendung dieses Kennwertes für Auslegungszwecke – auch für andere Arbeiten – ist daher nicht zu empfehlen.

Tabelle 3.1: Experimentell ermittelte mechanische Kennwerte des GFK

Kennwert	Einheit	Mittelwert	Standardabweichung 1σ	Laminataufbau	Anzahl gültiger Proben	DIN EN ISO
Zugmodul E_{\parallel}^t	[MPa]	41.517	± 1.674	$[0]_6$	7	527-4
Zugfestigkeit R_{\parallel}^t	[MPa]	768	± 50	$[0]_6$	7	
Bruchdehnung $\varepsilon_{\parallel}^t$	[%]	1,88	$\pm 0,17$	$[0]_6$	5	
Zugmodul E_{\perp}^t	[MPa]	6.626	± 405	$[90]_6$	6	
Zugfestigkeit R_{\perp}^t	[MPa]	82	$\pm 3,1$	$[90]_6$	7	
Bruchdehnung ε_{\perp}^t	[%]	2,18	$\pm 0,14$	$[90]_6$	3	
Druckmodul E_{\parallel}^c	[MPa]	40.356	± 3.460	$[0]_6$	11	14126
Druckfestigkeit R_{\parallel}^c	[MPa]	502	± 50	$[0]_6$	10	
Druckdehnung $\varepsilon_{\parallel}^c$	[%]	1,27	$\pm 0,14$	$[0]_6$	10	
Druckmodul E_{\perp}^c	[MPa]	13.058	± 1.029	$[90]_6$	7	
Druckfestigkeit R_{\perp}^c	[MPa]	118	± 6	$[90]_6$	10	
Druckdehnung ε_{\perp}^c	[%]	1,07	$\pm 0,17$	$[90]_6$	7	
ILSS τ	[MPa]	41	$\pm 1,3$	$[0]_6$	12	14130

3.2 Begrenzung der kraftinduzierten Verformung des Rotors

3.2.1 Lösungsansatz durch strukturelle Steifigkeit

In einem ersten Ansatz wird betrachtet, inwieweit die Anforderungen an die strukturelle Steifigkeit der Glocke durch die gewählte Werkstoffkombination bei geschickter Wahl der Faserorientierung erfüllt werden können.

3.2.1.1 Analytische Vorauslegung der Umfangslagen

Die radiale Aufweitung wird durch die Fliehkraft der rotierenden Massen erzeugt, wodurch radial ausgerichtete Kräfte entstehen, welche eine Vergrößerung des Durchmessers der Glocke zur Folge haben. Diese Verformung erzeugt als Reaktion Tangentialspannungen in der Struktur, wie sie auch bei einem unter Innendruck belasteten Behälter entstehen. Diese Analogie erlaubt eine Vorauslegung der Umfangslagen mittels der Netztheorie [3], wie sie bei der Berechnung von Druckbehältern in einem ersten Schritt üblich ist. Bei der vorliegenden glockenförmigen Struktur entsteht die größte Verformung am freien Rand abseits des Glockenbodens, da dieser auf der gegenüberliegenden Seite des Ringes versteifend wirkt. Zusätzlich reichen auf der freien Seite die Magnetringe mit ihrer im Vergleich zu den anderen verwendeten Materialien relativ hohen Dichte von ca. $6,9 \text{ g/cm}^3$ bis weit an den Rand heran. Zur Vereinfachung wurde ein beidseitig offener Ring betrachtet, was eine konservative Abschätzung ermöglicht. Zur Berechnung der globalen Spannungen wurde die Kesselformel [4] angewendet. Für die anschließende Laminatauslegung unter Verwendung der Netztheorie werden folgende Annahmen getroffen:

- Das Harz beteiligt sich nicht am Lastabtrag, daraus folgt:
- Quernormalspannung $\sigma_{\perp} = 0$
- Schubspannung $\tau_{||\perp} = 0$
- Es wird keine Biegung berücksichtigt (reines Scheiben-Tragverhalten), was durch das Vernachlässigen des Bodens erreicht wird

Eine Schubspannung von Null wird durch einen Ausgeglichenen Winkelverbund (AWV) erreicht. Dieser ist gegeben, wenn die Lagen symmetrisch gewickelt werden, sprich es zu jeder Lage eine mit umgekehrtem Vorzeichen aber betragsmäßig identischem Ablegewinkel und gleicher Dicke gibt. Beim klassischen Nasswickeln ist

dies bei den Kreuzlagen in der Regel automatisch gegeben, da diese zwingend gemeinsam aufgebracht werden, um eine Vollbedeckung der Oberfläche zu erreichen. Bei den Umfangslagen kann eine Vollbedeckung auch mit einem Winkel erreicht werden, somit sollte auch hier eine zweite Lage mit umgekehrtem Vorzeichen gewickelt werden, sofern kein Winkel von genau 90° darstellbar ist.

Ist die Wanddicke t sehr viel kleiner als der mittlere Durchmesser D_m des Druckbehälters, können die Spannungen in radialer Richtung vernachlässigt werden und die Spannungen in Umfangsrichtung über den Querschnitt als konstant angesehen werden. Die durch den Innendruck P induzierten Spannungen in Umfangsrichtung sind laut der Kesselformel [4]:

$$\sigma_{Umfang} = \frac{P \cdot D_m}{2 \cdot t} \quad (3.1)$$

Für die Vorauslegung ist die benötigte Wanddicke t die wesentliche gesuchte Größe. Im Gegensatz zur Auslegung eines Druckbehälters, bei dem die Spannung in der Regel mit der Festigkeit des Werkstoffes zu vergleichen ist, ist die Umfangsspannung bei der Glockenauslegung zunächst nicht maßgebend. Die zu limitierende Größe ist die auf den Durchmesser bezogene Aufweitung a_D . Diese ist im hier relevanten Spannungs-Dehnungs-Bereich über das lineare Hooksche Gesetz über die Elastizitäten mit der Spannung gekoppelt [5]:

$$a_D = D_m \frac{\sigma_{Umfang}}{E_{\parallel}^t} \quad (3.2)$$

Da die Kreuzlagen sich nach Netztheorie über die fehlende Schubsteifigkeit nicht am Lastabtrag beteiligen, kann als Steifigkeit die Faserparallele Steifigkeit E_{\parallel}^t der Umfangslagen angenommen werden.

Durch Umformung nach σ_{Umfang} und Einsetzen von Gleichung 3.2 in Gleichung 3.1 kann nach der notwendigen Wanddicke t umgeformt werden:

$$t = \frac{P \cdot D_m^2}{2 \cdot E_{\parallel}^t \cdot a_D} \quad (3.3)$$

Der Innendruck P ist dabei das Äquivalent zur Fliehkraft F , verteilt auf die Innenfläche des Querschnittes:

$$P = \frac{F}{2r_i \cdot \pi \cdot b} \quad (3.4)$$

Die Fliehkraft F wird bestimmt durch die vorhandenen Massen m , ihrem mittleren Abstand zur Rotationsachse r_m und der Winkelgeschwindigkeit ω [13]:

$$F = m \cdot \omega^2 \cdot r_m \quad (3.5)$$

Die Masse ist das Produkt aus Dichte und Volumen, für einen Kreisring mit dem Innenradius r_i demnach:

$$m = \rho \cdot b \cdot \pi \left((r_i + t)^2 - r_i^2 \right) \quad (3.6)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen 3.4 bis 3.6 in 3.3 und mit

$$D_m = 2 \cdot r_m = 2 \cdot \left(r_i + \frac{t}{2} \right)$$

lautet die Gleichung für die notwendige Wanddicke t nach Vereinfachen:

$$f(t) = \frac{P \cdot D_m^2}{2 \cdot E_{\parallel}^t \cdot a_D} = \frac{\rho \cdot \omega^2 \cdot t \cdot (t + 2r_i)^4}{8r_i \cdot E_{\parallel}^t \cdot a_D} \quad (3.7)$$

Allerdings existiert für die Gleichung 3.7 keine reelle Lösung für $a_D = 0,08 \text{ mm}$, was der geforderten radialen Aufweitung $a_r = 0,04 \text{ mm}$ entspräche, denn der Minimalwert, den die Aufweitung nach dieser Gleichung annehmen kann, ist

$$a_{D,\min} = \lim_{t \rightarrow 0} f(t) = 0,089 \text{ mm}$$

Die Fliehkraft, die durch die Eigenmasse des Laminates selbst bei optimalem Elastizitätsmodul ausschließlich durch Umfangslagen entsteht, ist demnach so groß, dass die gewünschte radiale Aufweitung nicht eingehalten werden kann. Wie die Kurve für die Rechnung ohne den Magneten in Abbildung 3.2 zeigt, ist die Funktion stetig steigend, so dass ein Aufdicken des Laminates, wie es üblich wäre, um die Steifigkeit einer Struktur zu erhöhen, zu einer vergrößerten radialen Aufweitung führt, da die zusätzliche Masse die Fliehkraft überproportional ansteigen lässt.

Unter Hinzunahme der Masse der Magnetringe ist die Funktion nicht mehr stetig steigend, da die Magnetmasse konstant ist.

$$f(t) = \frac{m_{Mag} \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot t \cdot (t + 2r_i)^4}{8r_i \cdot E_{\parallel}^t \cdot a_D} \quad (3.8)$$

Wie in Abbildung 3.2 dargestellt, sinkt zunächst mit steigender Wanddicke die radiale Aufweitung stark ab, da sich die konstanten Fliehkräfte der Magnetringe auf einen proportional stark ansteigenden Querschnitt verteilen können. Ab einem Minimalwert

dominiert wieder die Massenzunahme des GFK-Ringes und der Verlauf der Kurve ist wieder stetig steigend.

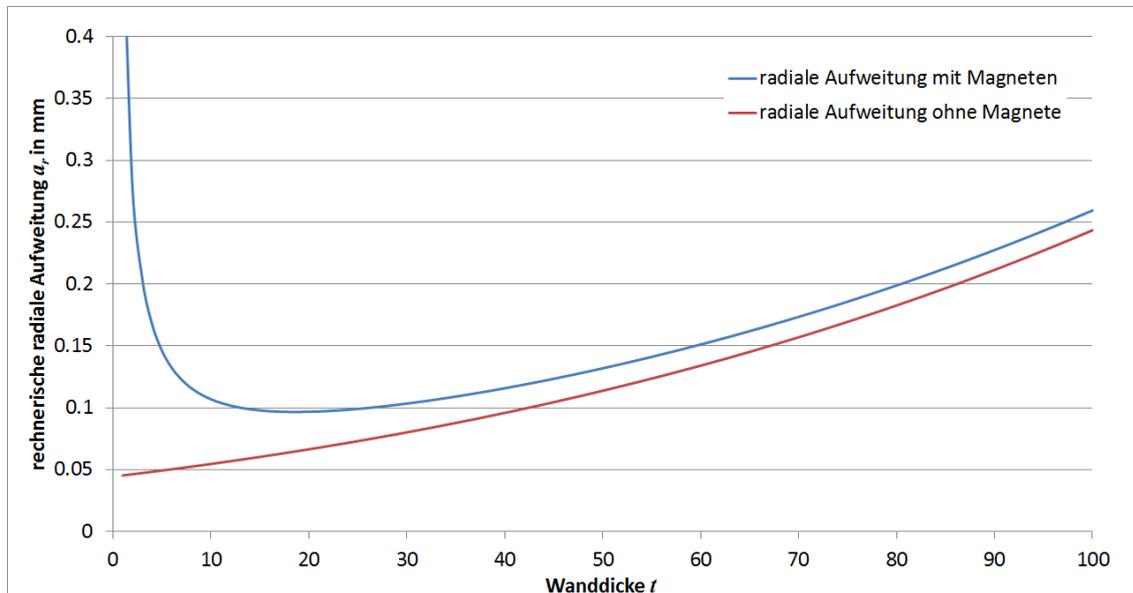


Abbildung 3.2: Radiale Aufweitung a_r des GFK-Ringes unter Fliehkraft über die Wanddicke t mit und ohne Berücksichtigung der Magnetmasse

Unter den gegebenen Annahmen ist gemäß der vereinfachten analytischen Lösung zu erwarten, dass mit konventionellen Mitteln die gewünschte Begrenzung der radialen Aufweitung nicht zu erreichen ist. Mit der Bestimmung der Nullstelle der ersten Ableitung der Gleichung 3.8 ist allerdings der Minimalwert zu ermitteln:

$$f'(t) = \frac{m_{Mag} \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot (t + 2r_i)^3 \cdot (5t + 2r)}{8r_i \cdot E_{||}^t \cdot a_D} = 0 \quad \text{für: } t = 18,636 \text{ mm} \quad (3.9)$$

Ein Einsetzen in Gleichung 3.8 zeigt, dass bei der Wanddicke $t = 18,636 \text{ mm}$ die radiale Aufweitung a_r mit $0,0967 \text{ mm}$ minimal wäre. Die Sensitivität der Aufweitung auf die Änderung der Lagendicke ist in der Nähe des Minimums allerdings recht gering. Aus ökonomischer Sicht erscheint es daher sinnvoll, die Wanddicke der Umfangslagen etwas geringer zu wählen, da die Aufweitung bei leicht reduzierter Dicke kaum höher ausfällt, andererseits aber Produktionszeit und Materialkosten eingespart sowie die rotatorische Trägheit der Glocke reduziert wird [13]. So vergrößert sich beispielsweise die radiale Aufweitung nur um $4 \mu\text{m}$ auf $0,0971 \text{ mm}$, wenn die Wanddicke um 2 mm auf $16,636 \text{ mm}$ reduziert wird. Ein Maß, das relativ betrach-

tet vertretbar erscheint und damit als Eingangsgröße für die numerische Simulation festgelegt wird.

3.2.1.2 Prozesssimulation der Wickelwinkel und Lagendicken für die numerische Simulation

Wie in Kapitel 2.6 dargestellt, muss für die korrekte Abbildung der Wickelwinkel und der Lagendicke in der numerischen Simulation eine Prozesssimulation durchgeführt werden.

Die Innenkontur der Glocke wurde von der Fertigungstechnik anhand der Vorversuche vorgegeben, ohne dass ein berechneter Lagenaufbau vorlag. Für die Erstellung der Wickelkontur in CADWIND 2007, Version 8.2.7.1, des Softwareanbieters „MATERIAL“ wurde ein einseitiger Schnitt dieser Kontur in 51 Koordinatenpunkte auf einer Ebene diskreditiert und anhand einer Rotation um die Längsachse die zu bewickelnde Oberfläche erzeugt. Die Koordinatenpunkte werden außerdem dazu verwendet, den Beginn der Wendezone festzulegen, also den Punkt, ab dem die Software vom vorgegebenen Winkel abweichen darf und im Rahmen der Rutschgrenze berechnet, wie schnell der Lagenwinkel umgekehrt werden kann. Aufbauend auf diesen Daten konnte in CADWIND eine Fertigungssimulation durchgeführt werden. Diese ist für die numerische Simulation der Steifigkeiten notwendig, da dadurch die durch die Wickelwinkeländerung auf der Bodenfläche und die sich daraus ergebenden Aufdickungen berücksichtigt werden können.

Unter Hinzunahme der von der Fertigungstechnik vorgeschlagenen Materialparameter nach Tabelle 3.2 lassen sich nun verschiedene Wickelmuster erzeugen.

Tabelle 3.2: Materialparameter für die Wickelsimulation

Anzahl der Bänder:	3	Einzelbandbreite in mm:	1,5
Faservolumengehalt in %:	63	TEX-Zahl in g/km:	300

Als Reibfaktor wurde für die Bewicklung 0,2 angenommen, was den Erfahrungswerten des IVW und auch in etwa den Angaben des Benutzerhandbuches von CADWIND für das Nasswickeln entspricht. Begonnen wurde mit einer Kreuzlage mit dem Winkel $\pm 43^\circ$. Der Beginn der Wendezonen wurde so definiert, dass die Fasern bis auf den Minimaldurchmesser von 88 mm abgelegt werden. CADWIND schlägt

verschiedene Muster vor, mit denen die Kontur theoretisch bewickelt werden könnte. Diese Muster sind für die Auslegung allerdings nicht relevant, da sie sich vorrangig in der Ondulation der Bänder unterscheiden, welche in der Simulation nicht berücksichtigt wird. Ein minimaler Unterschied besteht aber im Bedeckungsgrad, welcher oberhalb von 100% liegt, da zumindest am Boden immer mehr als zwei Lagen übereinander liegen. Gewählt wurde schließlich das Muster, welches den geringsten Bedeckungsgrad aufweist.

Nach jeder Kreuzlage folgt eine Umfangslage, welche am Übergang zur Bodenkontur endet. Eine 90°-Wicklung ist aus fertigungstechnischen Restriktionen nicht optimal, da dann immer auf derselben Stelle gewickelt würde, da kein Vorschub vorhanden ist. Um eine ideale gleichmäßige Bedeckung der Mantelfläche der Rotorglocke zu erreichen, sollte der Vorschub identisch der Bandbreite b der Bewicklung sein. Diese beträgt $3 \times 1,5 = 4,5$ mm. Der Umfang des Bodens beträgt anfangs

$$U_{\text{Boden}} = 188,9\text{mm} \cdot \pi = 593,56\text{mm}.$$

Der Ideale Wickelwinkel β ergibt sich dann aus Gleichung 2.1:

$$\beta = 90^\circ - \tan^{-1}\left(\frac{b}{U_{\text{Boden}}}\right) = 90^\circ - \tan^{-1}\left(\frac{4,5\text{mm}}{593,56\text{mm}}\right) = 89,57^\circ$$

Dieser Winkel steigt mit dem zunehmenden Durchmesser durch die Bewicklung geringfügig an, so dass er für alle Umfangslagen konstant auf $\pm 89,6^\circ$ aufgerundet wurde.

Nach der elften Lage wurden keine weiteren Lagen mehr simuliert, da CADWIND mit den sich bildenden Wülsten am Rande der Wendezonen auf dem Boden zunehmend Schwierigkeiten bei der Simulation weiterer Lagen hatte. Die Aufdickungen erzeugen Hinterschnitte, deren Bewicklung von CADWIND nicht physikalisch korrekt simuliert wird. CADWIND berechnet zwingend die Geodäte zur Ablage des Bandes und kann kein Abheben des Bandes berücksichtigen, was, wie Abbildung 3.3 zeigt, zu teilweise unrealistischen Knicken und Sprüngen bei der Bandablage führt. Insbesondere ist die Polöffnung einer Lage so gewählt, dass die Aufdickung beim Durchmesser von 110 mm, also im Bereich der später zu konzipierenden Lasteinleitung, liegt, damit dort mehr Querschnitt zur Verfügung liegt. Das „Überwickeln“ dieses gewollten Wulstes erzeugt die beschriebenen Schwierigkeiten.

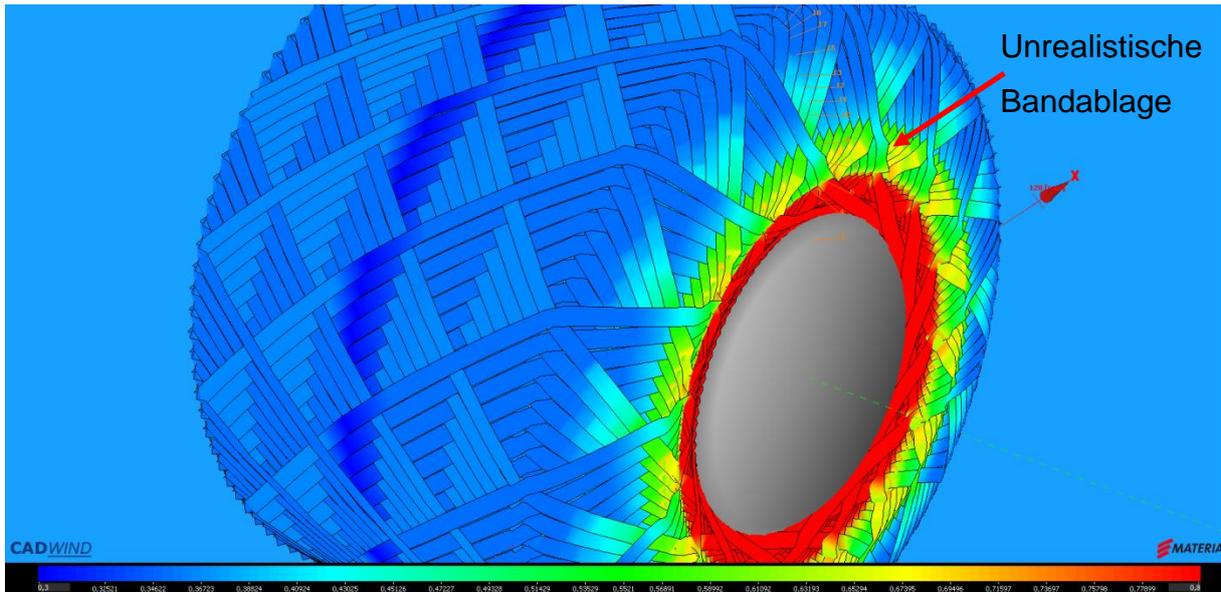


Abbildung 3.3: Prozesssimulation von Lage 11 mit teilweise physikalisch unrealistischer Bandablage im Bereich von Unstetigkeiten in der zu bewickelnden Kontur

Insgesamt wurden in der Prozesssimulation somit elf Lagen abgebildet, wie sie in Tabelle 3.3 dargestellt sind.

Tabelle 3.3: Parameter der in der Prozesssimulation abgebildeten Lagen

Lagennummer	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Wickelwinkel in \pm°	43	89.6	43	89.6	43	89.6	43	89.6	43	89.6	43
Reibungsfaktor	0.2	0.5	0.2	0.5	0.2	0.5	0.2	0.5	0.2	0.5	0.2
Musterkennzahl	1/1	1/1	-26/25	1/1	-1/1	1/1	-11/10	1/1	20/19	1/1	-15/14
Wendebereich vorne bis	9	21	5	21	5	21	19	21	5	21	5
Wendenbereich hinten ab	41	31	41	31	41	31	31	31	41	31	41
Startspante	26	26	26	26	26	26	26	26	26	26	26
Dicke am Zyl. in mm	0.34	0.38	0.35	0.38	0.36	0.38	0.39	0.37	0.37	0.37	0.37
Kumulierte Dicke in mm	0.34	0.72	1.07	1.45	1.81	2.19	2.58	2.95	3.32	3.69	4.06

Die kumulierte Dicke der Lagen beträgt im zylindrischen Bereich nach den elf Lagen nur gut 4 mm. In der Praxis können aber problemlos einige Lagen mehrfach gewickelt werden oder die gesamte Sequenz (mehrfach) wiederholt werden, so dass durch einfaches Skalieren der Lagendicken die Struktur an die Anforderungen angepasst werden kann, ohne dass dies für die Fertigung nicht realisierbar wäre. Nur das Wickelmuster muss gegebenenfalls angepasst werden, um weiter eine vollständige Bedeckung zu erreichen. Wichtig für die Auslegung sind im Wesentlichen der Verlauf der Winkel sowie der Schichtdicken der einzelnen Lagen.

3.2.1.3 Übertragung und Aufbereitung der Laminatinformationen in das Finite Elemente Modell

CADWIND bietet für die numerische Simulation die Möglichkeit einen APDL-Code (Ansys Parametric Design Language) auszugeben, der unmittelbar in ANSYS eingelesen werden kann. Allerdings erzeugt CADWIND ausschließlich einen Code für ein FE-Modell aus veralteten Shell91-Elementen³. Prinzipiell kann mit wenig Aufwand der Code für ein aktuelles Shell-Element in ANSYS angepasst werden, allerdings sind auf Grund der Dickwandigkeit des Bauteiles und den zu erwartenden dreidimensionalen Spannungszuständen, insbesondere im Bereich der Lasteinleitung, Shell-Elemente ungeeignet. Es ist eine Modellierung mit Solid-Elementen notwendig, um die Spannungsgradienten korrekt abzubilden. Prinzipiell sind im von CADWIND ausgegebenen APDL-Code alle Laminatinformationen enthalten, die Systematik zur Beschreibung des Laminates unterscheidet sich zwischen Shell- und Solid-Elementen aber stark. Zu diesem Zweck wurde ein Algorithmus entwickelt, der die Informationen der Shell-Modellierung in eine Information zur Solid-Modellierung übersetzt.

CADWIND gibt die Laminatinformation als sogenanntes „Realset“ für ein Shell-Element aus. Als Basis für ein Hexaeder-förmiges Element werden dabei zunächst über ihre Raumkoordinaten die vier Knoten A bis D auf der Basis des Elementes definiert, womit die Grundfläche festgelegt ist. Anschließend folgt die Laminatdefinition, was folgender Nomenklatur entspricht:

RMORE, Lagenummer, Winkel, DickeA, DickeB, DickeC, DickeD

In Abbildung 3.4 sei ein beispielhaftes Element ausgeführt, welches aus nur zwei gleichdicken $\pm 45^\circ$ -Laminatschichten besteht und in y-Richtung an der vorderen Kante die doppelte Dicke wie an der hinteren Kante aufweist. In x-Richtung sei die Dicke konstant.

Gemäß der Nomenklatur des Realsets würde die Beschreibung des Laminates für dieses Element als Shell wie folgt aussehen:

*RMORE, 1, +45, 0.5*t, 0.25*t, 0.25*t, 0.5*t*

*RMORE, 2, -45, 0.5*t, 0.25*t, 0.25*t, 0.5*t*

³ Stand: Dezember 2014, CADWIND Version 9.311

Dabei ist t die Dicke des gesamten Laminates an der vorderen Kante.

Die Dicken beziehen sich dabei ausgehend von den Koordinaten der Knoten auf der Basis ($z = 0$), umlaufend in der Reihenfolge von A nach D wie in Abbildung 3.4 bezeichnet.

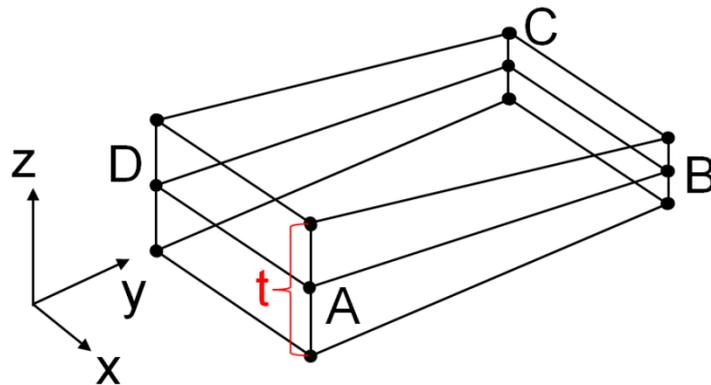


Abbildung 3.4: Dreidimensionales Beispiel eines Hexaeder-Elements

Die Basis des Elementes spannt dabei die x-y-Ebene auf, die Dickeninformation ist daher mit der z-Koordinate gleichzusetzen.

Für die Beschreibung eines Solid-Elementes mit der gleichen Geometrie werden üblicherweise sogenannte „Sections“ verwendet. Dabei müssen zunächst alle acht Eckknoten des Elementes geometrisch vorgegeben sein. Die Beschreibung des Laminates erfolgt mit der Nomenklatur:

SECDATA, *Lagendicke*, *Materialnummer*, *Lagenwinkel*, *Lagennummer*

Für das Beispiелеlement ist demnach, wenn das verwendete Material die Nummer 1 zugewiesen bekommen hat, die Beschreibung:

SECDATA, $0.5*t$, 1, +45, 1

SECDATA, $0.5*t$, 1, -45, 2

Dabei ist die genaue Angabe der Lagendicke irrelevant, denn die Geometrie des Elementes muss bereits zuvor über die acht Eckknoten festgelegt sein. Das Laminat wird so skaliert, dass es in das Volumen des Elementes hineinpasst. Faktisch entspricht die Angabe der Lagendicke eher dem eines Verhältnisses der Dicken der

Einzellagen zueinander. Die Skalierung berücksichtigt dabei auch die unterschiedliche Dicke des Elementes über seine Länge und gegebenenfalls auch Breite.

Sollen nun die aus CADWIND vorhandenen Realset-Informationen für ein Modell aus Solid-Elementen in Section-Informationen übertragen werden, so sind die Informationen über den Lagenwinkel und das Verhältnis der Lagendicken zueinander bekannt. Allerdings muss bei den Shell-Elementen das Dickenverhältnis der Lagen zueinander innerhalb des Elementes nicht konstant sein. In einem Solid-Element ist dies aber der Fall. Daher müssen in einem ersten Schritt die Informationen zu den Dickenverhältnissen aus den Shell-Informationen gemittelt werden.

In der Ebene ist die Dicke an den Elementkanten der zusätzlich für die Solid-Modellierung benötigten vier Knoten, welche sich nicht auf der x-y-Ebene befinden, mit der z-Koordinate identisch. Beschreibt die Innenkontur allerdings eine Krümmung, wie es bei der Rotorglocke am Boden und im Übergang zur Mantelfläche der Fall ist, so würde ein solches senkrechtes Projizieren der Knotenkoordinaten in Dickenrichtung zwischen zwei benachbarten Elementen eine Lücke entstehen lassen, wie es in Abbildung 3.5 a) schematisch dargestellt ist.

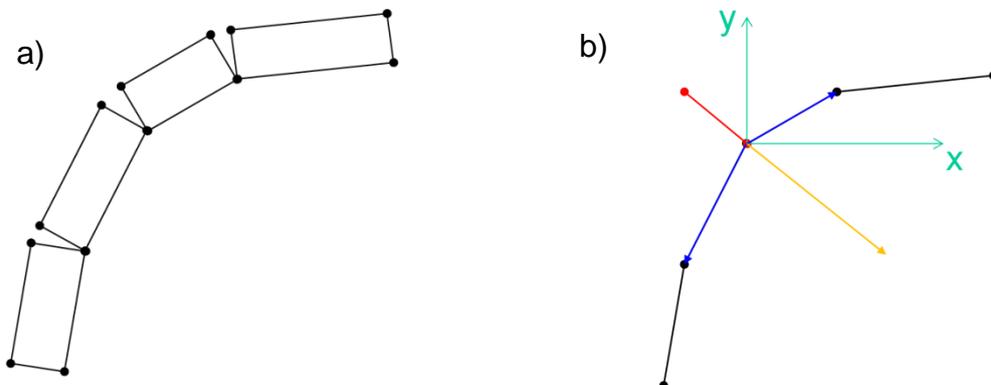


Abbildung 3.5: a) Lückenbildung durch senkrechtes Projizieren der Knotenkoordinaten in Dickenrichtung. b) Herleitung der mittleren Knotenposition durch das Kreuzprodukt der Vektoren zu den Nachbarknoten

Dieses Problem kann gelöst werden, indem die Position des gemeinsamen Knotens mittels Vektorrechnung bestimmt wird. Dazu wird die Position des gemeinsamen Knotens der Basis zweier benachbarter Elemente, dessen Koordinaten durch die Beschreibung der Wickelkontur bekannt sind, als Ursprung eines Koordinatensystems definiert. In Abbildung 3.5 b) sei dies für den zweidimensionalen Fall für den

mittleren der fünf Basisknoten auf der Kontur dargestellt. Die Länge des gesuchten (roten) Vektors ist über die Dickeninformation des Realsets bekannt, nicht jedoch dessen korrekte Richtung. Bekannt sind jedoch die Koordinaten der beiden weiteren Knoten der beiden Elemente, die den gesuchten gemeinsamen Knoten erhalten sollen. Mit der Beschreibung deren Koordinaten als Vektoren u und v (blau) lässt sich mit dem Skalarprodukt der beiden Vektoren die Winkelhalbierende bestimmen.

$$\cos(\theta) = \frac{u \cdot v}{|u| \cdot |v|}$$

Auf Grund der Cosinusfunktion ist θ ein Winkel zwischen 0° und 180° bzw. zwischen 0 und $\pi/2$, er gibt demnach den Winkel zwischen den Vektoren an, der auf der Wickelkontur nach „Innen“ zeigt (orange). Die Bewicklung erfolgt jedoch umgekehrter Richtung, weswegen die Richtung des Dickenvektors θ' mit

$$\theta' = \theta - 180^\circ$$

umgedreht werden muss. Nun sind Richtung und Länge des gesuchten Vektors (rot) bekannt und damit kann der gemeinsame Knoten der benachbarten Elemente definiert werden.

Einzig für Elemente an der Polöffnung bzw. dem Glockenrand kann dieses Verfahren nicht angewendet werden, da diese Elemente nur einen Nachbarn haben. An diesen Stellen sind die Winkel bei der Rotorglocke jedoch bekannt, da die Schnitte an diesen Stellen senkrecht bzw. parallel zur Längsachse sind. Die Orientierung der Vektoren an diesen Stellen beträgt immer 90° zu der Element-Grundfläche. Da die Glocke rotationssymmetrisch ist, haben alle Elemente auf der Rotationsachse die gleiche Beschreibung des Lagenaufbaus, die nun definierten Elementbeschreibungen können ringförmig den Elementreihen zugewiesen werden. Durch das beschriebene Verfahren sind damit die Innenkontur, die Außenkontur und der Lagenaufbau der Glocke definiert und das Modell kann in ANSYS mit APDL erstellt werden.

3.2.1.4 Generierung des Finite Elemente Modells in ANSYS

Das Modell kann zunächst mit dem beschriebenen Verfahren als Schnitt aufgebaut werden, indem alle Knoten erzeugt und die Fläche zwischen ihnen zweidimensional mit sogenannten MESH200-Elementen vernetzt wird. Neben der Bewicklung können auf die gleiche Weise auch der metallische Wellenflansch und die Thermoplastringe

mit den eingebetteten Magneten erzeugt werden. Durch Rotation um die Längsachse wird aus dem zweidimensionalen Schnitt ein dreidimensionales Volumen erzeugt und auf die gleiche Weise vernetzt. Die so erzeugten dreidimensionalen Elemente werden als Solid186-Element definiert, welches Mittenknoten besitzt, wodurch es einen quadratischen Verformungsansatz bereitstellt, der eine genauere Beschreibung der Verformung erlaubt, andererseits aber numerisch aufwendiger ist und somit längere Rechenzeiten für die Lösung erfordert. Die Solid186-Elemente für die Bewicklung werden als „layered elements“ definiert, was ringweise – wie in Abbildung 3.6 dargestellt – die Zuweisung des Lagenaufbaues mittels der Sections gemäß Kapitel 3.2.1.3 und einem orthotropen Materialgesetz erlaubt.

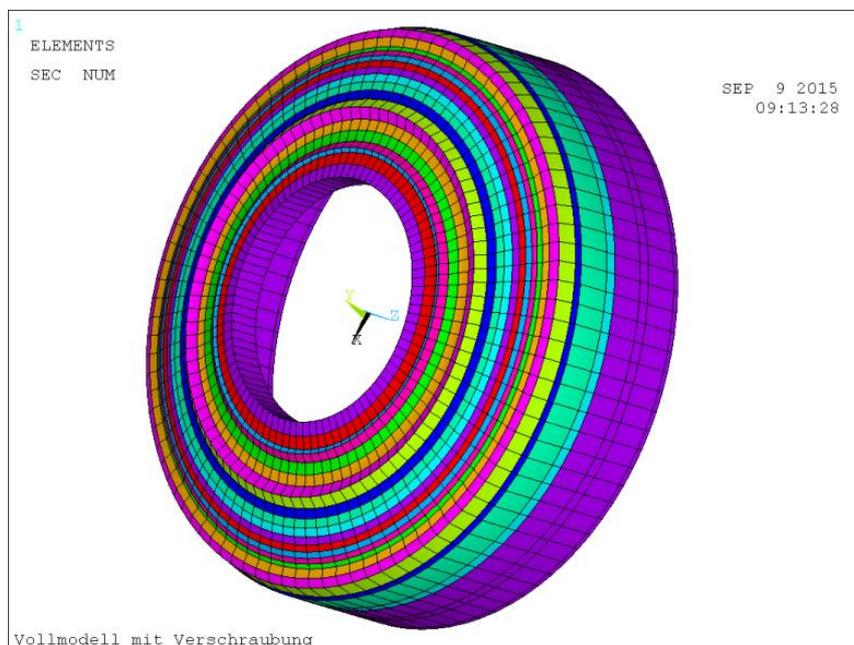


Abbildung 3.6: Farblich kodierte Beschreibung des Lagenaufbaus mit "Sections" und ihre Zuordnung zu den einzelnen Segmentringen in ANSYS

Die Elemente der isotropen Materialien der Welle und der Magnet-/Thermoplastringe werden als non-layered-solid definiert. Da die zu erwartenden Dehnungen in allen Werkstoffen als gering eingeschätzt wird, kann bei allen Materialien ein rein linear-elastisches Verhalten modelliert werden. Für die Bewicklung werden die in Kapitel 3.1.1 beschriebenen Elastizitätskennwerte angesetzt, ergänzt um die Dichte. Für die anderen Werkstoffe sind die Kennwerte in Tabelle 3.4 beschrieben.

Tabelle 3.4: Materialkennwerte für die numerische Simulation

Kennwert	Einheit	Wert
Aluminium Elastizitäts-Modul E_{Al}	[MPa]	70.000
Aluminium Querkontraktionszahl ν_{Al}	[1]	0,34
Aluminium Dichte ρ_{Al}	[g/cm ³]	2,7
Magnete Elastizitäts-Modul E_{Mag}	[MPa]	100.000
Magnete Querkontraktionszahl ν_{Mag}	[1]	0,25
Magnete Dichte ρ_{Mag}	[g/cm ³]	6,9
Thermoplast Elastizitäts-Modul E_{Th}	[MPa]	1.500
Thermoplast Querkontraktionszahl ν_{Th}	[1]	0,35
Thermoplast Dichte ρ_{Th}	[g/cm ³]	1
GFK Dichte ρ_{GFK}	[g/cm ³]	2

In der analytischen Vorauslegung in Kapitel 3.2.1.1 wurde eine Laminatdicke für die Umfangslagen von 16,636 mm festgelegt. In der Prozesssimulation in Kapitel 3.2.1.2 wurden 5 Umfangslagen simuliert, die in der Summe eine Dicke von 1,88 mm aufweisen. Für die FE-Simulation kann aus diesem Grund davon ausgegangen werden, dass die Anzahl der Umfangslagen etwa mit 9 multipliziert werden sollte, was eine Gesamtdicke der Umfangslagen von 16,92 mm ergibt. Um einen etwas homogeneren Übergang zu erreichen und eine unrealistische Aufdickung unmittelbar am Übergang zum Boden zu vermeiden, wird die Aufdickung in diesem Bereich etwas reduziert, indem dort ein geringerer Multiplikationsfaktor gewählt wird. Eine zu starke Aufdickung an dieser Stelle würde in der Wickelpraxis mit hoher Wahrscheinlichkeit zum Abrutschen des Bandes von der Kontur führen.

Die Kreuzlagen werden auf Grund der Komplexität der Rotorglocke analytisch nicht abgeschätzt, sind aber wegen ihres mit $\pm 43^\circ$ flacheren Winkels in der Mantelfläche, besonders aber, da sie den Glockenboden bilden, für die Steifigkeit gegenüber der Querkraft maßgeblich. Die Kreuzlagendicke beträgt bei den 11 Lagen der Prozesssimulation in der Mantelfläche 2,18 mm. In der Bodenfläche, auf Grund der prozessbedingten Aufdickung, lokal deutlich mehr. Dies gilt insbesondere auch für den Bereich, in dem die Lasteinleitung vorgesehen ist. Da das Modell voll parametrisch aufgebaut ist, kann die notwendige Materialdicke der Kreuzlagen mit geringem Aufwand iterativ ermittelt werden.

Für die Simulation der Fliehkraftaufweitung werden die Massenträgheiten von ANSYS über die Volumina und die Dichten selbst ermittelt. Die Umdrehungsgeschwindigkeit kann in ANSYS unmittelbar eingegeben werden und so die Aufweitung simuliert werden. Die Angriffsfläche der Querkraft ist im Lastenheft nicht genauer spezifiziert, für die Simulation wird daher eine nahezu quadratische Fläche von 10 mm in Umfangsrichtung und 10,23 mm in Längsrichtung ausgewählt. Alle Knoten des GFK unter der dieser Fläche über die gesamte Dicke werden anteilig mit der Querkraft beaufschlagt.

Mehrere Varianten werden berechnet, um die idealen Laminatdicken herauszufinden. Eine Übersicht der Varianten und der Ergebnisse der Verformungen sind in Tabelle 3.5 dargestellt. Für Variante 1 werden die Kreuzlagen so modelliert, wie die elf Lagen der Prozesssimulation sie ausgegeben haben, also ohne Dicken-Multiplikationsfaktor. Die Umfangslagen werden beginnend am Übergang des Bodens zur Mantelfläche vervierfacht, eine Elementreihe weiter versechsfacht und den Rest der Mantelfläche mit 9 multipliziert, um auf die eingangs genannte Solldicke zu kommen. Die Simulationsergebnisse dieser Variante zeigen, dass die radiale Aufweitung a_r mit 0,064 mm etwa 0,03 mm geringer ausfällt als es die analytische Vorauslegung ergeben hat, was vor allem auf die versteifende Wirkung des Bodens zurückzuführen ist. Allerdings liegt die Aufweitung damit immer noch 0,024 mm oberhalb des im Lastenheft formulierten Ziels. Die Verformung durch die Querkraft in radialer Richtung ist mit 0,222 mm um 0,082 mm über dem Grenzwert von 0,14 mm.

Tabelle 3.5: Auswertung der numerischen Verformungssimulation für verschiedene Lageraufbauten

Variante	Faktor Kreuzlagen	Faktor Umfangslagen	radiale Aufweitung a_r in mm	Verformung durch Querkraft in mm
1	1	(4, 6,) 9	0,064	0,222
2	2	(4, 6,) 9	0,0668	0,131
3	2	(4, 6,) 8	0,0666	0,143
4	2	(4, 5,) 6	0,0665	0,175
5	3	(4, 5,) 6	0,0696	0,135
6	2	CFK: (4, 5,) 6	0,031	0,148

Für die Variante 2 werden daher die Kreuzlagen verdoppelt, was die Verformung aufgrund Querkraft mit 0,131 mm so weit reduziert, dass der Zielwert unterschritten wird. Durch die zusätzlichen Massen der hinzugefügten Kreuzlagen, welche aufgrund der $\pm 43^\circ$ -Orientierung nur geringe Steifigkeit in Umfangsrichtung haben, ist die fliehkraftinduzierte Aufweitung angewachsen. Um zu kontrollieren, ob die 9-fachen Umfangslagen, wie analytisch prognostiziert, nahe am Minimalwert der Funktion liegen, wird eine dritte Variante gerechnet, bei der die Umfangslagen etwas reduziert werden und ein Faktor von 8 verwendet wird. Wie Abbildung 3.7 zeigt, hat sich die radiale Aufweitung dadurch um rund zwei Tausendstel mm reduziert, allerdings steigt aufgrund der dadurch reduzierten Steifigkeit der Mantelfläche gleichzeitig die Verformung aufgrund Querkraft um 0,012 mm an, wie in Abbildung 3.8 zu sehen, wodurch deren Zielwert überschritten wird.

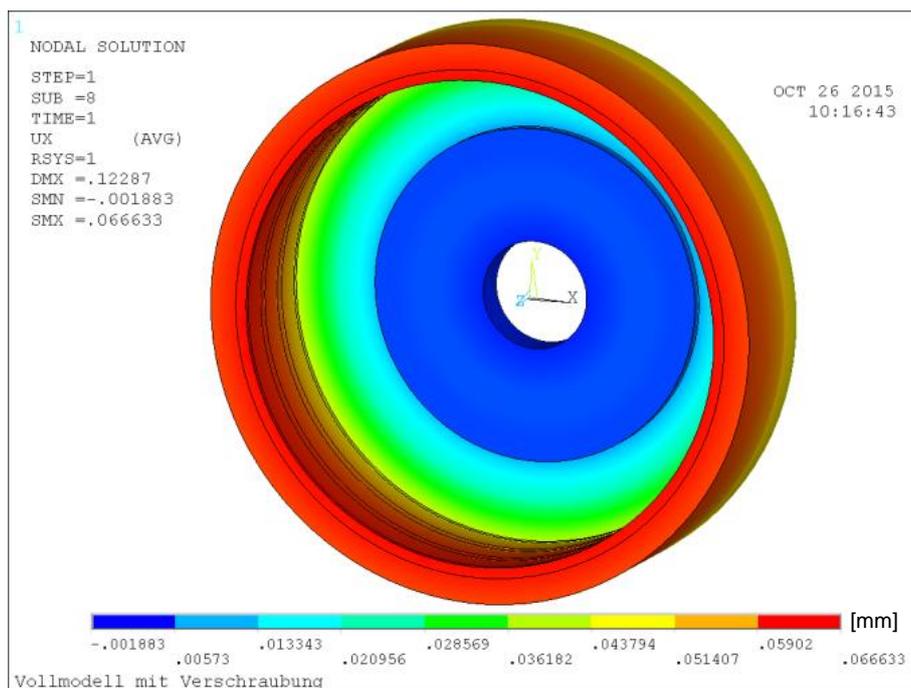


Abbildung 3.7: Radiale Aufweitung unter Fliehkraft in mm der Version 3

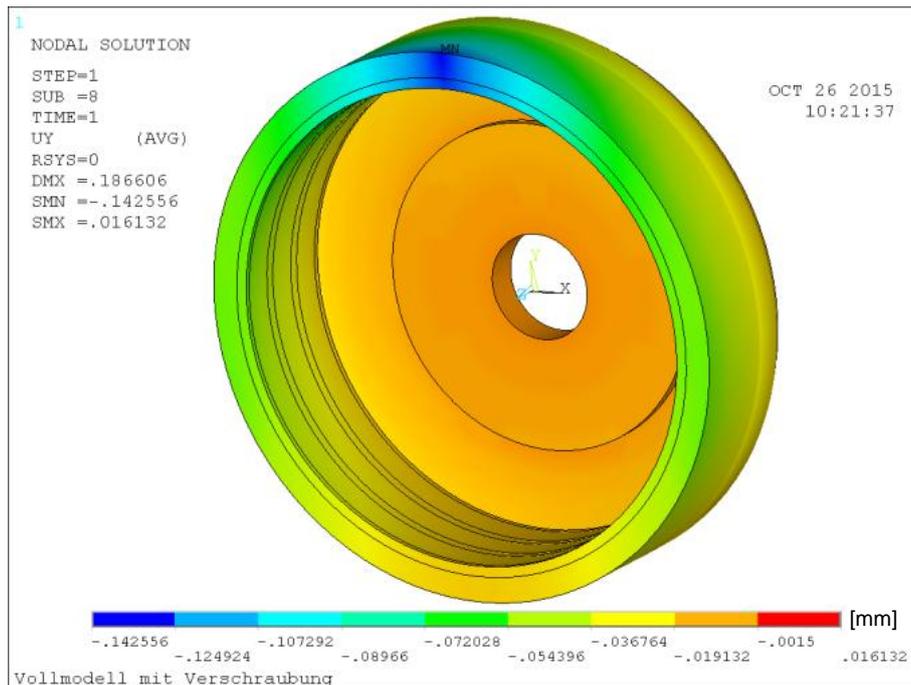


Abbildung 3.8: Verformung unter Querkraft in mm der Version 3

Eine weitere deutlichere Reduktion der Umfangslagen in Variante 4 lässt nicht nur die Querkraftverformung weiter ansteigen, sondern auch die radiale Aufweitung durch Fliehkraft nahezu nicht mehr geringer werden. Dies bedeutet, dass der Minimalwert der radialen Aufweitung etwa erreicht ist, zwischen der 6-fachen Umfangslage der Variante 4 und der 9-fachen der Variante 2 liegen nur $0,3 \mu\text{m}$, allerdings ist die Auswirkung auf die Verformung aufgrund der Querkraft deutlicher. Einzig die Variante 2 kann den Grenzwert hier einhalten. Da der Vergleich von Variante 1 und 2 die Annahme stützt, dass die Kreuzlagen einen stärkeren Einfluss auf die Verformung aufgrund der Querkraft haben, wurde ergänzend noch eine 5. Variante gerechnet. Diese behält die Umfangslagendicken wie Variante 4, hat aber den Faktor 3 für die Kreuzlagen. Erwartungsgemäß sinkt die Verformung durch Querkraft deutlich ab und liegt mit $0,135 \text{ mm}$ wieder unterhalb des Zielwertes, jedoch ist der nachteilige Effekt der zusätzlichen Kreuzlagenmasse auf die radiale Aufweitung unter Fliehkraft überproportional stark, so dass diese auf $0,0696 \text{ mm}$ deutlich ansteigt.

Wenn die laut Simulation geringe Überschreitung des Zielwertes der Querkraftverformung um $3 \mu\text{m}$ toleriert werden kann, so kann die Variante 3 als bester Kompromiss angesehen werden. Die Multiplikation der Lagendicken mit ganzzahligen

Faktoren ist eine Vereinfachung, zumal jeder ganzzahlige Faktor in der Prozesssimulation 5 Umfangslagen und 6 Kreuzlagen bedeutet. In der realen Fertigung kann selbstverständlich eine einzelne Lage zusätzlich gewickelt werden, so dass ggf. eine Simulation mit dem Umfangslagenfaktor 8,2 zu einer Einhaltung des 0,14 mm Grenzwertes führen könnte. Allerdings bildet die numerische Simulation die Realität nur idealisiert ab, so dass auf eine weitere Verfeinerung des Lagenaufbaues verzichtet wurde.

Die numerische Simulation bestätigt die in der Analytik getroffene Aussage, dass mit GFK mit den gemessenen Kennwerten die radiale Aufweitung bei 10.000 U/min nicht unter dem Zielwert von 0,04 mm gehalten werden kann.

Exemplarisch wird in einer letzten Variante simuliert, ob die radiale Aufweitung mit einem steiferen Fasertyp unter dem Grenzwert gehalten werden kann. Dafür wird die Variante 4 erneut gerechnet, die Umfangslagen allerdings durch CFK ersetzt, welches mit einer Dichte von $1,6 \text{ g/cm}^3$ und einer faserparallelen Steifigkeit von 142.811 MPa angesetzt wird [3]. Die Simulation ergibt, dass sich die radiale Aufweitung mit 0,031 mm mehr als halbiert hat und den Zielwert deutlich unterschreitet. Auch die Querkraftverformung hat sich auf 0,148 mm deutlich verbessert und liegt nur minimal über dem Zielwert. Eine steife Faser wie das CFK würde die Einhaltung der Vorgaben zur strukturellen Steifigkeit ermöglichen, wurde aber im Lastenheft ausgeschlossen, da CFK aufgrund seiner elektrischen Eigenschaften nicht geeignet ist. Andere kunststoffbasierte hochsteife Fasertypen wie beispielsweise Aramid oder PBO sind wegen hoher Kosten ausgeschlossen worden.

Eine weitere – zumindest theoretische – Möglichkeit der Begrenzung der radialen Aufweitung ist die Anwendung von Shape Memory Alloys (SMA), wie sie in jüngerer Vergangenheit verstärkt bei kontrollierten gewollten Verformungen von FKV zum Einsatz kommt.

3.2.2 Lösungsansatz durch adaptive Steuerung mittels Shape Memory Alloys

Der Ansatz ist, der Aufweitung der Rotorglocke unter Fliehkraft kontrolliert durch ein aktives Ansteuern einer Formgedächtnislegierung, des Shape Memory Alloys (SMA) mit einem sogenannten Zweiwegeeffekt, entgegen zu wirken. Der Zweiwegeeffekt ist dadurch gekennzeichnet, dass bei einer Aufheizung des SMA dieser eine negative Dehnung aufweist. Liegt des SMA zum Beispiel als dünner Draht vor, so verkürzt

sich dieser Draht unter der Aufheizung. Orientiert man einen solchen Draht in Umfangsrichtung um die Glocke, entsteht durch die Kontraktion der SMA eine der Fliehkraft entgegengesetzte Kraft. Das Wirkprinzip des SMA beruht dabei auf der diffusionslosen Phasenumwandlung zwischen der monoklinen Tieftemperaturphase des Gefüges, dem Martensit, und der kubischen Hochtemperaturphase, dem Austenit. Grundlage ist der sogenannte Einwege-Effekt. Hierbei liegt der SMA in der Ausgangslage in einer verzwilligten Martensit-Konfiguration vor. Wird nun der SMA gedehnt, beispielsweise durch die Aufweitung der Rotorglocke, so entzwillingt sich durch molekulare Scherung der Martensit, wodurch nach dem Rückgang der äußeren Last eine plastische Dehnung verbleibt, da der Martensit nicht in seinen verzwilligten Zustand zurückkehrt. Um dies, und damit den Ausgangszustand wieder zu erreichen, muss der SMA erwärmt werden. Ab dem Überschreiten der sogenannten Austenit-Starttemperatur A_s , wandelt sich das Gefüge in Austenit um, wobei sich die plastische Dehnung reduziert. Dieser Vorgang ist mit dem Erreichen der Austenit-Finish-Temperatur A_f abgeschlossen und das SMA-Material hat bezüglich der Dehnung seinen Ausgangszustand erreicht. Das anschließende Abkühlen führt zu einer Wandlung des Gefüges zurück zum verzwilligten Martensit, ohne dass ein weiterer Dehnungseffekt stattfindet. Nach dem Abkühlen ist somit auch seitens des Gefüges der Ausgangszustand wieder erreicht [56] [57]. Bei diesem Ein-Wege-Effekt beschränkt sich der Formgedächtnis-Effekt somit auf das Reduzieren der Dehnung bei Erhöhung der Temperatur. Beim Zweiwege-Effekt wird der Zustand des verzwilligten Martensites vermieden. Dies geschieht durch ein Trainieren des SMA-Materials, wobei es unterhalb von A_s verformt und dann über A_f erwärmt wird. Wird dies über eine ausreichend hohe Anzahl an Zyklen wiederholt, so „merkt“ sich das SMA den Zustand des entzwilligten Martensit und geht beim Abkühlen direkt in diesen über, was auch mit der entsprechenden Dehnung einhergeht. Somit ist eine äußere Last nicht mehr notwendig, um das Material zu dehnen und der Formgedächtnis-Effekt funktioniert nun auch konträr zu dem Verhalten, das bereits beim Ein-Wege-Effekt auftritt [56].

Die Stauchung des SMA-Drahtes, welcher der Fliehkraft der Glocke entgegenwirken soll, beruht demnach auf der Gefügeumwandlung von entzwilligtem Martensit zu Austenit, wenn der Draht zum Beispiel elektrisch erwärmt wird. Reduziert sich die Aufweitung der Glocke durch Verringerung der Rotationsgeschwindigkeit, so kann

durch ein gleichzeitiges Abkühlen des Drahtes der ungestauchte Ausgangszustand erreicht werden.

Um die Eignung eines solchen Konzeptes zu evaluieren, werden Untersuchungen zu den Anbindungsmöglichkeiten eines drahtförmigen SMA an die Glocke untersucht, ihre mechanischen Eigenschaften im Sinne eines Aktors experimentell ermittelt und anschließend eine geeignete Simulationsmethode entwickelt, um die Eigenschaften nachbilden zu können. Das Materialmodell wird dann im bereits bestehenden FE-Modell der Glocke ergänzt und der Effekt auf die Glockensteifigkeit simulativ abgeschätzt.

Für die Experimente wird der SMA-Draht *SmartFlex05* der Firma *SAES Getters Group* verwendet. Er besteht aus einer Nickel-Titan-(NiTi)-Legierung, hat den Durchmesser 0,5 mm und weist den Zweiwegeeffekt auf. Die maximale Belastbarkeit, bei der der Effekt erhalten bleibt, wird vom Hersteller mit 118 N angegeben, die maximale Dehnung mit 5 %. Die Oberfläche ist glänzend schwarz oxidiert [58].

3.2.2.1 Experimentelle Ermittlung der Anbindungsfestigkeit von SMA an die GFK-Struktur

Zunächst soll untersucht werden, wie sich die SMA an der Glocke anbinden lassen. Dabei sollen die maximal möglichen 118 N zuverlässig übertragen werden können, die Rotorstruktur an sich aber möglichst nicht negativ beeinflussen. Da die Rotorglocke in einem Elektromotor für den Antrieb von Kraftfahrzeugen konzipiert ist, der betriebsbedingt schnelle Drehzahländerungen erfährt, sind kurze Reaktionszeiten des SMA-Drahtes erforderlich. Deshalb wird von einer Integration des Drahtes ins Laminat der Rotorglocke abgesehen, da eine vollständige Ummantelung von Kunststoff den Abtransport der Wärme behindert und so die Abkühlrate des Drahtes reduziert wird, was die Aktuatorik für die angedachte Anwendung zu träge werden lässt. Das oberflächliche Aufkleben erscheint sinnvoll, ergänzt um formschlüssige Elemente an den Enden, um ein Ausziehen des Drahtes aus der Klebung zu verhindern. Als Grundprinzip für die Aktuatorik kann der Draht (mehrfach) parallel zu den Umfangslagen um die Glocke gewickelt werden, wie in Abbildung 3.9 schematisch dargestellt. An den offenen Enden können so auch elektrische Kontakte für die Joule'sche Erwärmung vorgesehen werden, welche aber in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet werden.

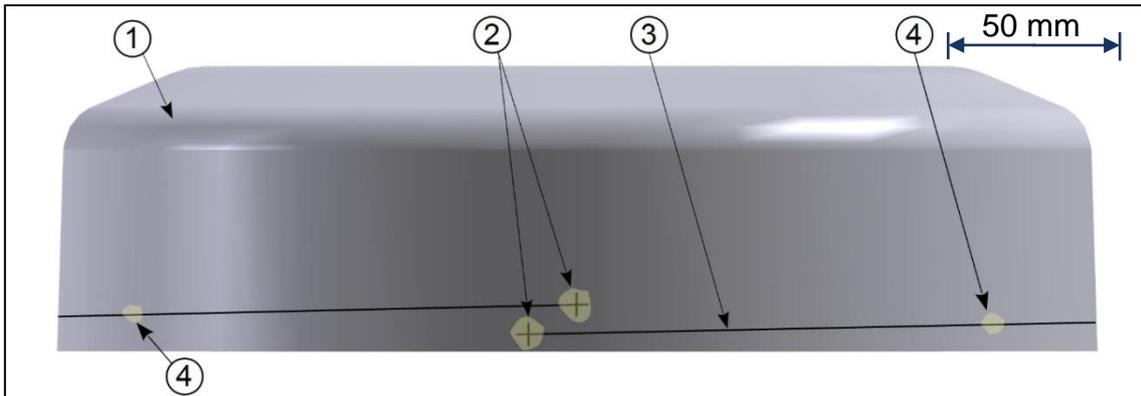


Abbildung 3.9: Rotorglocke mit SMA-Draht (1 Rotorglocke, 2 verstärkte Klebstelle zur Lasteinleitung, 3 SMA-Draht, 4 evtl. zusätzliche Klebepunkte zur Fixierung)

Zu beachten ist, dass eine vollständige Umwicklung in Umfangsrichtung nicht möglich ist, da sonst, ähnlich wie bei den CFK-Umfangslagen, Ströme in den SMA-Draht induziert werden könnten. Zusätzlich zu den Leistungsverlusten könnte dies hier potentiell auch zu unkontrollierter Aktivierung der Aktuatorik führen.

Bei den zu untersuchenden Anbindungskonzepten werden die Lasteinleitungsenden auf Schnittresten der in Kapitel 3.1.1 untersuchten Probekörpern angebunden. Die Belastung der Anbindung erfolgte dabei in der Ebene, was eine konservative Abschätzung zulässt, da auf der Glocke die Lasteinleitung durch die Umwicklung der Glocke und der damit verbundenen Haftreibung zumindest geringfügig entlastet wird. Als erstes Anbindungskonzept wird eine aufgeklebte Drahtschleife untersucht. Wie auch bei den weiteren Konzepten handelt es sich um eine Kombination aus Form- und Stoffschluss. Das Drahtende wird hierfür, um einen konstanten Schleifendurchmesser zu gewährleisten, mit einer Biegehilfe um 180° gebogen. Das kurze Ende der Schleife wird nochmals um ca. 90° nach oben gebogen, um den Stromanschluss daran zu befestigen. Der versuchsaufbau ist in Abbildung 3.10 schematisch dargestellt:

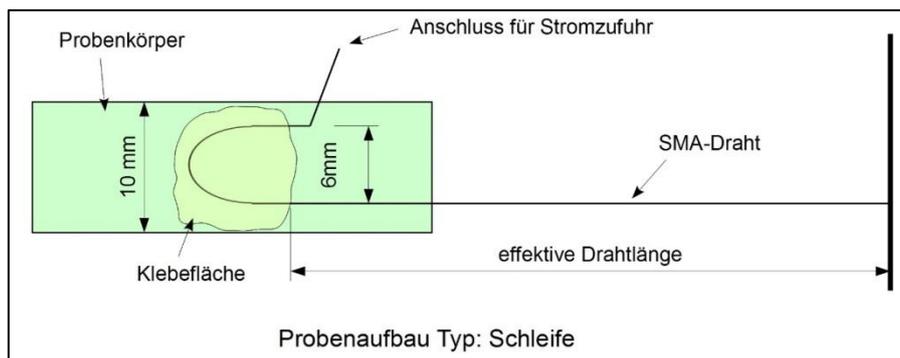


Abbildung 3.10: Schematische Darstellung des Versuches zur Untersuchung des Anbindungskonzeptes mit in Klebstoff eingebetteter Schleife mit 6 mm Schleifendurchmesser

Für die Klebung wird das Zweikomponenten-Klebstoff-System auf Epoxidharz-Basis *UHU Plus Endfest 300* der Firma *UHU GmbH & Co. KG* verwendet. Er ist kaltaushärtend und kann durch Variation des Mischverhältnisses von Binder und Härter sowie der Aushärtetemperatur in seinen Eigenschaften beeinflusst werden. Verwendet wurde das empfohlene volumetrische Mischungsverhältnis von 1:1. In Tabelle 3.6 sind die wichtigsten Eigenschaften des verwendeten Klebstoffs aufgelistet [59].

Tabelle 3.6: Eigenschaften des 2K-Klebstoffsystems *UHU Endfest 300*

Einsatztemperatur	-40 °C bis 100 °C
Viskosität	Binder: 40.000 mPas (hochviskos) Härter: 30.000 mPas (mittelviskos)
Lösungsmittelgehalt	keine
Topfzeit (bei 20 °C)	90 min
Aushärtungszeiten / -temperaturen und dazugehörige Zugscherfestigkeiten (in Anlehnung an DIN 53286)	12 h bei 20 °C – ca. 12 N/mm ² 3 h bei 40 °C – ca. 18 N/mm ² 45 min bei 70 °C – ca. 20 N/mm ² 10 min bei 100 °C – ca. 25 N/mm ² 5 min bei 180 °C – ca. 30 N/mm ²

Ein Teil der Proben wird bei Raumtemperatur ausgehärtet. Da der Klebstoff bei erhöhten Aushärtetemperaturen höhere Festigkeitswerte erzielt, wird ein weiterer Teil für 3 Stunden bei 50 °C ausgehärtet. Höhere Temperaturen werden ausgeschlossen,

da es sonst bereits zu einer deutlichen Aktivierung des SMA-Effektes kommen würde.

Als zweites Lasteinleitungskonzept wird die Verstärkung der Drahtenden mit Ankerdraht untersucht, wie sie bereits von Müller [61] und Hübler [62] am IVW erfolgreich getestet wurde. Dabei wird im 90° Winkel zur Zugrichtung ein 0,7 mm dicker Ankerdraht an das zu verstärkende Drahtende geschweißt. Das Konzept ist in Abbildung 3.11 schematisch dargestellt.

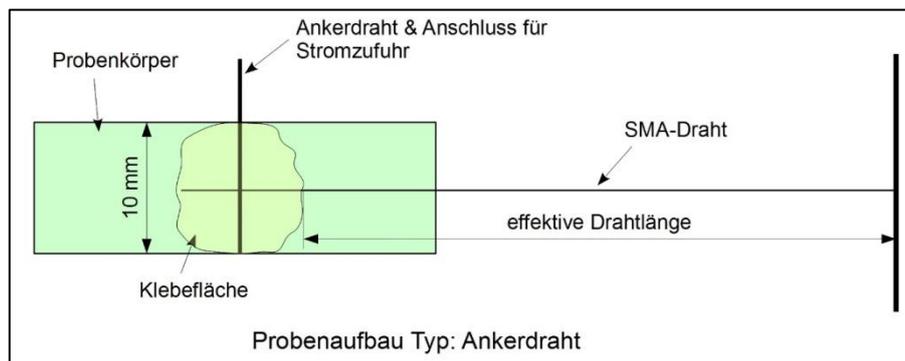


Abbildung 3.11: Schematische Darstellung des Versuches zur Untersuchung des Anbindungskonzeptes mit in Klebstoff eingebettetem aufgeschweißtem inaktivem Ankerdraht

Für den Ankerdraht wird der inaktive Draht vom Typ *Alloy M* mit einem Durchmesser von 0,7 mm der Firma *Memry GmbH* verwendet. Er besteht dabei zwecks guter Schweißbarkeit aus der identischen Legierung wie der eigentliche SMA-Draht, ist aber nicht konditioniert, so dass er bei Erhitzung keine Aktuatorik ausführt. Ein Teil der Proben wird wiederum bei 50 °C, ein Teil bei Raumtemperatur ausgehärtet.

Das dritte Lasteinleitungskonzept besteht aus einer in das vorgebohrte GFK eingedrehten Schraube, Typ *SPAX*[®] 3x10 mm, welche vom SMA-Draht umschlaucht wird. Diese wird anschließend ebenfalls verklebt, um ein Aufziehen der Schlaufe zu verhindern. Dieses Konzept ist schematisch in Abbildung 3.12 verdeutlicht. Vorteil des Konzeptes ist der verbesserte Formschluss zur Glocke und die Möglichkeit, die Schraube zu nutzen, um eine sehr enge Umkehrung des Drahtes zu erreichen, was platzsparend mehrere Umschlingungen der Glocke erlauben würde. Nachteilig sind ein höherer Fertigungsaufwand und eine Beeinflussung der eigentlichen Glockenstruktur durch das Einbringen der Schrauben.

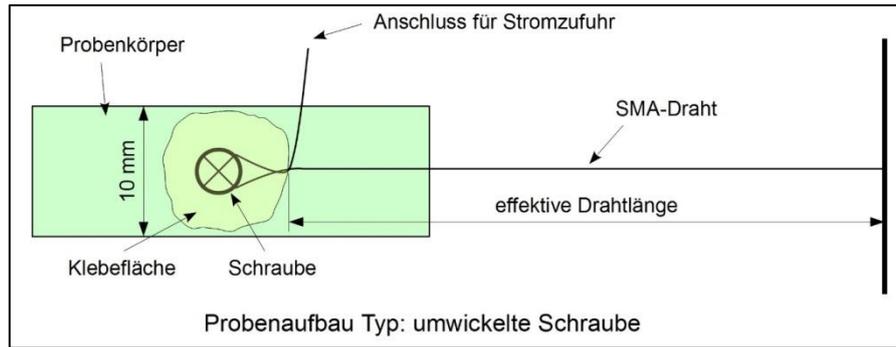


Abbildung 3.12: Schematische Darstellung des Versuches zur Untersuchung des Anbindungskonzeptes mit in Klebstoff eingebetteter Schlaufe um eine in das GFK eingedrehte Schraube

Die Proben werden beidseitig in die in Abbildung 3.13 gezeigte Prüfvorrichtung eingespannt. Die linke Klemmung kann mittels Elektromotor auf der Parallelführung verfahren werden, um eine definierte Vorkraft von 10 N einstellen zu können. Linksseitig ist der Draht direkt geklemmt, so dass über eine Schraube der Klemmung ein Pol für die elektrische Aufheizung angebracht werden kann. Der andere Pol wird direkt am Draht angebracht. Darüber kann der Draht mittels 2 A Kurzschlussstrom erhitzt werden. Dabei liegt am Draht eine Spannung von ca. 2,5 V an. Die Aufheizung wird mittels appliziertem Thermoelement und gleichzeitig mit einer Thermographie-Kamera (nicht abgebildet) gemessen. Die rechte Einspannung ist dabei über eine Kraftmessdose an die weitere Prüfvorrichtung gekoppelt, so dass die Kraft der durch die Aufheizung angeregten Aktuatorik gemessen werden kann. Die Anbindungskonzepte werden zuerst durch die Aktuatorik des SMA-Drahtes belastet. Für die Fälle, wo die Aktuatorik nicht ausreicht, um die Verbindung zum Versagen zu bringen, wird die Festigkeit mittels Zug durch die elektromotorische Verstellung der Prüfmaschine ermittelt.

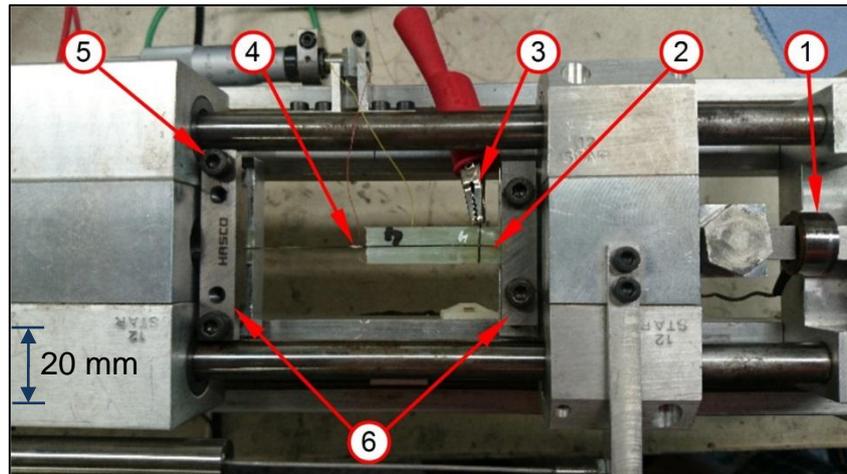


Abbildung 3.13: Versuchsaufbau für die SMA-Versuche mit 1) Kraftmessdose, 2) Probe (hier mit Ankerdraht), 3) Stromanschluss an der Probe, 4) Thermoelement, 5) Stromanschluss an der Prüfvorrichtung, 6) Klemmung der Probe

Geprüft werden jeweils drei Proben bei beiden Aushärtetemperaturen des Klebstoffes, dabei weisen erwartungsgemäß die warm ausgehärteten Proben eine höhere Festigkeit auf. Das dritte Konzept – die umschlaufte Verschraubung – wird nur mit bei Raumtemperatur ausgehärtetem Klebstoff geprüft, da bereits hier die zulässigen Spannungen des Drahtes weit überschritten werden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.7 dargestellt.

Tabelle 3.7: Versagenslasten der verschiedenen Anbindungskonzepte

Probe	Typ	Versagenslast in N	Drahtspannung in MPa	Anmerkungen
1	Schleife RT	72,4	368,7	
2		86,0	438,0	
3		-	-	Fehler bei Datenerfassung
4	Ankerdraht RT	113,3	577,1	
5		139,3	709,5	Versagen durch Elektromotor
6		97,0	494,0	Thermoelement abgeplatzt
7	Schleife 50 °C	95,9	488,4	
8		78,8	401,3	
9		-	-	Rutschen in der Einspannung
10	Ankerdraht 50 °C	126,9	646,3	Versagen durch Elektromotor
11		118,5	603,5	
12		116,5	593,4	
13	Umschlaufte Schraube RT	211,2	1075,6	Versagen durch Elektromotor
14		218,1	1112,8	
15		198,6	1011,5	

Wird die Kraft von ca. 110 N, die der Draht durch seine Aktuatorik in diesem Versuchsaufbau maximal erreichen kann, als Kriterium für die Tauglichkeit der Anbindung herangezogen, so muss die Schleife als nicht tauglich angesehen werden. Auch mit warmausgehärtetem Klebstoff erreichte diese Anbindungsart maximal 95,9 N.

Beim Ankerdraht kann bei vier von sechs Versuchen die Anbindung nicht durch die Aktuatorik des Drahtes zerstört werden, insbesondere alle drei warmausgehärteten Proben halten der Belastung stand. Allerdings versagen diese durch die Belastung durch den Zugversuch mittels Elektromotor bei im Mittel 120,6 N. Dies liegt nur minimal über der Belastungsgrenze und bietet daher nur wenig Festigkeitsreserven. Zugelassen ist der Draht für Anwendungen bis zu 118 N, was zum Beispiel durch eine größere Vorspannung erreicht werden könnte. Diese Vorspannung ist auch in der GroAx-Anwendung durch die Aufweitung der Glocke gegeben, so dass nicht ausgeschlossen werden kann, dass in der Praxis die 118 N erreicht werden könnten. Ausreichend Sicherheit bietet erst das dritte Konzept mit der umschlauften Schraube. Selbst der schwächste der drei Versuche bietet mit fast 200 N Verbindungsfestigkeit eine gute Sicherheit gegenüber Versagen durch die Aktuatorik.

3.2.2.2 Experimentelle Ermittlung des Drahtverhaltens für die Realisierung einer adaptiven Steuerung

Für die mögliche Aktuatorik zur Reduzierung der Aufweitung der Rotorglocke durch die Fliehkraft wurde das genaue Drahtverhalten untersucht. Interessant sind dabei die Kräfte, die der Draht bei einer gegebenen Temperatur erzeugt. Ist die Korrelation bekannt und reproduzierbar, so kann über eine Regelung der aktuatorische Effekt kontrolliert ausgenutzt werden, um in Abhängigkeit zur anliegenden Umdrehungsgeschwindigkeit des Rotors eine adäquate Gegenkraft zu erzeugen.

In einer ersten Versuchsreihe wurden daher Proben mit dem Lasteinleitungskonzept des Ankerdrahtes mehrfach bis zu zuvor definierten Kraftniveaus aufgeheizt und wieder abgekühlt. Abbildung 3.14 zeigt exemplarisch die Kraft-Temperatur-Kurve der Probe 17, wie sie sich bei zehnfachem Aufheizen bis etwa 75 N verhalten hat. Wie bei den Anbindungsversuchen wurde zunächst durch die Prüfvorrichtung eine Vorkraft von 10 N angefahren. Beim Aufheizen folgt bis etwa 50-55 °C ein nur

leichter Kraftanstieg, der ab 55 °C stärker wird. Bei Erreichen von 75 N wird der Strom abgeschaltet und die Probe kühlt ab. Dabei zeigt sich, dass die Kraft-Temperatur-Kurve eine Art Hysterese beschreibt und bereits bei ca. 50 °C keine Kraft mehr vorhanden ist und selbst die Vorspannung abgebaut ist – der Draht hängt durch.

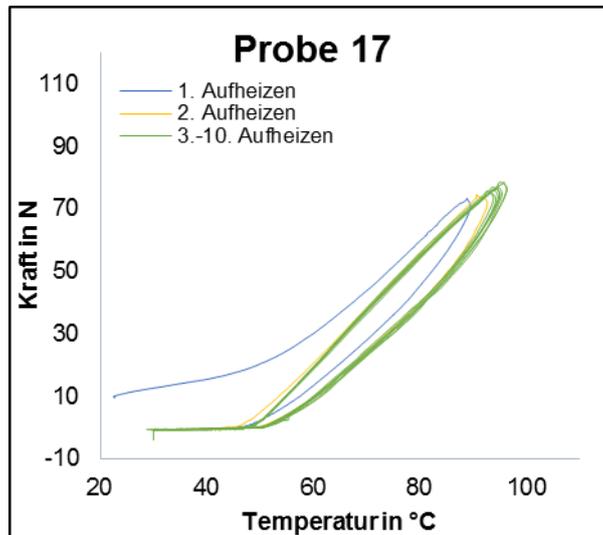


Abbildung 3.14: Kraft über Temperatur-Kurve der Probe 17 mit zehn Aufheizzyklen

Der zweite Aufheizzyklus beginnt erst bei ca. 45 °C, alle folgenden ab ca. 50 °C eine Kraft aufzubauen. Dasselbe Verhalten zeigen auch weitere Proben, auch wenn sie bis zu niedrigeren oder höheren Kraftniveaus als 75 N belastet werden. Beim ersten Zyklus stellt sich immer eine plastische Verformung des Drahtes ein.

Um einen Einfluss der Verbindung auszuschließen, wird bei den weiteren Versuchen der Draht beidseitig direkt in die Versuchsvorrichtung eingespannt. Anfangs zeigt sich dasselbe Verhalten. Wird aber nach jedem Abkühlvorgang aktiv die 10 N Vorkraft wieder aufgebracht, so steigt – wie in Abbildung 3.15 ersichtlich – von Versuch zu Versuch die Kraft, die nach dem Abkühlen anliegt, an. Ab dem sechsten Zyklus liegen auch nach dem Abkühlen die vollen 10 N an, ein Anpassen der Vorkraft für den nächsten Zyklus ist nicht mehr notwendig. Um den Draht reproduzierbar in einer Anwendung einsetzen zu können, muss er demnach bereits vor dem Einbau einige Zyklen durchlaufen. Erst dann hat sich eine Sättigung der plastischen Verformung eingestellt, so dass er reproduzierbar angefahren werden kann.

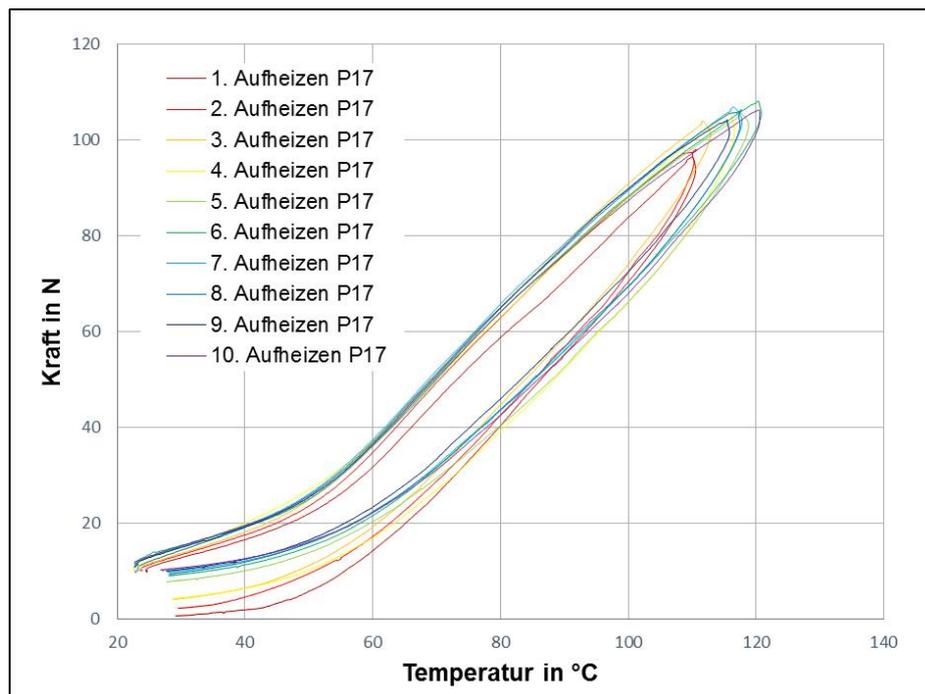


Abbildung 3.15: Veränderung des Vorkraftverlustes über 10 Zyklen bei beidseitig eingespannter Probe 17

Da die beiden Einspannungen der Versuchsvorrichtung mittels Wegaufnehmer miteinander gekoppelt sind, kann die anfängliche plastische Verformung, die sich in einer bleibenden Dehnung äußert, aufgezeichnet werden. Abbildung 3.16 zeigt, dass sich bei drei untersuchten Proben die bleibende Dehnung asymptotisch etwa 0,6 % annähert.

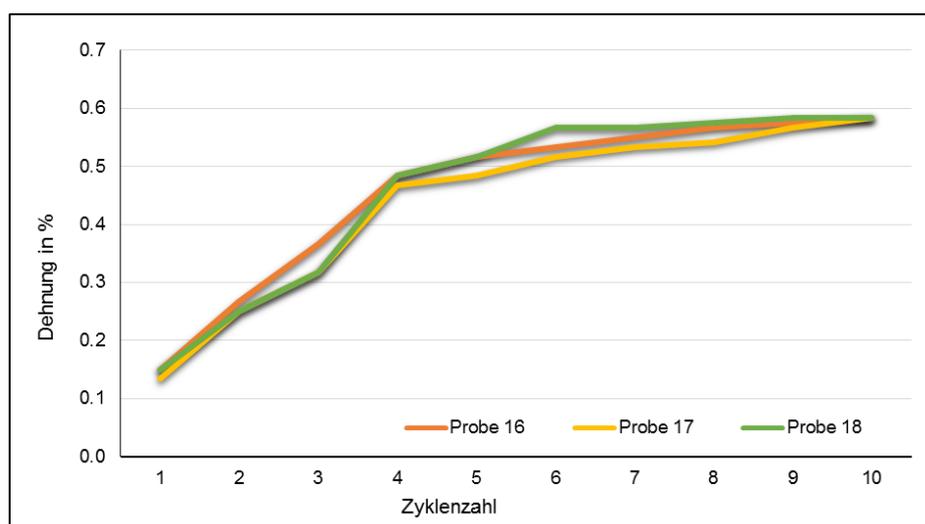


Abbildung 3.16: Kumulierte plastische Dehnung von drei Proben über 10 Aufheiz- und Abkühlzyklen

Da der GroAx-Rotor sich im Betrieb aufheizt, wird zusätzlich untersucht, ob der Draht ein anderes Verhalten zeigt, wenn er nicht mittels Joule'scher Erwärmung, sondern mittels Konvektion erwärmt wird. Der Draht wird dabei mittels einer Heißluftdüse erwärmt. Dabei ist ein geringer Unterschied zu der Joule'schen Erwärmung feststellbar. Die Ursache hierfür ist auf den Bildern der Thermographie-Kamera ersichtlich. Abbildung 3.17 zeigt den Draht über die komplette Einspannung, mit einem Hotspot in der Mitte, wo das konventionelle Thermoelement angebracht ist. Zu den Rändern hin ist ein deutlicher Temperaturabfall zu erkennen.

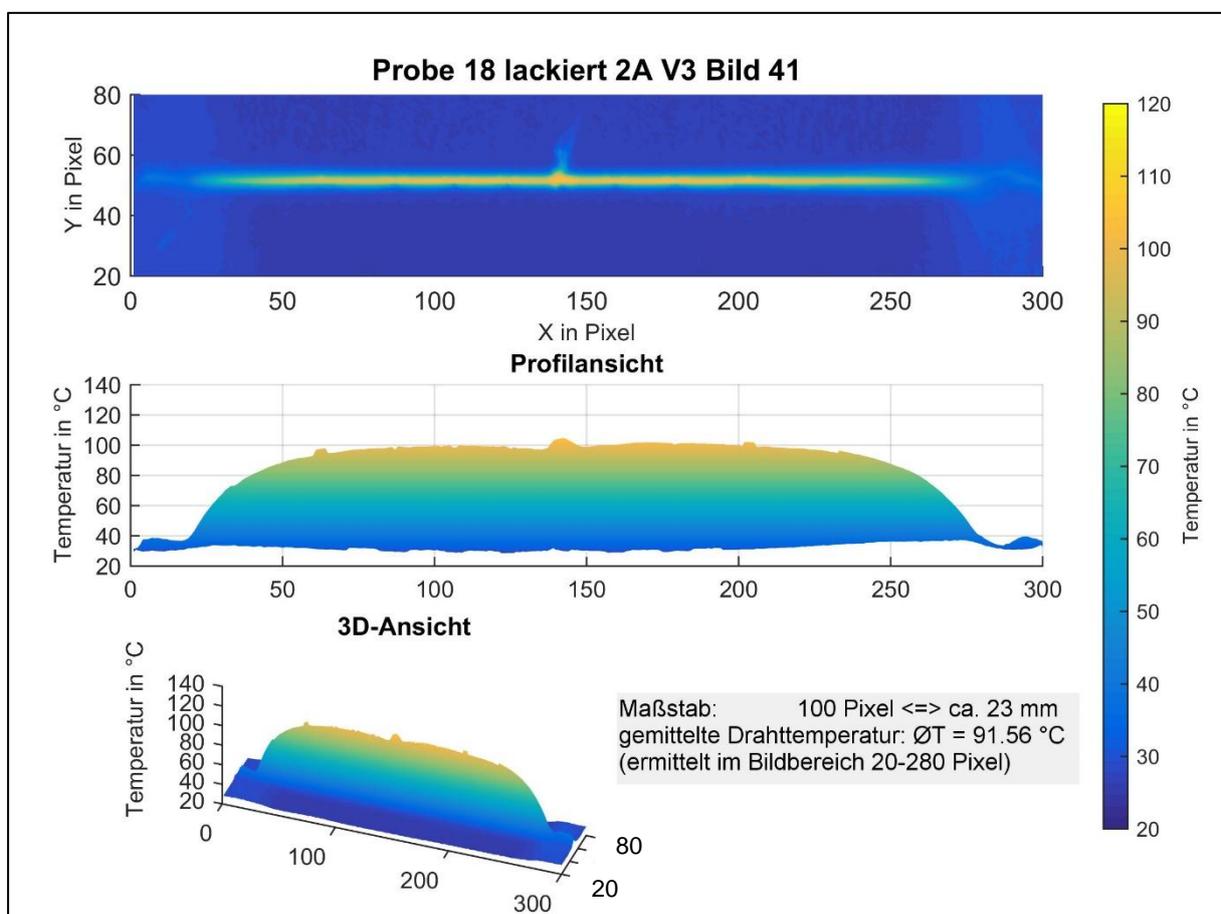


Abbildung 3.17: Aufnahme und Auswertung des thermographischen Bildes bei der elektrisch aufgeheizten Probe 18 mit deutlichem Temperaturgefälle zu den Rändern

Dadurch, dass bei dieser Aufheizmethode ausschließlich der Draht erwärmt wird, nicht aber die metallische Einspannung, wirkt die Einspannung als thermische Senke. Bei der Aufheizung durch Konvektion erwärmt der Luftstrahl die Einspannung direkt, so dass diese nicht mehr als Senke fungiert. Das Thermographiebild, wie in

Abbildung 3.18 zeigt, weist daher eine homogenere Temperaturverteilung über die gesamte freie Drahtlänge auf, was eine ausgeprägtere Aktuatorik in den Randbereichen des Drahtes erzeugt, weswegen die erzeugten Kräfte geringfügig höher liegen als bei der elektrischen Aufheizung.

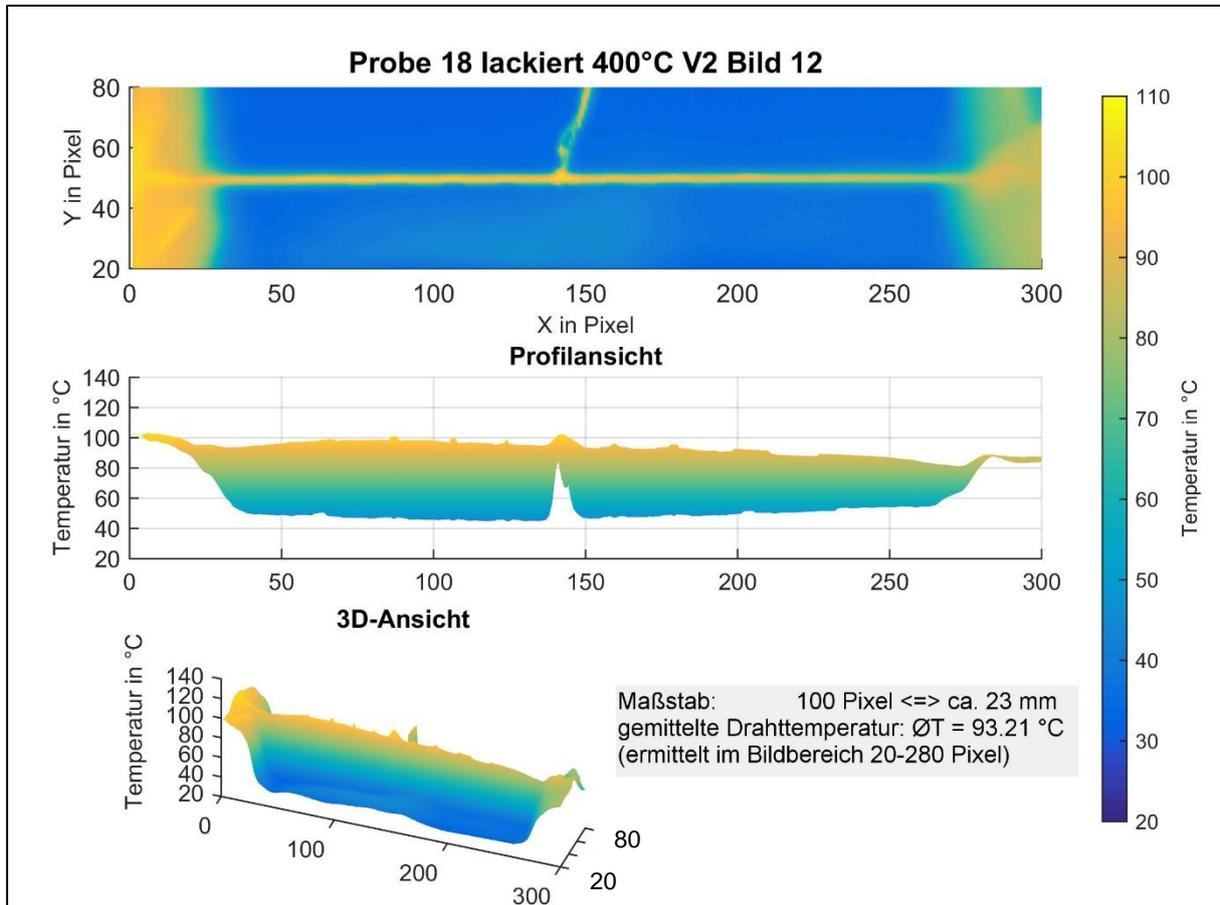


Abbildung 3.18: Aufnahme und Auswertung des thermographischen Bildes bei der durch Konvektion aufgeheizten Probe 18 ohne thermischer Senke und dadurch ausbleibendem Temperaturgefälle

Je nach Ausführung der Einspannung des Drahtes ist zu überlegen, ob thermische Senken dazu führen können, dass der Draht nicht gleichmäßig erwärmt wird. Bei der Anwendung auf der Rotorglocke ist davon auszugehen, dass auf Grund der geringen Kontaktfläche und der geringen Masse des Ankers der Wärmeabfluss kaum vorhanden sein dürfte. Bei der Schlaufe um die Schraube dürfte er etwas ausgeprägter sein. In der weiteren Betrachtung wird der Effekt jedoch nicht berücksichtigt, da der Unterschied auch bei der gezeigten Versuchsdurchführung nur gering ist.

3.2.2.3 Simulation des SMA-Drahtes und Abschätzung der Eignung für die adaptive Steuerung

Für die Modellierung des Drahtes im Finiten Elemente Modell wird der Versuch des beidseitig fest eingespannten Drahtes nachgebildet. Bei einer Applikation auf der Glocke ist ebenfalls keine Kontraktion zu erwarten, da beim GroAx der Draht die Aufweitung der Glocke durch Fliehkraft reduzieren soll, aber keinesfalls die Glocke stauchen soll.

In der Simulation wird der SMA nicht als runder Draht modelliert, sondern mit quadratischem Querschnitt, da ein runder Querschnitt schwieriger zu vernetzen ist. Nach *Hübler* [62] ist die makroskopische Modellierung äquivalenter Flächen hinreichend genau.

Auf einer der Drahtseiten wird die Knotenreaktionskraft ausgelesen, die sich unter fixer Einspannung als Antwort auf die Zugkraft des Drahtes unter Temperatur einstellt. Ziel ist es, die experimentell ermittelte mittlere Kraft-Temperatur-Kurve möglichst exakt nachbilden zu können. Da diese sich annähernd in zwei bilineare Teilstücke mit einem Kreuzungspunkt bei etwa 55 °C unterteilen lässt, wird dem SMA-Material ein thermisches Materialverhalten mit abschnittsweise unterschiedlichem negativem Wärmeausdehnungskoeffizienten zugewiesen. Als ausreichend genau erweist sich dabei ein konstanter Wärmeausdehnungskoeffizient von $-6,85 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ im Bereich von 5 °C bis 55 °C und von dort an bis 110 °C linear auf $-1,8 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$ ansteigend. Für die Temperaturen von 20 °C bis 110 °C werden in 10 °C-Schritten die Knotenreaktionskräfte der Simulation und die ermittelten Kräfte der Experimente verglichen. Die Gegenüberstellung der Werte ist in Tabelle 3.8 dargestellt.

Tabelle 3.8: Gegenüberstellung der Kräfte über der Temperatur in Experiment und Simulation (Prozentwerte vor Rundung der Kraftwerte berechnet)

Temperatur in °C	Experimentell ermittelte Kraft in N	Knotenreaktionskraft aus FEM in N	Differenz in N	Differenz in %
20	10,0	10,0	0,0	0,4
30	14,0	14,0	0,0	0,2
40	18,0	18,0	0,0	0,1
50	22,3	22,0	-0,3	-1,5
60	29,7	29,7	0,0	0,0
70	44,5	42,9	-1,6	-3,7
80	60,0	58,1	-1,9	-3,1
90	75,5	75,4	-0,1	-0,1
100	91,5	94,6	3,1	3,4
110	115,0	115,5	0,5	0,5

Der Vergleich der Kräfte weist mit einer Abweichung von höchstens 3,7 % nach unten (bei 70 °C), bzw. 3,4 % nach oben (bei 100 °C) eine sehr gute Übereinstimmung auf.

Auf der Außenseite der Rotorglocke können nun Elemente mit diesen thermischen Eigenschaften angebracht werden. Da es numerisch von Vorteil ist, wenn die Elemente dieselben Knoten verwenden wie die GFK-Elemente, auf denen sie liegen, werden Bänder mit der gleichen Breite wie die GFK-Elemente modelliert. Die Ablegedichte der SMA-Drähte und damit die Position des wirksamen Querschnittes wird über die Elementhöhe eingestellt. Da der Glockenboden eine ungleichmäßige Aufweitung aufweist, werden die SMA-Elemente in ihren Dicken so angepasst, dass sie die radiale Aufweitung gleichmäßiger machen. Wie in Abbildung 3.19 dargestellt, ergibt sich so ein großer SMA-Querschnitt am freien Ende, ein geringer Querschnitt in der Mitte der Mantelfläche und ein mittlerer Querschnitt in der Nähe zum Glockenboden.

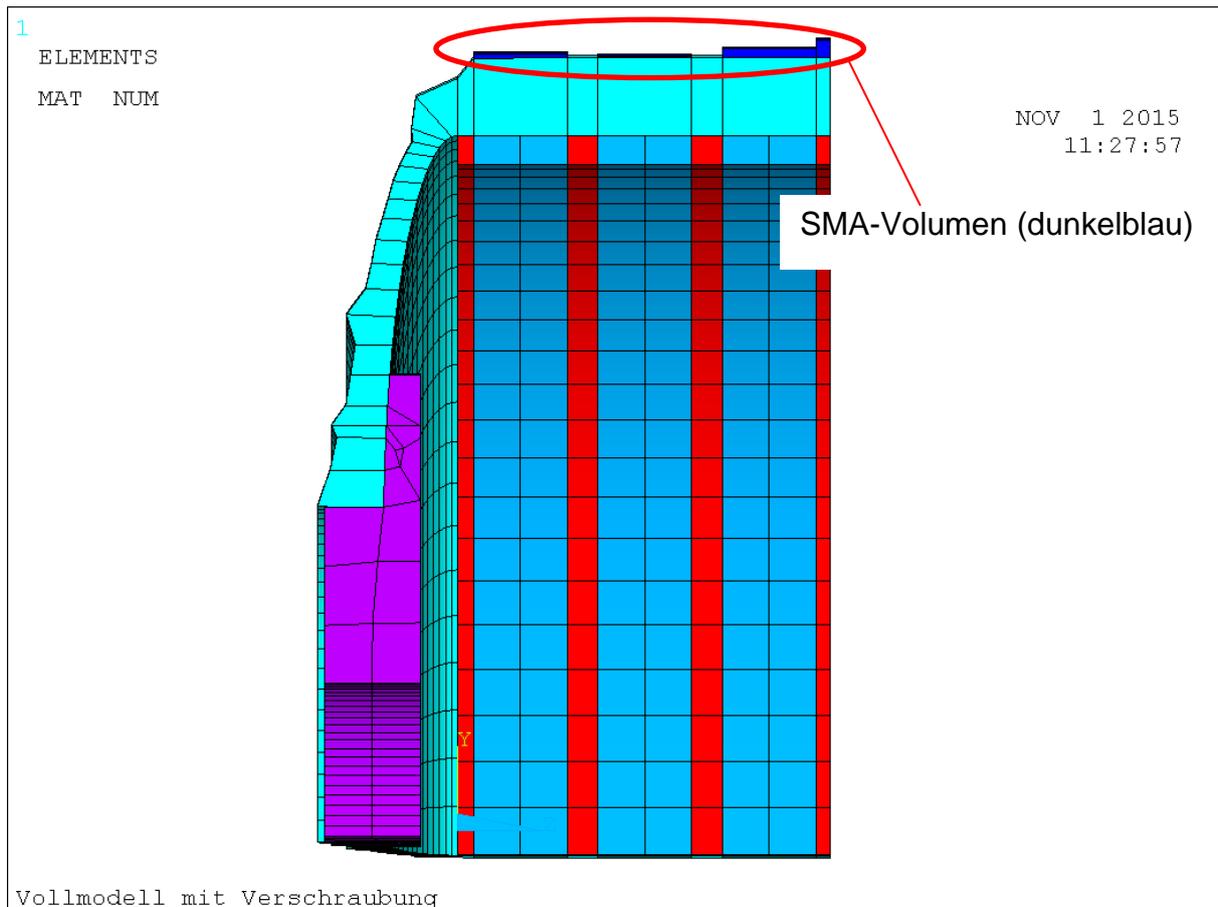


Abbildung 3.19: Schnitt der Rotorglocke mit den unterschiedlich verteilten SMA-Volumen in Dunkelblau

Als Basis für dieses Modell dient die Variante 3, wie sie in Kapitel 3.2.1.4 beschrieben ist. Davon ausgehend, dass die SMA-Drähte die Steifigkeit gegenüber der Querkraft nicht signifikant beeinflussen, wird nur die radiale Aufweitung simuliert.

Die vier Elementreihen, wie sie in Abbildung 3.19 dargestellt sind, haben einen Querschnitt von $28,74 \text{ mm}^2$, die genaue Verteilung der Querschnitte auf die vier Elemente ist in Tabelle 3.9 aufgelistet.

Tabelle 3.9: Querschnitte der vier SMA-Elementreihen gemäß Abbildung 3.19

	Breite in mm	Dicke in mm	Querschnitt in mm ²
linker Ring	12,6	0,5	6,3
mittlerer Ring	12,6	0,2	2,52
rechter breiter Ring	12,6	1,2	15,12
rechter schmaler Ring	2	2,4	4,8

Zusätzlich zu der Fliehkraft wird nun in der Simulation eine thermische Last aufgebracht. Da keine Wärmeausdehnungskoeffizienten für die übrigen Materialien definiert sind, hat die Temperatur nur Auswirkung auf die SMA. Um den Draht nicht zu sehr zu beanspruchen, werden 100 °C angegeben, was für ein Draht-Äquivalent eine Kraft von 94,6 N bedeutet, womit noch eine Sicherheits-Reserve zu dem experimentell ermitteltem aktuatorischen Maximum gegeben ist.

Mit dieser Modellierung wird die radiale Aufweitung von 0,0666 mm bei der konventionellen Variante 3 auf 0,033 mm mit den zusätzlichen SMA-Elementen halbiert. Eine Applikation mit SMA-Draht ist demnach geeignet, den Zielwert von 0,04 mm zu unterschreiten. Durch die Verwendung von mehr oder weniger Draht lässt sich der gewünschte Effekt durch die Aktuatorik genau einstellen. Der Querschnitt von 28,74 mm² ist aber durch den getesteten Draht mit 0,5 mm Durchmesser nur mit hohem Aufwand realisierbar. Um den Querschnitt zu erreichen, müssen etwa 146 Umschlingungen um die Glocke realisiert werden. Der Draht ist aber auch mit anderen Durchmessern erhältlich. Bei sonst gleichen Eigenschaften würden von einem Draht mit 1 mm Durchmesser rund 37 Umschlingungen reichen, bei 2 mm nur rund 9.

4 Lasteinleitungen in dickwandige GFK-Strukturen

4.1 Ausgangssituation und Belastungsanforderungen

Neben den in Kapitel 3 thematisierten Anforderungen an die strukturelle Steifigkeit der Rotorglocke, ist eine zuverlässige und kostengünstige Lastübertragung der Kräfte von der GFK-Rotorglocke in den metallischen Wellenflansch eine weitere zentrale Entwicklungsaufgabe.

Beim Baumusterstand des Dynax® 60i ist die Lasteinleitung über zwölf metrische Schrauben mit 6 mm Außendurchmesser realisiert. Die Verbindungstechnik, mit Verwendung von nur jeder zweiten Schraube, ist in Abbildung 4.1 zu sehen.

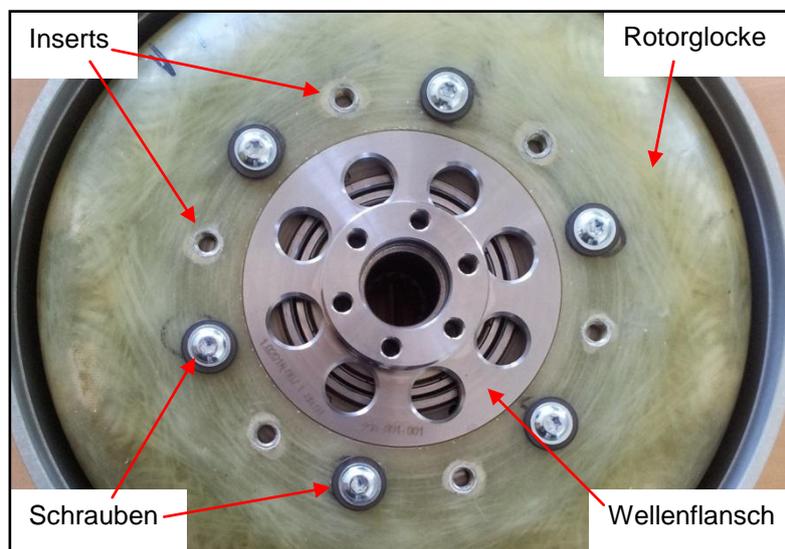


Abbildung 4.1: Verbindungstechnik beim Baumuster Dynax® 60i mit 12 Schrauben M6 und eingebrachten Inserts (nur jede zweite Schraube eingeschraubt)

Der Wellenflansch befindet sich auf der Innenseite der Glocke und ist mit einem Gewinde versehen. In den Rotor selbst werden Inserts eingebracht. Nachteilig an dieser Vorgehensweise ist der relativ hohe Aufwand für das Bohren der Löcher in das GFK und das Einsetzen der Inserts. Darüber hinaus verursacht das Bohren Schäden im Laminat, wie sie in Abbildung 4.1 als milchige Eintrübungen um die Inserts herum erkennbar sind. Beim Bohren von GFK ist zudem ein hoher Werkzeugverschleiß gegeben. Ziel ist es daher, eine für den Anwendungsfall verbesserte Verbindungstechnik zu entwickeln, die in der Lage sein muss, das Motordrehmoment

dauerhaft übertragen zu können. Zwar ist das Nennmoment mit 85 Nm angegeben, stoßweise sind in seltenen Fällen aufgrund von Fehlern in der Motorregelung beim Dynax[®] 60i auch höhere Drehmomente von bis zu 400 Nm aufgetreten. Daher sollte die zu entwickelnde Lasteinleitung zumindest quasistatisch in der Lage sein, dieses Moment ohne Schäden zu übertragen. Zusätzlich soll die Verbindung lösbar sein, um einen einfachen Austausch von Bauteilen zu gewährleisten.

4.2 Vorüberlegungen und Konzipierung einer alternativen Lasteinleitung

Wie in Kapitel 2 erläutert, gibt es eine Reihe möglicher Lasteinleitungskonzepte, die potentiell für den Anwendungsfall der Rotorglocke geeignet wären. Stoffschlüssige Verbindungen fallen allerdings aufgrund der Anforderungen an die einfache Lösbarkeit aus. Als gut geeignet können die lösbaren formschlüssigen Verbindungen über Bolzen oder – wie im Baumusterstand verwendet – Schrauben angesehen werden. Auch großflächige formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen sind vorstellbar. So zeigt eine vereinfachte Simulation eines 6-Eckigen verrundeten Polygonanschlusses, vergleiche Abbildung 4.2, dass die in der Verbindung auftretenden Vergleichsspannungen nach *von Mises* zumindest bei dem Nenndrehmoment von 85 Nm mit rund 15 MPa beherrschbar erscheinen. Bei dieser Voruntersuchung ist allerdings kein Lagenaufbau simuliert, das GFK der Glocke ist rein isotrop modelliert.

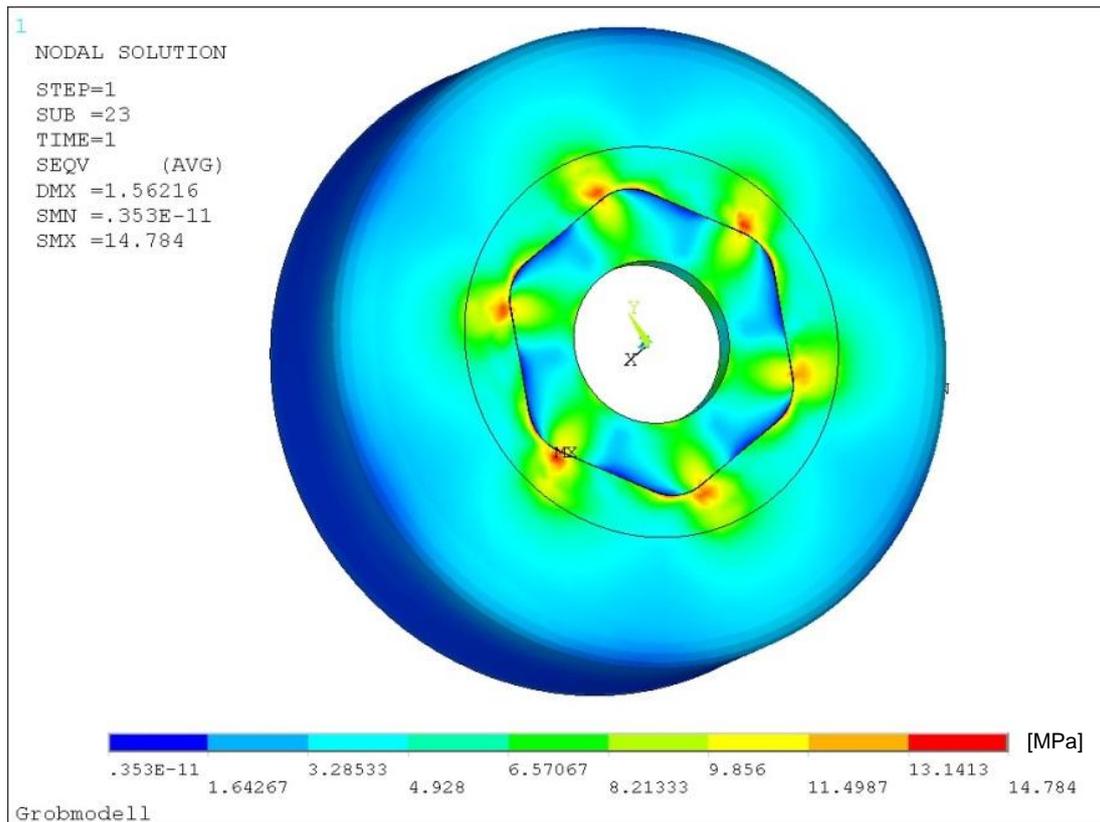


Abbildung 4.2: Von-Mises-Vergleichsspannung an einem Modell mit isotropem Materialmodell und polygonaler formschlüssiger Lastübertragung

Da beim kontinuierlichen Bewickeln des Werkzeuges, welches idealerweise bereits die Polygonform vorgibt, die Fasern an der Kontaktstelle zwangsläufig parallel zu den Polygonkanten verlaufen, würde die Lasteinleitung hauptsächlich als Druckspannung quer zur Faserrichtung erfolgen, wo die Leistungsfähigkeit des GFK zwar gering ist, die berechneten Spannungen aber dennoch ertragbar erscheinen. Aus fertigungstechnischer Sicht wäre die Herstellung des Polygons in der GFK-Glocke ideal, da keine weiteren Arbeitsschritte nach dem Aushärten notwendig sind. Für den Verbindungspartner – die metallische Welle – steigt der Fertigungsaufwand allerdings deutlich an, da anstatt eines einfachen Flansches mit Gewinden ein mit relativ geringen Toleranzen zu fertigendes Polygon tritt. Dies muss, um geringes Spiel zu gewährleisten, wahrscheinlich sogar geschliffen werden. Zusätzlich wäre die Verbindung nicht axial gesichert. Durch einen Absatz könnte dies in eine Richtung zwar leicht realisiert werden, eine zusätzliche Sicherung in die zweite Richtung ist aber wiederum mit Aufwand verbunden. Daher wird aufgrund der fertigungstechnischen

Nachteile bei der metallischen Welle und den damit verbundenen Kosten dieses Lasteinleitungsprinzip nicht weiter untersucht.

Die im Baumuster verwendete Verschraubung weist im Wesentlichen zwei Schwächen auf. Zum einen die bereits genannten Nachteile der aufwändigen Herstellung und zum anderen, bei nicht sachgerechtem Herstellungsverfahren, die in Kapitel 2.4.3 genannten Einflüsse auf die Verbindungsfestigkeit. Allerdings ist die Verbindung im Baumuster umfangreich erprobt. Es bietet sich daher an die Verbindungsart nicht zu ändern und stattdessen Ansätze zu finden, um die Schwächen für die Anwendung zu reduzieren.

Die Kontur der Rotorglocke wurde von der Abteilung Verarbeitungstechnik des IVW im Rahmen des GroAx-Projektes überarbeitet. Dabei hat sich gezeigt, dass die sehr flache Bodenkontur des Dynax[®] 60i für das Nasswickeln nachteilig ist, da beim Wickeln wegen der fehlenden Krümmung kaum Anpressdruck auf das Wickelband entsteht, was eine schlechte Konsolidierung des Faserverbundes zur Folge hat. Außerdem ist der Übergang von der Mantelfläche zum Boden sehr abrupt, was schwierig zu bewickeln ist und insbesondere zum Rutschen des Wickel-Rovings führen kann. Aus diesem Grund wurde die Bodenkontur etwas runder gestaltet, mit der Konsequenz, dass die Polöffnungen der doppelten Glocke axial weiter nach außen wandern, wodurch mehr Bauraum benötigt wird⁴. Um dies zu kompensieren, können die Schraubenköpfe auf die Innenseite der Glocke verlegt werden, da dort durch die Veränderung zusätzlicher Bauraum entsteht. Die Ausrichtung der Verschraubung sollte demnach umgekehrt werden. Dies hat zur Konsequenz, dass der Flansch der Abtriebswelle kein Gewinde mehr aufweist, sondern ein Durchgangsloch, weswegen das Gewinde dann in der GFK-Glocke vorgesehen werden muss.

Üblicherweise würde das Gewinde in den Inserts realisiert. Hauptgrund für die Verwendung der Inserts ist allerdings ihre Funktion, die Vorspannung der Schraube aufzunehmen. Das GFK alleine würde hier aufgrund der Kriechneigung der Matrix langfristig die Vorspannung verlieren. Bei der Umkehrung der Schraube ist aber der metallische Wellenflansch als mittlerer Fügepartner zwischen Schraubenkopf und Gewindeplatte für die elastische Vorspannung der Verbindung zuständig. Bei der hier vorliegenden dickwandigen Struktur kann daher ein Gewinde unmittelbar im GFK

⁴ Aus Gründen der Geheimhaltung wird die genaue Kontur nicht dargestellt.

vorgesehen werden, sofern die Verbindung die auftretenden Kräfte erträgt. Dennoch findet auch im GFK-Gewinde ein Kriechen statt, das dazu führt, dass die Vorspannung nicht dauerhaft hoch genug ist, um die Kräfte ausschließlich über die Reibung der Fügepartner zu übertragen. Sicherer ist es, die Verbindung wie eine Bolzenverbindung auszulegen, sprich eine Lastübertragung über die Wandung der Fügestelle als alternativen Lastpfad zu gewährleisten.

Da der Anpressdruck der Rovings bei der Bewicklung des Glockenbodens aufgrund der steil abfallenden Kontur immer noch sehr gering ist, was in den Wickelversuchen zu einer schlechten Konsolidierung des GFK an dieser Stelle führte, hat die Verarbeitungstechnik Anpressscheiben entwickelt, wie sie in Abbildung 4.3 zu sehen sind. Sie werden nach dem Wickeln an die beiden Seitenflächen gebracht und mit Gewindestangen vorgespannt, so dass der Konsolidierungsdruck auf die Bodenflächen erhöht werden kann, bevor das Laminat im Ofen ausgehärtet wird. In der Abbildung 4.3 sind die Anpressscheiben in der später verworfenen Version mit dem Polygon abgebildet.

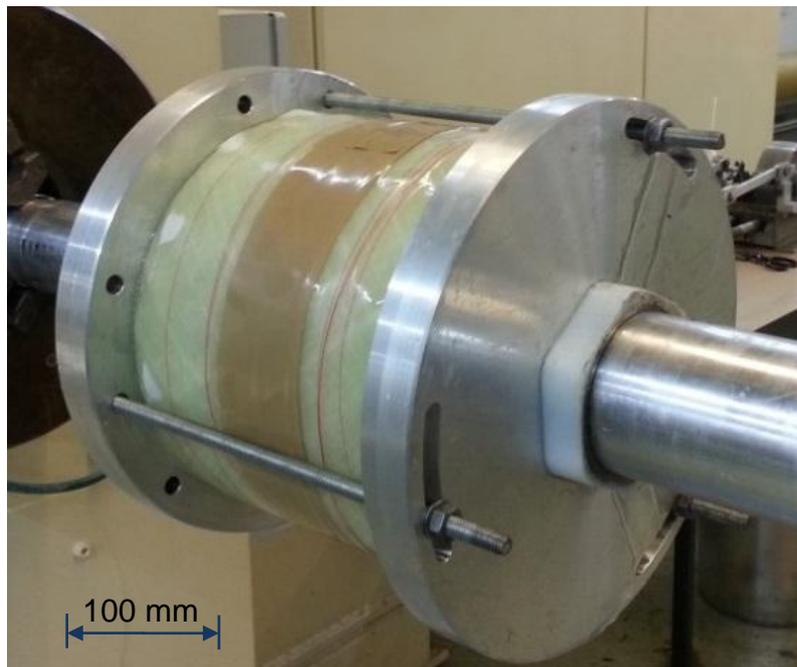


Abbildung 4.3: Anpressscheiben zur Verbesserung der Konsolidierung des Laminates an der Bodenkontur, hier noch mit dem polygonalen Lasteinleitungskonzept

Anstatt des Polygons können die Anpressscheiben mit Gewindelöchern versehen werden, welche genau an der Stelle der späteren Verschraubung angebracht sind. Wenn beim innen liegenden Wickelkern gleichzeitig an derselben Position eine

Bohrung oder andere Art von Kavität eingebracht ist, dann ließe sich, geführt vom Gewinde in den Anpressscheiben, eine angespitzte Schraube durch das noch nicht ausgehärtete Laminat drehen und so Gewinde in das GFK durch das Verdrängen des Materials einbringen. Gegebenenfalls lassen sich die Schrauben auch anstatt der Gewindestangen zum Aufbringen des Anpressdruckes verwenden. Wie in Kapitel 2.4.2 angeführt, lassen sich beim Formen von glattwandigen Bolzenverbindungen unter Umständen Festigkeitssteigerungen erzielen. Ein Formen von Gewinden in FKV und der gleichzeitig damit verbundene Nachweis der Festigkeit ist bisher in der Literatur nicht beschrieben worden. Einzig kurze Erwähnungen, wie beispielsweise bei *Schürmann* [3] lassen vermuten, dass es Untersuchungen gab, die allerdings nicht veröffentlicht wurden, was vermuten lässt, dass sie zu keinen Verbesserungen führten. Eine Verbesserung wäre aber für die Verwendung bei der Rotorglocke gar nicht notwendig: Es würde der Nachweis genügen, dass die Verbindung – insbesondere über die Lebensdauer des Motors – aus festigkeitstheoretischer Sicht nicht nachteilig ist. Der Vorteil ergäbe sich aus der einfachen Fertigung. Hier würde es genügen die Schrauben in die Anpressscheiben einzudrehen und nach dem Aushärten wieder zu entfernen. Ein Umspannen auf einen Bohrapparat, der Verschleiß des Bohrers sowie das Einbringen der Inserts könnte entfallen.

4.2.1 Bestimmung der mechanischen Beanspruchung der Schraubenverbindung

Wie in Kapitel 2.4.3 bereits dargestellt, kennt eine Schraubenverbindung im Wesentlichen eine Belastungsart. Normalerweise wird die Schraube nur axial belastet, was im Wesentlichen durch die üblicherweise aufgebrachte Schraubenvorspannung begründet ist. Reicht die Vorspannung nicht aus, um den Reibschluss der Fügepartner zu gewährleisten, entsteht bei Querkraft ein alternativer Lastpfad mit einer Scherkraft auf die Schraube. Eine Querkraft wird bei der GroAx-Glocke durch das Verdrehen der beiden Fügepartner, sprich der GFK-Glocke und der Abtriebswelle, verursacht durch die zu übertragenden Torsionskräfte, erzeugt. Lokal betrachtet liegt hier eine einschnittige Verbindung vor. Idealerweise ist eine solche Verbindung so ausgelegt, dass die Schraube die Kontaktflächen der Fügepartner so aufeinander

presst, dass eine reibschlüssige Verbindung gewährleistet ist. Der Kraftfluss verläuft dann, wie in Kapitel 2.4.3 beschrieben, durch die Kontaktfläche. Erst wenn die durch die Schraube aufgebrachte Normalkraft nicht mehr ausreicht, um eine ausreichend hohe Haftreibung zu gewährleisten, können die Fügepartner unter äußerer Last gegeneinander verrutschen. In einem ersten Schritt wird dies soweit passieren, bis die Durchgangsbohrung des einen Fügepartners in Kontakt mit dem Schraubenschaft kommt. Dadurch entsteht ein Formschluss und mit ihm ein weiterer Lastpfad, welcher zunächst einmal ein weiteres Gleiten der Fügepartner aufeinander beendet. Diese Konstellation der Kraftübertragung erzeugt eine Scherkraft in der Schraube sowie eine Lochleibungskraft in der Lochwand der Fügepartner.

Das maximal auftretende Drehmoment M wird mit 400 Nm angegeben. Bei einem Lochkreis LK von 110 mm, wie beim Dynax[®], beträgt die Querkraft in der Schraubenebene demnach:

$$F_{gesamt} = \left(\frac{M}{\frac{1}{2} \cdot LK} \right) = \left(\frac{400 Nm}{\frac{1}{2} \cdot 0,11 m} \right) = 7.272,72 N$$

Beim Dynax[®] werden 12 Schrauben verwendet, so dass jede Schraubenverbindung im Mittel eine Querkraft von 606 N übertragen muss.

Axial treten durch den normalen Betrieb keine Kräfte auf die Verschraubung auf. Der in Kapitel 3 beschriebene theoretische Lastfall der Querkraft mit 600 N erzeugt nur geringfügige Axialkräfte, dominierend ist aber die Vorspannkraft. Für die geformte Verbindung ist daher zu klären, ob eine ausreichend hohe Vorspannkraft aufgebracht werden kann und in wie weit diese durch die ausgeprägte Kriechneigung der Matrix wieder abgebaut wird.

Zur umfassenden Charakterisierung der Verbindung werden daher Proben hergestellt, an denen experimentell die Eigenschaften eines geformten Gewindes im Vergleich zu einem geschnittenen Gewinde ermittelt werden. Um die Tragfähigkeit der Verbindung bei axialer Belastung des Gewindes zu ermitteln, werden Pull-out-Versuche durchgeführt, bei denen die Schraube axial aus dem GFK-Gewinde herausgerissen wird. Auch das langfristige Verhalten der axialen Schraubenvorspannung wird untersucht. Um das Verhalten der Verbindung einschätzen zu können, wenn die Fügepartner sich dennoch gegeneinander Verschieben und das GFK mit

Lochleibung belastet wird, werden analog zur Vorgehensweise bei glattwandigen Bolzenverbindungen Scher-Versuche durchgeführt.

4.3 Probekörperkonzipierung und Herstellung

Die Scher-Versuche werden in Anlehnung an die Norm ASTM D 5961/D 5961M-08 [54] dimensioniert und durchgeführt. Diese sieht eine Dicke von 3 bis 5 mm vor, was noch relativ dünnwandig ist und damit nicht Gegenstand der Untersuchung sein soll. Das Laminat der Rotorglocke hat im Bereich der Verbindungsstelle eine Dicke von 17 mm. Da eine analytische Vorauslegung sowie erste Vorversuche gezeigt haben, dass durch die größere Dicke des Laminates bei sonst normgemäßer Dimensionierung der Probekörper, ein Schraubenversagen und kein Laminatversagen zu erwarten ist, wurden einige Abweichungen zur Norm vorgenommen. Die Dicke wurde reduziert, wobei auch direkt Rücksicht auf einen sinnvollen Lagenaufbau genommen werden kann. Für die Untersuchungen wird ein quasiisotropes Laminat – bezeichnet als Typ A – und ein orthotropes Kreuzverbund-Laminat – Typ B – gewählt. Der quasiisotrope Aufbau repräsentiert dabei einen eher allgemeingültigen Fall und soll damit eine breit anwendbare repräsentative Basis schaffen. An der Position der Verschraubung bei der Rotorglocke liegen die Fasern aber mit deutlicher Vorzugsorientierung in Umfangsrichtung vor, so dass sich hier ein stark orthotroper Aufbau einstellt. Um zu ermitteln, ob bei starker Orthotropie der Vergleich der beiden Gewindearten anders ausfällt als beim isotropen Aufbau, wird zusätzlich der nicht ausgeglichene Kreuzverbund getestet.

Für den quasiisotropen Aufbau sind die vier Winkel 0° , 90° und $\pm 45^\circ$ üblich. Um ein symmetrisches Laminat zu erreichen, damit bei ebener Belastung keine Biegespannungen auftreten, müssen die Lagen gespiegelt werden, so dass für ein symmetrisches quasiisotropes Laminat als Lagenanzahl immer ein Vielfaches von 8 verwendet werden muss. Das verwendete Material hat pro Lage je nach erreichtem Faser volumengehalt eine Dicke von etwa 0,75 mm. 8 Lagen würden somit eine Gesamtdicke von 6 mm bedeuten, was zu dünnwandig erscheint, um die Effekte für die 17 mm Wanddicke der Glocke abschätzen zu können, bei dem viel stärkere dreidimensionale Spannungszustände zum Beispiel aufgrund von Biegung in der Schraube zu erwarten wären. Als Kompromiss aus Dickwandigkeit und notwendigen Prüfkräften

werden daher 16 Lagen gewählt, und für den quasiisotropen Typ A der Aufbau $[0_2/+45/-45/90_2/+45/-45]_s$, für das Kreuzlaminat Typ B der Aufbau $[0_8/90_2]_s$ festgelegt. Des Weiteren wurde, um ein Versagen der Schraube auszuschließen, eine Schraube mit Nennmaß M8 der Festigkeitsklasse 12.9 gewählt, anstatt der im Dynax[®] eigentlich verwendeten M6. Der Randabstand des Gewindemittelpunktes ist ebenfalls reduziert. Statt der in der Norm vorgesehenen 18 mm werden 12 mm gewählt. Daraus ergibt sich die in Abbildung 4.4 dargestellte Probenkörpergeometrie.

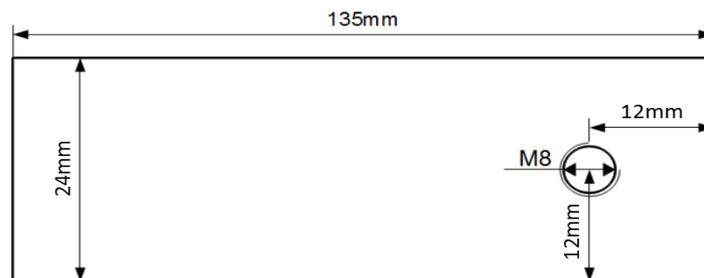


Abbildung 4.4: Probenkörpergeometrie für Scher-Versuche in Anlehnung an ASTM D 5961/D 5961M-08

Für die Pull-out-Versuche wurden die Probekörper gemäß der Norm ASTM D 7332/D 7332M-07 [55] angefertigt. Die Maße entsprechen der Norm und sind der Abbildung 4.5 zu entnehmen.

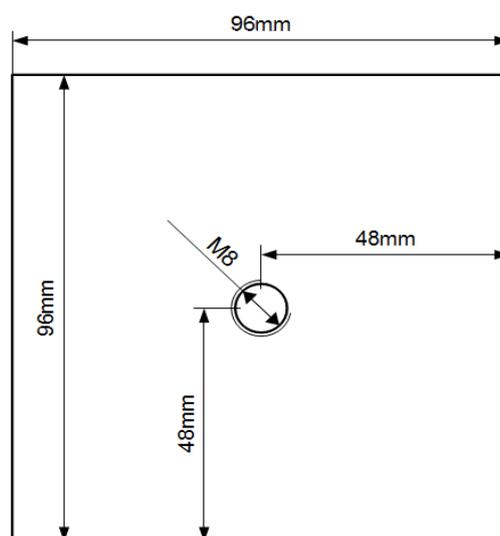


Abbildung 4.5: Probenkörpergeometrie für die Pull-out-Versuche nach ASTM D 7332/D 7332M-07

Die GFK-Proben werden dabei aus den gleichen Rohmaterialien hergestellt, wie sie in Kapitel 3.1.1 bei der Kennwertermittlung für die numerische Simulation verwendet werden. Die Gelege werden ebenfalls mit dem VARI-Verfahren infiltriert. Dabei wird als Unterwerkzeug eine Aluminium-Platte verwendet, welche für die Probenkörper mit geformten Gewinden entsprechende Gewindelöcher aufweist. Die Anordnung der Gewindelöcher wird so gewählt, dass sich aus einer Platte 8 Proben für die Scherversuche und 9 Proben für die Pull-out-Versuche ausschneiden lassen. Durch die Gewindelöcher werden angespitzte Schrauben durch das noch trockene Laminat gedreht, wie sie in Abbildung 4.6 abgebildet sind.

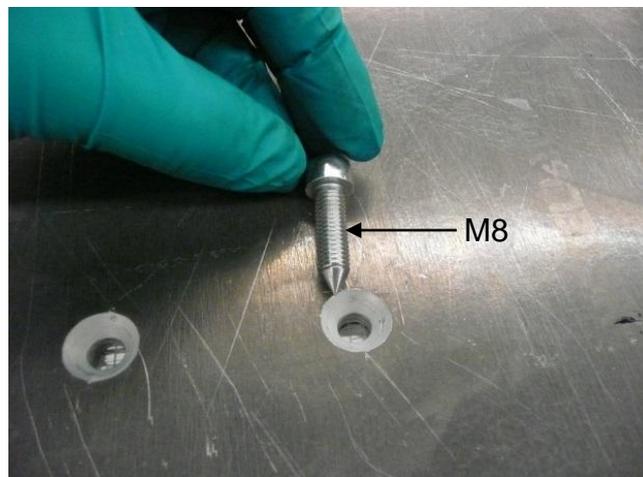


Abbildung 4.6: Vorformen der Gewindelöcher durch angespitzte Schrauben, welche von der Werkzeugunterseite aus in das Gelege gedreht werden

Für die Imprägnierung selbst wurde in das so vorgeformte Gewinde statt der angespitzten Schraube eine stumpfe, mit Trennmittel versehene Schraube eingedreht, um die Vakuumfolie des VARI-Verfahrens nicht zu beschädigen. Um eine ausreichende Konsolidierung zu erreichen, wurden große Unterlegscheiben mit geringem Anpressdruck befestigt, da sich die Vakuumfolie durch die hervorstehende Schraube in deren unmittelbaren Umgebung nicht an das Laminat anlegen kann. Bei einem zweiseitigen Werkzeug – wie bei der GroAx-Herstellung mit den Anpressscheiben – wäre dies nicht notwendig. Der Aufbau ist in Abbildung 4.7 dargestellt.

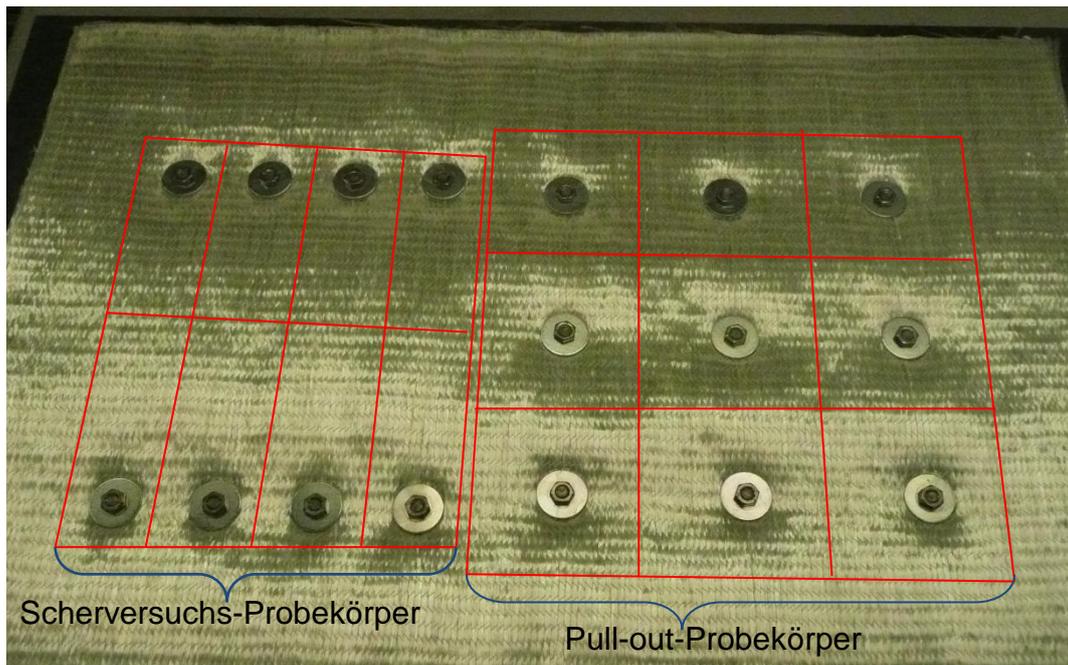


Abbildung 4.7: Einbringen der Schrauben für das geformte Gewinde vor der Imprägnierung und schematische Anordnung der Probekörper für die Scher-Versuche links und den Pull-out-Versuchen rechts

Die hergestellten Platten haben nach dem Aushärten des Harzes eine Dicke von im Mittel 11,7 mm, folglich eine etwas geringere Dicke als die erwarteten 12 mm. Rechnerisch ergibt diese Dicke einen Faservolumengehalt von etwa 60 %.

Aus den Platten wurden die Probekörper mittels einer Diamant-Kreissäge der Firma *Winter* vom Typ *AWS 350 SA* ausgeschnitten. Bei den Platten ohne geformtes Gewinde wurden die Gewinde mit Hartmetallbohrer und Handgewindeschneidern konventionell geschnitten. Dabei wurde mit Bohr- und Schneideschablonen gearbeitet und auf scharfes Werkzeug geachtet, um Schädigungen, wie sie in Kapitel 2.5.1 beschrieben sind, auf ein Minimum zu reduzieren.

4.4 Experimentelle Methoden

4.4.1 Bestimmung des Vorspannkraftverlustes

Da die Belastung quer zur Faserrichtung liegt und der Vorspannkraftverlust matrixdominiert ist, wird auf eine Unterscheidung zwischen geformten und geschnittenen Gewinden verzichtet. Um den Vorspannkraftverlust zu ermitteln, werden in jeweils

einem GFK-Probekörper der Typen A und B jeweils drei Gewinde geschnitten. Anstatt des Fügepartners wird zwischen Schraubenkopf und GFK-Probe ein Kraftmessring des Typs *LCM901-6-20kN* von *Omegadyne* verspannt. Dieser Ring sieht einen Durchgang für eine Schraube mit 6 mm Außendurchmesser vor, weswegen der Vorspannkraftverlust mit Schrauben des Typs M6 ermittelt wird. Es werden Unterlegscheiben nach ISO 7089 für M6-Schrauben in Kontakt zur GFK-Probe bzw. des Schraubenkopfes und mitgelieferte, speziell geschliffene Unterlegscheiben im Kontakt zum Kraftmessring eingesetzt, welche Biegungen im Kraftmessring verhindern sollen. Der Aufbau ist in Abbildung 4.8 dargestellt. Die Schraube wird mit einer Vorspannkraft von 7,5 kN verschraubt, wodurch sich zwischen der Unterlegscheibe und der GFK-Oberfläche eine Flächenpressung von etwa 100 MPa einstellt. Dies ist nach [64] die maximal zulässige Flächenpressung für GFK. Die GFK-Oberfläche ist dabei die glatte Werkzeugseite, damit die Oberflächenrauigkeit möglichst gering ist und damit die Einebnungseffekte auf ein Minimum reduziert werden.

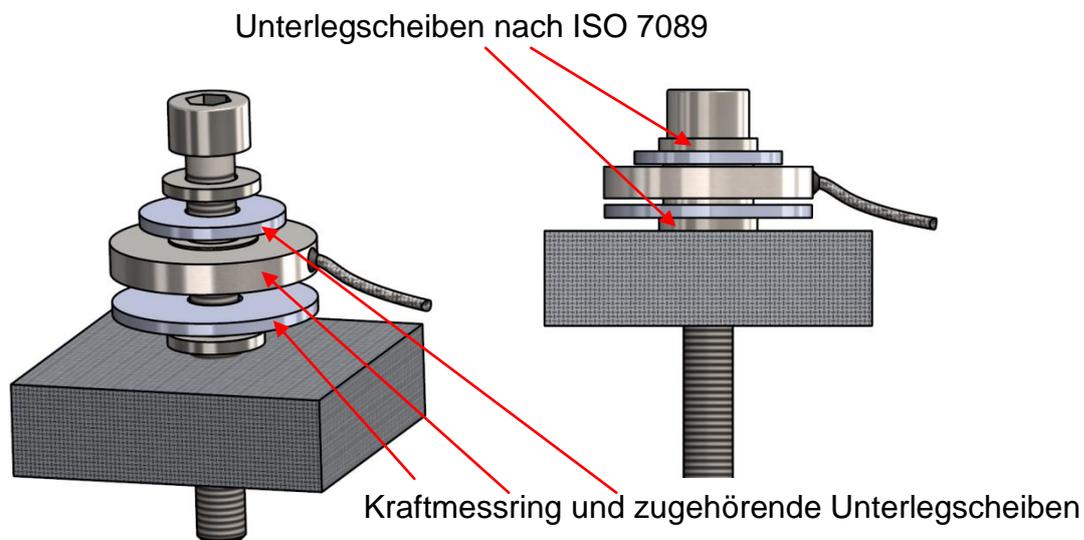


Abbildung 4.8: Versuchsaufbau zur Bestimmung des Vorspannkraftverlustes

Das Signal des Kraftmessringes wird mit einem Messverstärker Typ *Picas* von *Peekel Instruments* verstärkt und mit einer Frequenz von 2 Hz über 100 Stunden Dauer aufgezeichnet und mit *MATLAB R2009b* ausgewertet.

4.4.2 Bestimmung der quasistatischen Festigkeit

Für die Bestimmung der quasistatischen Festigkeiten werden insgesamt 16 Prüfreiheiten durchgeführt, die in Tabelle 4.1 aufgelistet sind. Neben den beiden Laminataufbauten und beiden Versuchsarten sowie dem eigentlichen Untersuchungsgegenstand, dem Unterschied zwischen den geformten und den geschnittenen Gewinden, wird auch der Einfluss zweier unterschiedlicher Gewindearten betrachtet. Neben dem metrischen Gewinde M8 nach DIN ISO 724 wird auch ein deutlich groberes Blechschrauben-Gewinde ST8 nach DIN 7975 verwendet. Dieses entspricht in seiner Gewindegeometrie dem, was auch als Außengewinde bei den gängigen Inserts für FKV-Anwendungen, wie sie in Abbildung 2.11 d), linke Variante, dargestellt ist. Für jede Versuchsreihe werden mindestens 6 gültige Versuche durchgeführt.

Tabelle 4.1: Durchgeführte Testreihen mit vier variierenden Parametern

Nr.	Versuchsart	Herstellungsart	Gewindetyp	Laminattyp
1	Pull-out-Versuch	Geschnittenes Gewinde	M8	A
2				B
3			ST8	A
4				B
5		Geformtes Gewinde	M8	A
6				B
7			ST8	A
8				B
9	Scherversuch	Geschnittenes Gewinde	M8	A
10				B
11			ST8	A
12				B
13		Geformtes Gewinde	M8	A
14				B
15			ST8	A
16				B

4.4.2.1 Messung der oberflächlichen Verformung

Die Verformung der Oberfläche wird in den quasistatischen Versuchsreihen mit einem optischen, dreidimensionalen Messsystem der *Gesellschaft für optische Messtechnik mbH* erfasst. Dafür wird die zu messende Oberfläche der Probe mit einem stochastischen Muster versehen. Das System *Aramis 4M* erkennt über zwei Kameras das Muster und kann die Verschiebung des Musters im Raum zwischen den einzelnen Bildern, die im laufenden Versuch aufgenommen wurden, verfolgen. Aus der Verschiebung des Musters errechnet die Software des Messsystems die oberflächliche Verformung. Diese Messung wird verwendet, um die numerischen Simulationen der Versuche zu validieren, indem die Verformungen verglichen werden.

4.4.2.2 Messung des Erstversagens durch Schallemission

Um feststellen zu können, bei welchem Kraftniveau erste Schädigungen in den Proben auftreten, wird bei den Versuchen eine Schallemissionsprüfung eingesetzt. Zum Einsatz kommt dabei das Messsystem *AMSY-5* des Herstellers *Vallen Systeme GmbH*. Vor dem Versuch wird mit 0,02 ml Hochvakuumfett von *Wacker Chemie* ein piezoelektrisches Mikrofon des Typs *VS150* an die Probe gekoppelt. Das Mikrofon ist über einen Vorverstärker, Typ *AEP4*, mit einer Verstärkung von 36 dB am *AMSY-5* angeschlossen. Sobald im Versuch Schädigungen entstehen, äußert sich die damit verbundene Energiefreisetzung durch wellenförmige Verformungen – dem Körperschall – im Probekörper, welche durch den Sensor erfasst und angezeigt werden.

4.4.2.3 Prüfaufbau für die quasistatischen Experimente

Um die quasistatischen Festigkeiten der geschnittenen mit den geformten Gewinden zu vergleichen, werden Pull-out und einschnittige Scherversuche durchgeführt, wie sie in Abbildung 4.9 dargestellt sind.

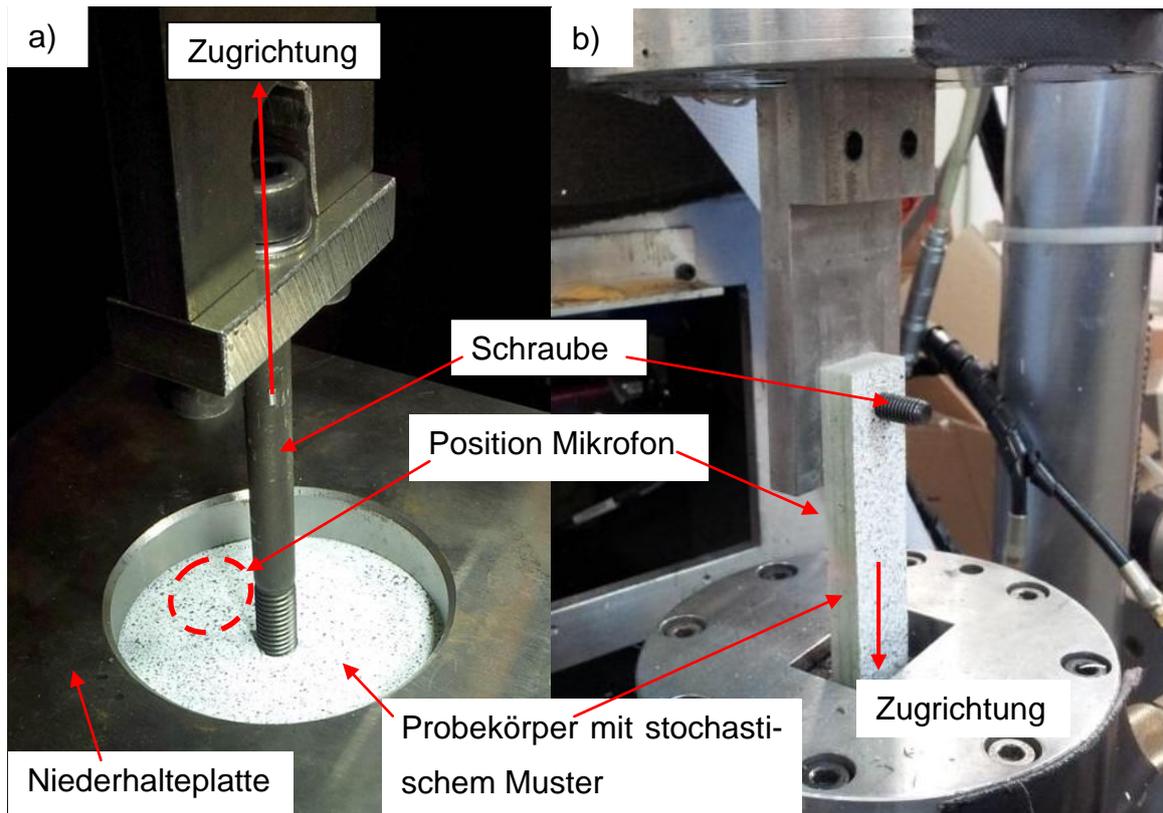


Abbildung 4.9: Prüfaufbauten für die quasistatische Messung der Verbindungsfestigkeit mittels a) Pull-out-Versuch und b) Scher-Versuch

Beim Pull-out-Versuch wird die Probe dabei von einer Niederhalteplatte mit einer kreisrunden Öffnung mit dem Durchmesser 96 mm gehalten. Die Probe ist dabei so gedreht, dass die glatte Werkzeugeite nach oben orientiert ist und so von unten an der Niederhalteplatte anliegt. Die Schraube, welche soweit in die Probe eingedreht wird, dass mindestens zwei volle Gewindegänge auf der Unterseite der Probe herausragen, wird im Versuch axial aus der Probe herausgezogen. Die dabei auftretende Hochwölbung der Probe wird mit dem ARAMIS-Messsystem erfasst. Bei einigen Proben wird zusätzlich das Schallemissionssystem verwendet. Das dazu notwendige Mikrophon wurde in den für das ARAMIS-System durch die Schraube verdeckten Bereich platziert. Durchgeführt werden die Pull-out-Versuche auf der Prüfmaschine *PSA100*, einem servohydraulischen Pulser der *Carl Schenck AG* mit eigener Steuerung und einer Maximalkraft von 100 kN. Kraft und Maschinenweg werden aufgezeichnet und zusätzlich über parametrische Ausgänge an die Messgeräte ARAMIS und AMSY-5 weitergeleitet, um deren Messwerte korrelieren zu können. Vor Beginn der Prüfung wird eine Vorkraft von ca. 100 N angefahren. Die

Regelung der Prüfung selbst erfolgt weggesteuert mit einer Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min. Der Versuch wird in der Regel beendet, wenn das Kraftsignal die im Versuchsverlauf bisher erreichte Maximalkraft um etwa 50 % unterschreitet.

Bei den einschnittigen Scher-Versuchen wird der Probekörper mit der Halteplatte aus Stahl verschraubt. Diese hat ein Durchgangsloch mit 8 mm Durchmesser. Die Schraube wird mit einem Drehmoment von 25 Nm festgezogen. Dabei ist wiederum die Werkzeugseite der Probe zur Halteplatte hin ausgerichtet, um eine gerade und glatte Kontaktfläche in der Scherebene zu gewährleisten. Auf dieser Seite wird knapp unterhalb der Halteplatte das Mikrofon für die Schallemission befestigt (in Abbildung 4.9 b) auf der abgewandten Seite der Probe). Das stochastische Muster befindet sich in diesem Versuch nicht auf der glatten Seite, sondern auf der gegenüber liegenden Seite, um mit dem ARAMIS-System die Dehnungen direkt an der Schraube, wenn auch abseits der Scherebene, zu messen. Das freie Ende der Probe wird hier unmittelbar in das Spannzeug der servohydraulischen Prüfmaschine *PL40N* der Firma *Instron Structural Testing Systems GmbH* eingespannt. Die Regelung wird von der Steuersoftware *MTS Flex Test 100* übernommen. Alle weiteren Prüfparameter unterscheiden sich nicht von den Pull-out-Versuchen.

4.4.3 Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit

Da in der Literatur oft beschrieben ist, dass insbesondere bei der Ermüdung ein Vorteil durch das Formen anstatt Schneiden gemessen wurde, werden zusätzlich zu den quasistatischen Versuchen auch Versuche zur Ermüdungsfestigkeit durchgeführt. Dies ist zudem für die ständig wechselnde Belastung der Verbindung im Elektromotor sinnvoll. Dazu sollen für jede Konfiguration Wöhlerkurven mit mindestens drei Stützstellen ermittelt werden. Angestrebt werden dabei Stützstellen bei ca. 10^4 , 10^5 und 10^6 Schwingsspielen mit jeweils etwa fünf gültigen Proben. Geprüft wird kraftgesteuert im Zugschwellbereich mit einem Lastverhältnis von $R = 0,1$. Die Prüffrequenz f beträgt 5 Hz. Alle Proben wurden bis zum fatalen Bruch geprüft, das heißt bis sie nicht mehr in der Lage waren die geforderte Last zu übertragen. Ein Abbruch nach Erreichen einer bestimmten Grenzlastspielzahl erfolgte nicht. Der Zugschwellbereich wurde gewählt, da im Betrieb des Motors im Wesentlichen wechselnde Belastungshöhen in einer Drehrichtung – der Antriebsrichtung des

Fahrzeugs – auftreten werden. Zwar wird der Motor bei modernen Elektro-Antrieben zur Rekuperation von Bremsenergie eingesetzt, die Belastungsrichtung zumindest für die Scherbelastung damit zwar umgekehrt, allerdings bedeutet dies keine Änderung der Beanspruchungsart. Lediglich die Stelle des Formschlusses wird auf die gegenüber liegende Seite verlagert. Allzu hohe Lastzahlen für den Wechsel zwischen Antrieb und Rekuperation und umgekehrt sind im Verhältnis nicht zu erwarten. Weit häufiger wird ein Ändern der Last im Antriebsmodus erfolgen. Ein vom Hersteller gemessenes Lastkollektiv liegt nicht vor.

Der Versuchsaufbau der Pull-out-Versuche unterscheidet sich bei den zyklischen nicht von den quasistatischen Versuchen. Bei den Scher-Versuchen wird, wie in Abbildung 4.10 gezeigt, anstatt einer einschnittigen eine zweischnittige Verbindung geprüft, da ansonsten wegen der guten Ermüdungsfestigkeit von GFK gegenüber Stahl ein Schraubenversagen und kein Versagen des GFK zu erwarten ist. Die Schraube wird auch nicht vorgespannt. Auf die Dehnungsmessung mit ARAMIS und der Schallemissionsmessung wurde aufgrund der langen Versuchsdauer verzichtet.

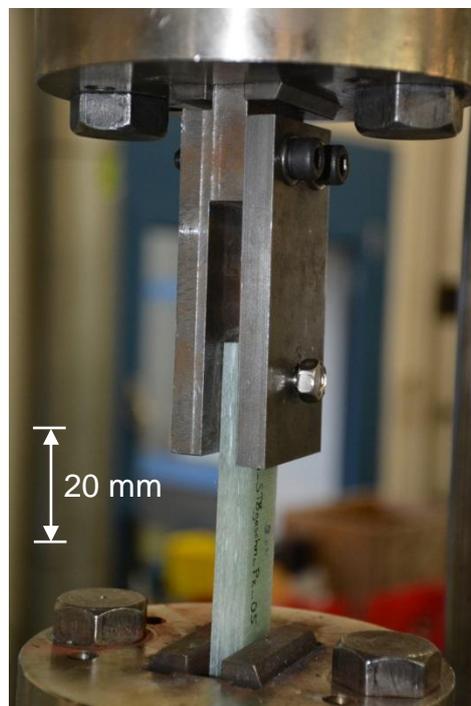


Abbildung 4.10: Zweischnittige Verbindung mit Schraube ST8 zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit bei Scherversuchen

4.5 Experimentelle Ergebnisse

4.5.1 Auswertung des Vorspannkraftverlustes

Wie Abbildung 4.11 zeigt, fällt die Vorspannkraft anfangs sehr schnell ab. Innerhalb von Minuten sind nur noch 90 % der anfänglichen Vorspannkraft von etwa 7,5 kN erhalten. Der weitere Verlauf ist regressiv, innerhalb des ersten Tages werden bei allen Messungen mindestens 20 % der Vorspannkraft abgebaut. Der Abbau verlangsamt sich anschließend zunehmend, am Ende der Messung nach 100 Stunden liegen im Mittel noch etwa 75 %, also etwa 5,6 kN, an Vorspannkraft an. Ein längerer Messzeitraum war aufgrund der begrenzten Verfügbarkeit der Messgeräte nicht möglich.

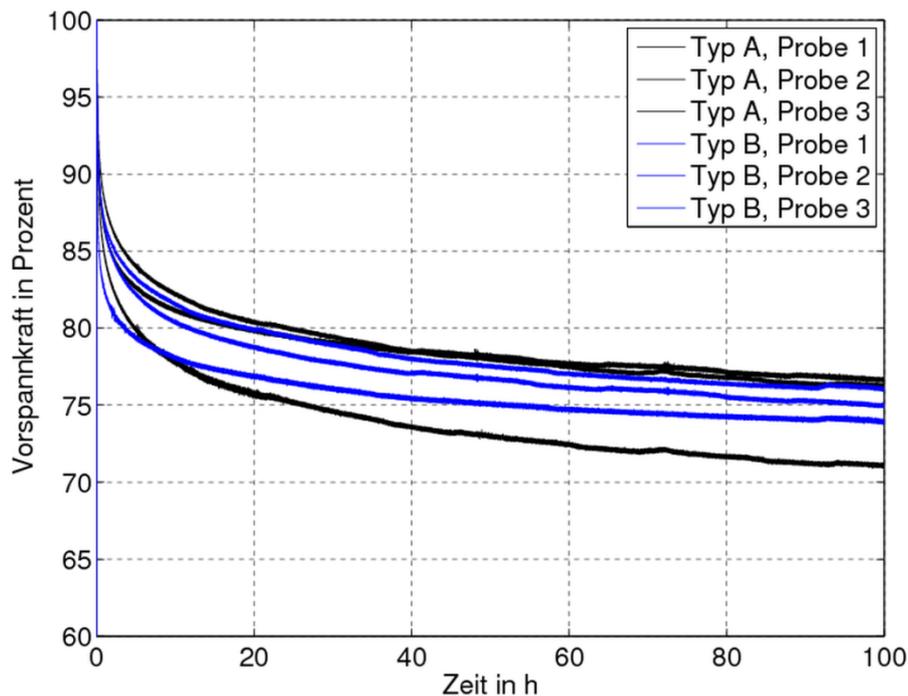


Abbildung 4.11: Verlauf der Vorspannkraft in Prozent über 100 Stunden

Für die Verbindung der Rotorglocke bedeutet dies, dass damit gerechnet werden muss, dass über die Betriebszeit die Vorspannung zwar nicht komplett abgebaut wird, aber doch deutlich abfällt. Welchem Minimalwert sich die Vorspannung asymptotisch annähert, kann anhand der relativ kurzen Messung nicht abgeschätzt werden. Es kann daher nicht mit Sicherheit davon ausgegangen werden, dass die Verbindung unter Last nicht irgendwann rutscht. Die Verbindung sollte daher eine ausreichend

hohe Lochleibungsfestigkeit im Scher-Versuch aufweisen, um die Last auch über diesen Lastpfad zuverlässig übertragen zu können.

4.5.2 Vergleich der quasistatischen Festigkeit

4.5.2.1 Ergebnisse der quasistatischen Pull-out-Versuche

Abbildung 4.12 und Abbildung 4.13 zeigen den Kraft-Weg-Verlauf der quasistatischen Pull-out-Versuche der beiden Laminataufbauten für die metrischen Gewinde. Deutlich erkennbar ist der unterschiedliche Verlauf der Kurven, je nachdem, ob das Gewinde geformt oder geschnitten wurde. Beide Herstellungsmethoden zeigen nach einem relativ linearen Anstieg ein mehr oder weniger ausgeprägtes Plateau, bei dem das Kraftniveau über einen großen Wegbereich näherungsweise konstant bleibt. Bei den konventionell geschnittenen Gewinden (rote Kurven) tritt bei beiden Laminattypen die Maximalkraft in der Regel am Ende dieses Lastplateaus auf, bei den geformten Gewinden direkt mit dem Ende des linearen Anstieg zu Beginn des Versuches. Beobachtungen der Versuche deuten darauf hin, dass das Erstversagen der Laminate eine Delamination der Schichten ist. Diese führen zu einer Degradation der Steifigkeit des Laminates, welche zu dem Plateau führen. Am Ende des Plateaus fällt die Kraft bei beiden Laminaten zügig ab, was mit dem tatsächlichen Ausziehen der Schraube aus dem Laminat einhergeht. Das Gewinde ist dabei zum Großteil zerstört, die restliche Kraft wird im Wesentlichen durch die Reibung zwischen den Rissufern aufrechterhalten.

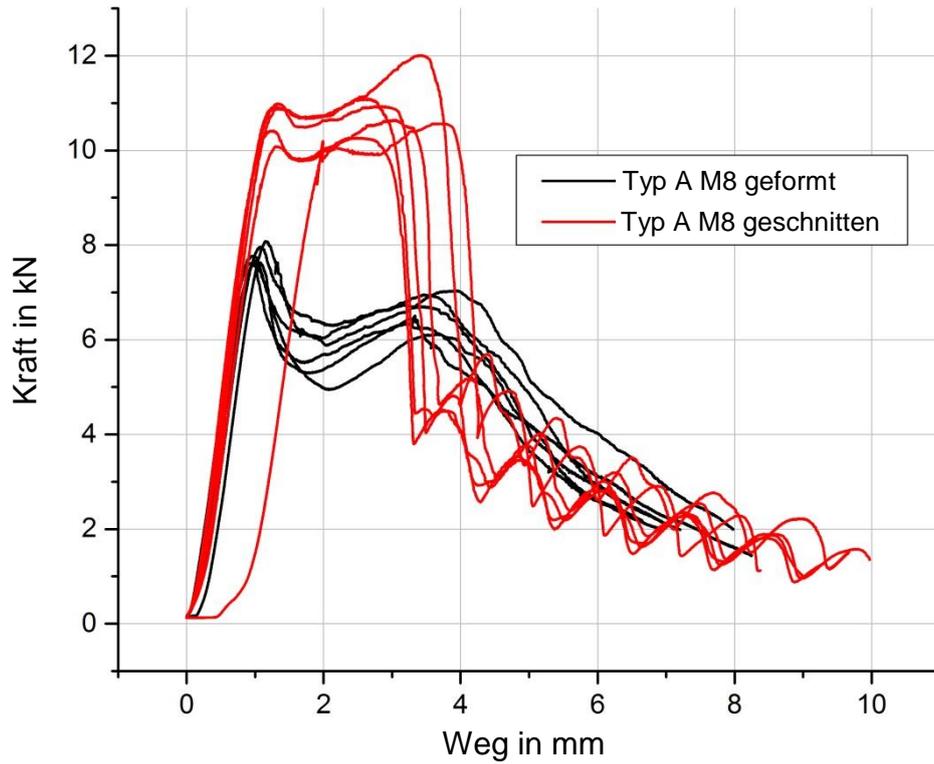


Abbildung 4.12: Kraft-Weg-Diagramme der quasiisotropen Laminat (Typ A) beim Auszugsversuch unter Verwendung der metrischen Schraube M8

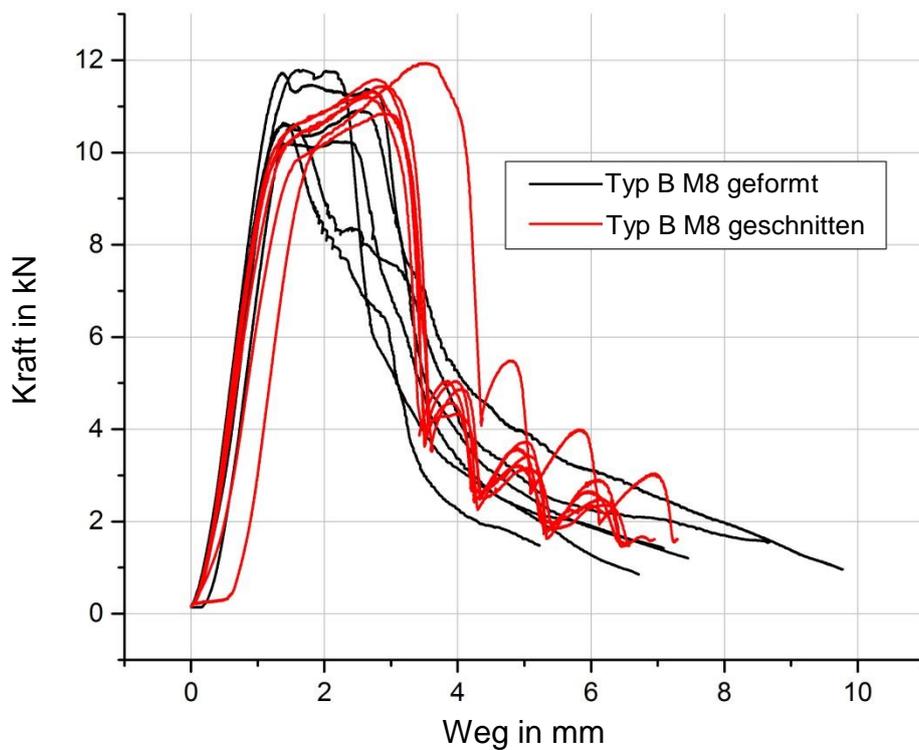


Abbildung 4.13: Kraft-Weg-Diagramme des Kreuzlaminates (Typ B) beim Auszugsversuch unter Verwendung der metrischen Schraube M8

Das Verhalten beim Auszug der Schraube nach dem Kraftabfall unterscheidet sich bei den beiden Herstellungsmethoden deutlich voneinander. Bei den geschnittenen Gewinden werden die frei liegenden Faserenden eher aufgebogen, bis sie über den Gewindegang in den nächsten Gewindegrund rutschen. Dadurch ist ein alternierendes Ansteigen und Abfallen des Kraftniveaus zu beobachten. Dieses Verhalten tritt bei den geformten Gewindegängen nicht auf. Hier wird das Gewinde abgeschert, was sich auch an ausgeprägten Rückständen im Gewinde der Schraube abzeichnet, wie es in Abbildung 4.14 am Beispiel einer ST8-Schraube gezeigt ist. Bei den geschnittenen Gewinden sind keine oder weit weniger GFK-Rückstände im Schraubengewinde zu finden.



Abbildung 4.14: Abgescherte GFK-Reste im Gewinde der Schraube (ST8) bei geformtem Gewinde

Eine Betrachtung der maximal auftretenden Kräfte als Maß für die Festigkeit der Verbindung zeigt, dass bei dem Kreuzlaminat des Typs B kaum ein Unterschied feststellbar ist. Der Mittelwert der Maximalkraft der geformten Gewinde liegt mit 10,98 kN bei einer Standardabweichung von 0,58 kN auf dem gleichen Niveau des geschnittenen Gewindes, welches als Mittelwert 10,95 kN und eine Standardabweichung von 0,53 kN erreicht. Diese Gleichheit der Maximalkraft ist allerdings die Ausnahme. Die anderen drei Vergleiche zeigen deutlich unterschiedliche Ergebnisse in den Maximalkräften. Beim Beispiel des in Abbildung 4.13 gezeigten quasiisotropen Laminates Typ A liegt die Maximalkraft des geformten Gewindeganges im Mittel bei

nur 8,42 kN (Standardabweichung 1,36 kN). Die geschnittenen Gewinde erreichen dagegen eine deutlich höhere Maximalkraft von 11,37 kN bei einer Standardabweichung von 0,34 kN.

Als Grund für den Unterschied in der Maximalkraft kann angenommen werden, dass es mit Unterschieden der genauen Faserablage im Gewinde erklärt werden kann. Bereits makroskopisch, wie Abbildung 4.15 zeigt, kann erkannt werden, dass die Gelechichten durch das Formen des Gewindeganges nicht nur radial verdrängt werden, sondern sich auch in Einförmrichtung der Schraube hochwölben.

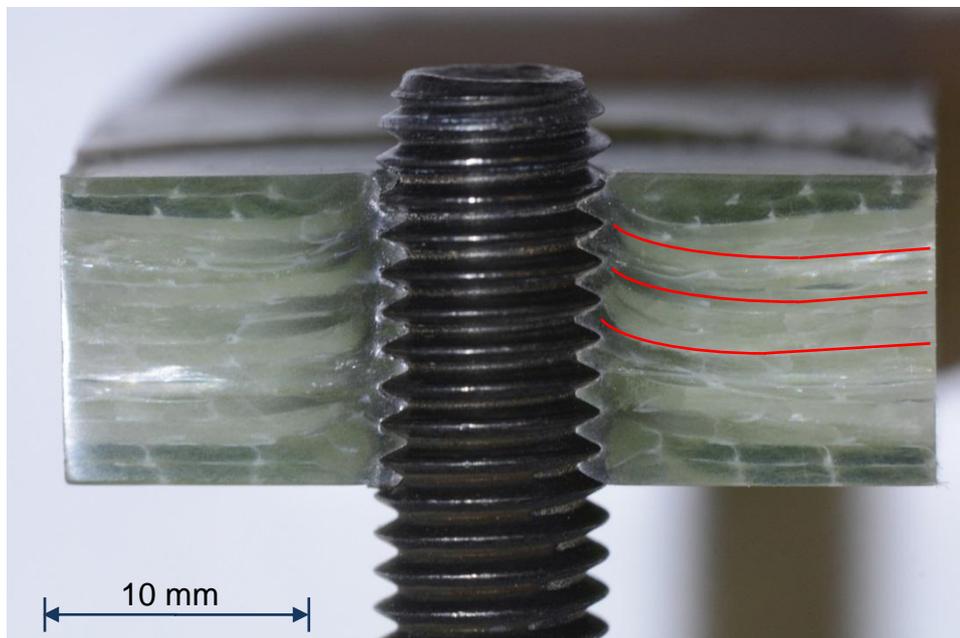


Abbildung 4.15: Schliff eines geformten Gewindes im quasiisotropen Laminates (Typ A) mit erkennbarer Ablenkung der Lagen in axialer Richtung, in Rot gekennzeichnet

Mikroskopische Schliffbilder zeigen, dass dies einen fatalen Einfluss auf die mikroskopische Lage der Fasern hat. Abbildung 4.16 a) zeigt das Schliffbild von einem geschnittenen metrischen Gewinde. Die Fasern sind herstellungsbedingt durchtrennt, reichen aber bis in den Gewindegrund (Zone A) rein. Die Fasern können so die axiale Kraft beim Pull-out-Versuch mittels Biegung gut aufnehmen.

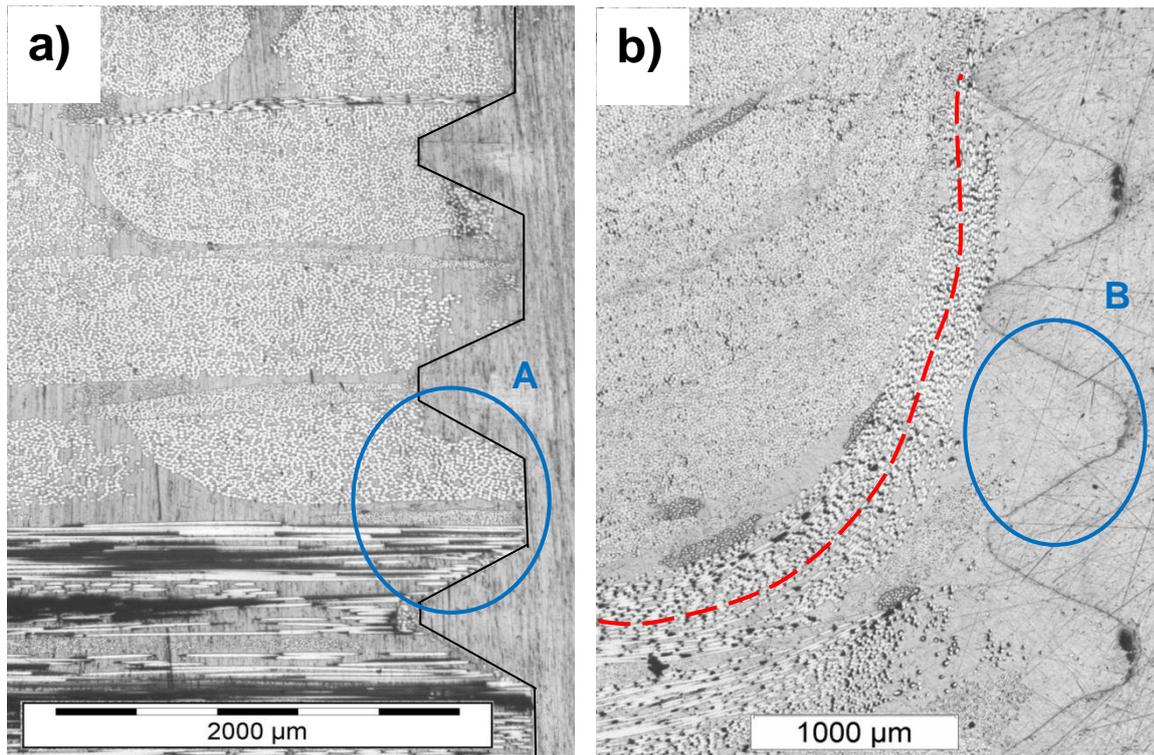


Abbildung 4.16: Schlichtbild eines a) geschnittenen und eines b) geformten metrischen Gewindes mit hohem (Zone A) bzw. niedrigem (Zone B) Faservolumengehalt in den Gewindegängen

Beim geformten Gewinde im Bildteil b) ist zu erkennen, dass die Faserschichten teilweise stark nach oben abgelenkt werden. Der Schichtverlauf ist hier durch eine gestrichelte Linie gekennzeichnet. Dadurch legen sich die Fasern teilweise von außen auf das Gewinde. Ein weiterer Grund für die schlechte Faserpositionierung ist, dass die Faserlagen nicht parallel zu den Gewindegängen verlaufen, da letztere der Steigung folgend geneigt sind, die Lagen aber genau senkrecht zur Schraubenachse orientiert sind. Dies sorgt dafür, dass sie stellenweise nicht in den Gewindegrund eindringen, wodurch sich dort im Gewinde Reinharzgebiete bilden, wie sie beispielsweise in Zone B von Abbildung 4.16 b) zu sehen sind. Beim Pull-out-Versuch findet daher die Kraftübertragung über die Kontaktfläche im Gewinde mit einem Versagen in der Scherebene statt, in der keine Fasern den Werkstoff verstärken. Bei den Schliften, die von den geformten Gewinden gemacht wurden, finden sich jeweils Stellen, bei denen Reinharzgebiete vorliegen sowie Stellen, bei denen die Fasern in den Gewindegrund gerutscht sind. Bei dem Laminataufbau vom Typ A sind mehr Reinharzgebiete zu finden als beim Typ B, was die Unterschiede bei den Maximal-

kräften erklären könnte. Als Grund dafür, dass beim Typ A mehr Reinharzgebiete zu finden sind, wird vermutet, dass durch die zusätzlichen $\pm 45^\circ$ -Lagen und der stärker alternierenden Orientierung der Schichten die Verdrängung der Lagen in Ebenen-Richtung durch die höhere Reibung zwischen den Schichten bei nicht gleicher Orientierung das saubere Formen des Loches erschwert wird.

Da die Positionierung der Fasern im Gewindegrund somit ein wichtiger Parameter für die quasistatische Maximalkraft gegen Pull-out ist, wurden zusätzlich die Versuche mit dem im Vergleich größeren Gewinde ST8 durchgeführt. Die größere Lücke zwischen den Gewindegängen soll dazu führen, dass die Fasern besser zwischen die Gewindegänge rutschen können. Ein Vergleich der Maximalkräfte in Abbildung 4.17 zeigt, dass die Proben mit dem ST8-Gewinde in drei von vier Fällen im Mittel eine etwas höhere Maximalkraft aufweisen, als die ansonsten identischen Proben mit dem M8-Gewinde. Die geformten erreichen nur 71 bis 74 % der Werte, die die geschnittenen Gewinde erzielen.

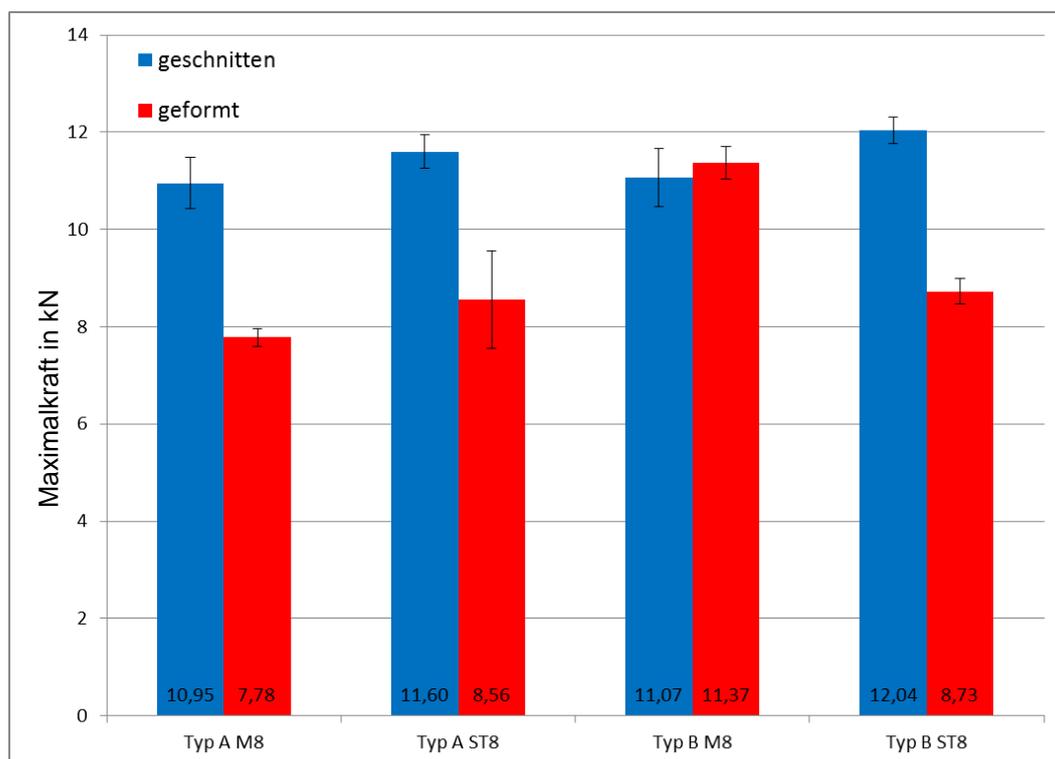


Abbildung 4.17: Mittelwerte und einfache Standardabweichungen der Maximalkraft für alle quasistatischen Pull-out-Versuchsreihen

Einzig die in Abbildung 4.13 bereits gezeigte Versuchsreihe, mit dem geformten metrischen Gewinde im Kreuzlaminat, zeigt eine auf ca. 103 % gesteigerte Maximalkraft, im Vergleich zum ST8-Pendant. Also genau die Variante, die als geformte Variante bei den Pull-out-Versuchen eine höhere mittlere Maximalkraft aufweist, als die geschnittene Variante. Insofern ist diese Versuchsreihe ein positiver Ausreißer.

4.5.2.2 Ergebnisse der quasistatischen Scher-Versuche

Wie Abbildung 4.18 und Abbildung 4.19 am Beispiel des metrischen Gewindes zeigen, ist im Gegensatz zu den Pull-out-Versuchen kein solch deutlicher Unterschied im Verlauf der Kraft-Weg-Diagramme erkennbar.

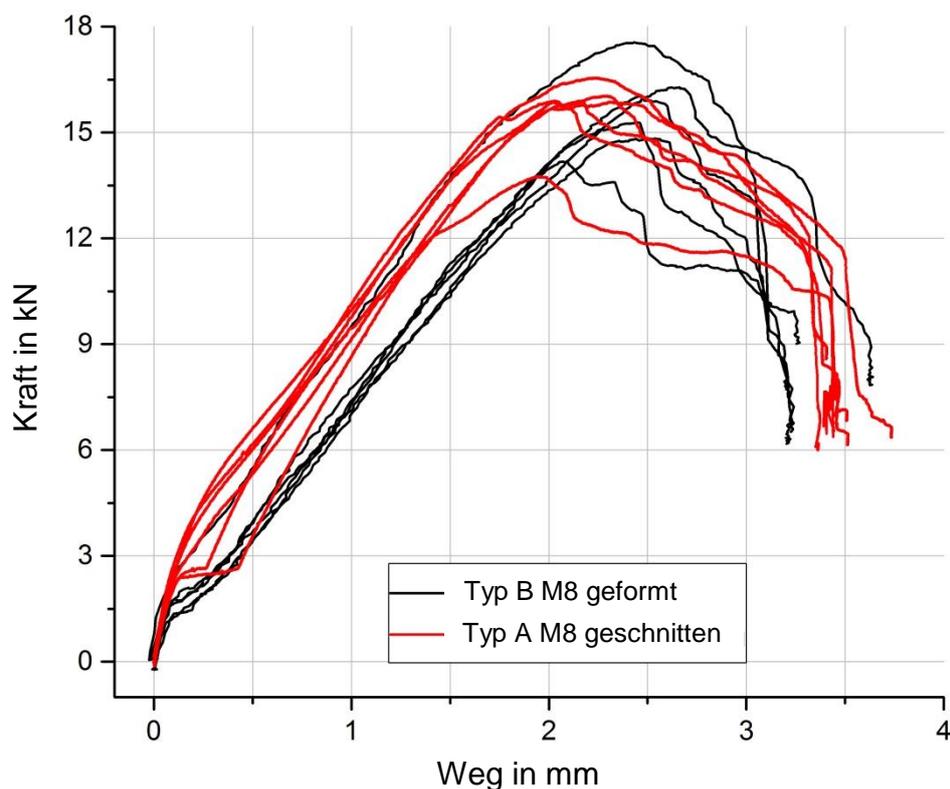


Abbildung 4.18: Kraft-Weg-Diagramme der Scher-Versuche des metrischen Gewindes im quasiisotropen Laminat (Typ A)

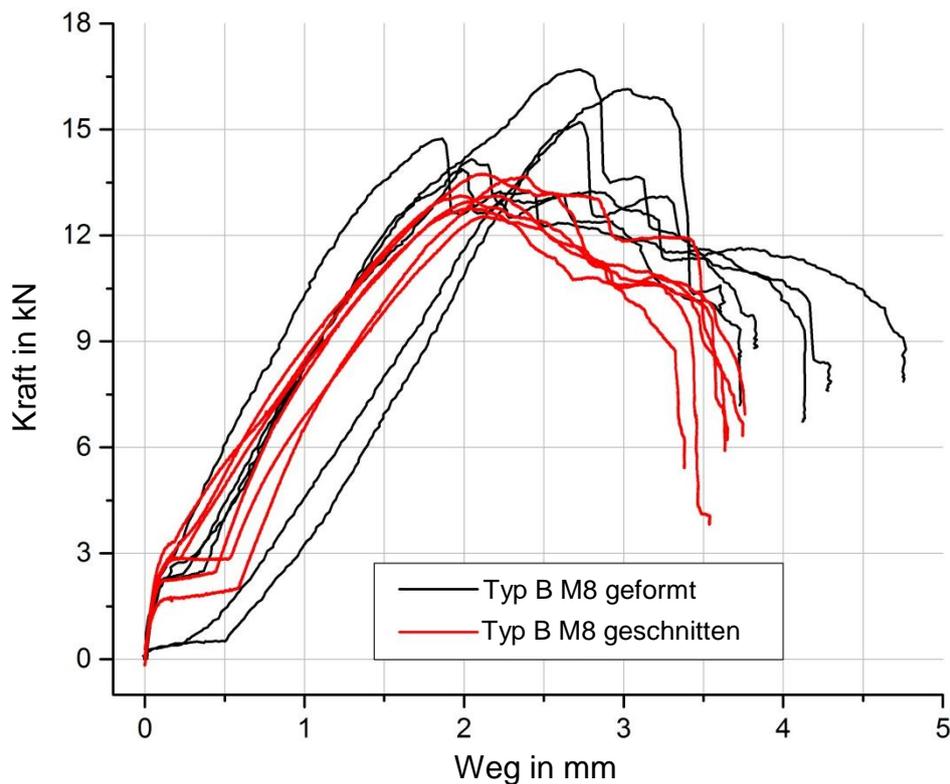


Abbildung 4.19: Kraft-Weg-Diagramme der Scher-Versuche des metrischen Gewindes im Kreuzverbund (Typ B)

Im Mittel, insbesondere beim quasiisotropen Laminat, ist der Verlauf der Geraden am Anfang des Versuches bei den geschnittenen Gewinden etwas weniger linear und damit die Steifigkeit nicht genau bestimmbar. Beim Kreuzlaminat ist die Streuung der Steifigkeit bei den geformten Gewinden etwas größer und liegt so teilweise über und teilweise unterhalb der des geschnittenen Gewindes. Bei vielen Versuchen ist zu Beginn ein Sprung in den Verläufen erkennbar. Diese Stellen markieren die Rutschgrenze zwischen den beiden Fügepartnern. Die Schrauben wurden zwar mit dem identischen Anzugsdrehmoment festgezogen, da aber die Momente zum Eindrehen der Schrauben aufgrund von Reibung, insbesondere bei den geformten Gewinden streuen, ist auch die Flächenpressung zwischen den Fügepartnern mit einer Streuung versehen. Erst nach dem Überschreiten der Rutschgrenze wird die Schraubenverbindung auf Lochleibung belastet. Im weiteren Verlauf zeigen die Kurven des Kreuzverbundes aufgrund des hohen Anteils der 90°-Schichten eine stärkere Nichtlinearität als der quasiisotrope Lagenaufbau. Kurz vor dem Erreichen der Maximalkraft treten erste Delaminationen auf. Abbildung 4.20 zeigt eine Probe mit

quasiisotropem Aufbau mit ST8-Schraube kurz vor dem Totalversagen. Dabei sind die einzelnen Lagenpakete im Bereich der Schraube bereits großflächig delaminiert. Erkennbar ist auch eine Krümmung sowie Schrägstellung der Schraube, was zu Schubspannungen führt, welche die Delaminationen herbeiführen. In den beiden äußeren Lagenpaketen, den 90°-Schichten, sind zusätzlich bereits Zwischenfaserbrüche zu sehen.

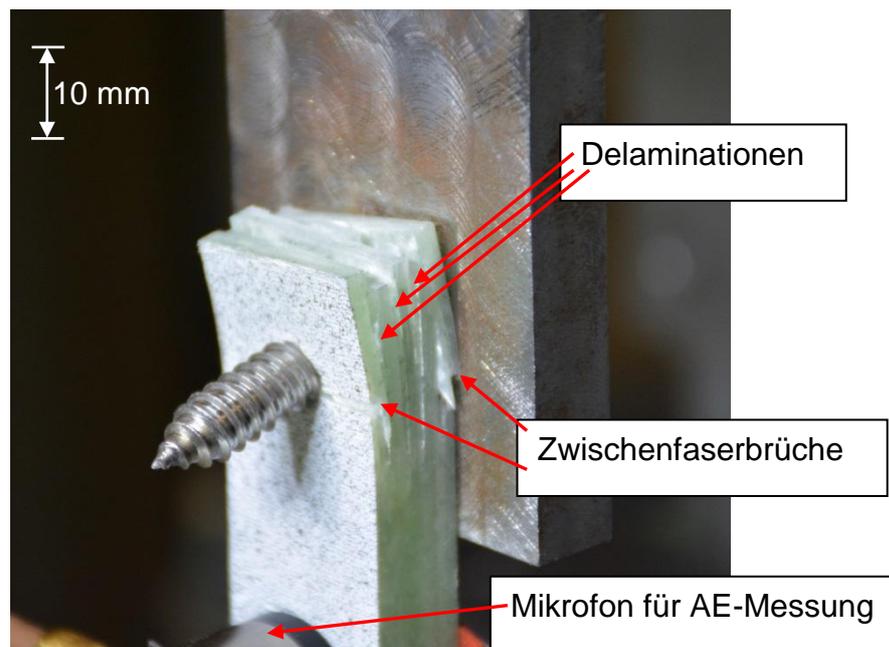


Abbildung 4.20: Delaminationsversagen der Proben bei Scherbelastung

Beim endgültigen Totalversagen der Verbindung nach der Delamination tritt ein Versagen innerhalb der Schichten in Form von Zwischenfaserbrüchen auf. In den äußeren 90°-Schichten sind diese als Flankenzugbrüche erkennbar. Bei den 0°-Schichten hat das Versagen die Form vom Schubbrüchen. Bei den $\pm 45^\circ$ -Schichten, wie sie zusätzlich im quasiisotropen Laminat vorhanden sind, ist das Versagen analog zu den Flankenzugbrüchen, allerdings mit einem Rissufer parallel zu den Fasern.

Vergleicht man die in Abbildung 4.21 aufgetragenen mittleren Maximalkräfte und einfachen Standardabweichungen, so zeigen sich hier analog zu den in Kapitel 2.4.2 beschriebenen Ergebnissen aus der Literatur die Stärken der geformten Verbindung. In drei der vier Vergleiche erreicht die geformte Verbindung im Mittel höhere Maximalkräfte, die 102 % bis 118 % der geschnittenen Pendants entsprechen. Einzig

beim quasiisotropen Laminattyp A mit ST8-Gewinde weist das geformte Gewinde nur 90 % der mittleren Maximalkraft auf, die die geschnittene Version erreicht.

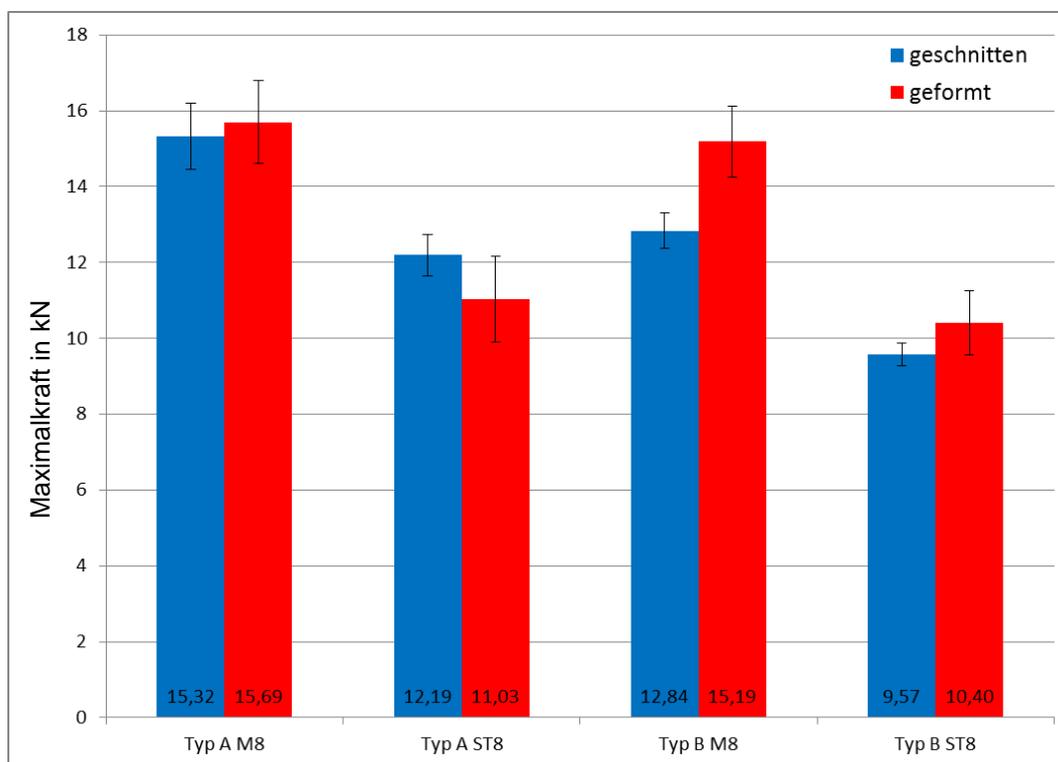


Abbildung 4.21: Mittelwerte und einfache Standardabweichungen der Maximalkraft für alle quasistatischen Scher-Versuchsreihen

Im Gegensatz zu den Pull-out-Versuchen sind generell die ST8-Gewinde schwächer als die metrischen Gewinde. Ein direkter Vergleich erscheint aber unzulässig, da die beiden Schraubentypen sich im Versuch unterschiedlich verhalten. So ist die ST8-Schraube nach dem Scherversuch deutlich erkennbar verbogen, während die metrische Schraube nur eine leichte Krümmung aufweist. Durch das größere Gewinde hat die ST8-Schraube einen um 0,5 mm kleineren Kerndurchmesser, was auch eine geringere Biegesteifigkeit mit sich bringt. Zusätzlich scheint das Material der ST8-Schraube eine deutlich geringere Streckgrenze als die M8-Schraube aufzuweisen. Durch die dadurch im Vergleich zur M8-Schraube frühzeitiger und ausgeprägter auftretende Krümmung und Schrägstellung der ST8-Schraube entstehen im Laminat in Dickenrichtung größere Spannungsgradienten, wodurch lokal in der Probe die Festigkeitsgrenze früher überschritten wird, was zu einem Versagen der entsprechenden äußeren Schichten führt. Die daraufhin stattfindende Spannungsumlage-

Dabei zeigen bei hohen Lastniveaus die geschnittenen Gewinde eine höhere Schwingspielzahl bis zum Bruch als die geformten Gewinde. Wo bei den ST8-Gewinden die Wöhlerkurven nahezu parallel verlaufen, verläuft die Wöhlerkurve des geformten Gewindes M8 sehr viel flacher als die des geschnittenen Gewindes. Hierdurch nähern sich die erreichten Schwingspielzahlen bei niedrigeren Lastniveaus an, weshalb ab etwa 5 kN eine höhere Schwingspielzahl bei der geformten Version mit M8 zu erwarten ist.

Ein Vergleich der Kurven zwischen den beiden Gewindearten zeigt keinen eindeutigen Vorteil für eine Gewindeart. Entgegen der Erwartungen aus den quasistatischen Versuchen erzielt das ST8-Gewinde bei hohen Lasten nicht unbedingt ein besseres Ergebnis als die M8-Gewinde. Dies ist nur beim geformten ST8-Gewinde bei hohem Lastniveau der Fall.

Eine Betrachtung des quasiisotropen Laminates zeigt zunächst einmal ähnliche Ergebnisse wie beim Kreuzlaminat.

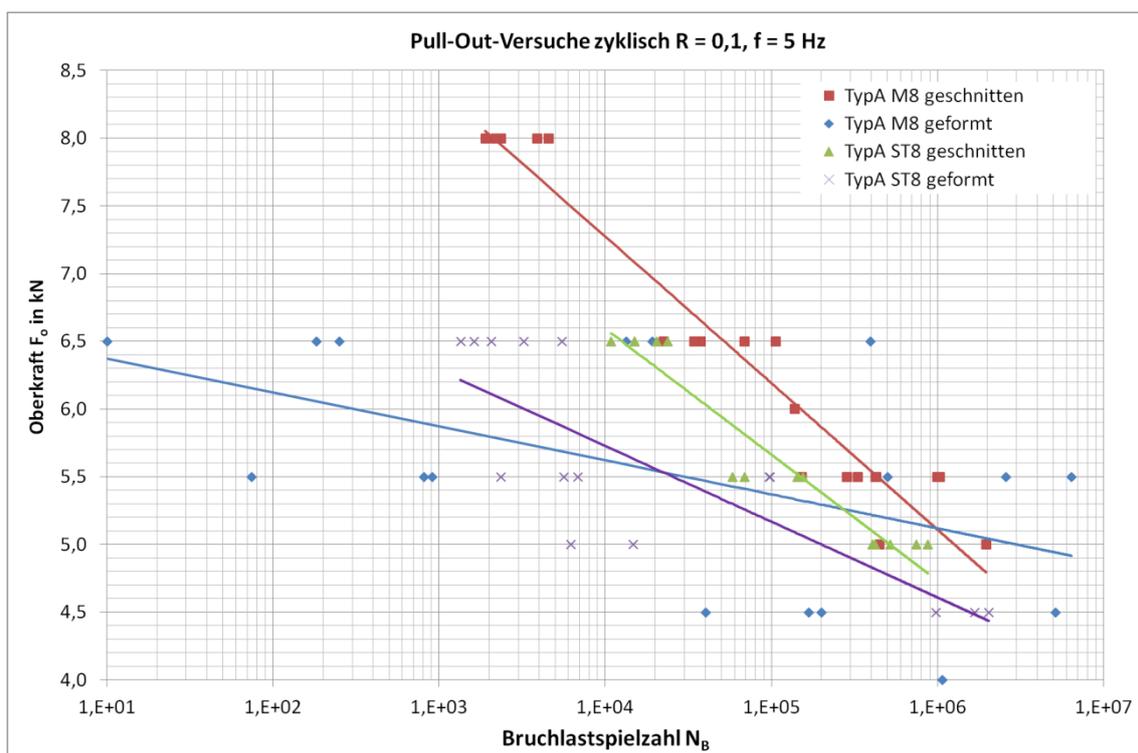


Abbildung 4.23: Logarithmisch aufgetragene Wöhler-Kurven der Pull-out-Versuche am quasiisotropen Laminat (Typ A)

Die beiden Kurven für das ST8-Gewinde verlaufen aber nicht mehr nahezu parallel, sondern zeigen, wie zuvor bereits die Ergebnisse vom Gewinde M8, dass beim hohen Lastniveau das geschnittene Gewinde vorteilhaft ist, bei niedrigerem Lastniveau ab einem gewissen Schnittpunkt die geformten Gewinde höhere Schwingspielzahlen erreichen. Bei genauerer Betrachtung der einzelnen Ergebnisse des geformten Gewindes M8 in Abbildung 4.23 fällt auf, dass diese im Vergleich zu den anderen Ergebnissen eine enorm hohe Streuung aufweisen. Die erreichte Schwingspielzahl streut innerhalb einer Laststufe teilweise um über fünf Dekaden. Eine Clusterung der Ergebnisse weist darauf hin, dass es sich in diesem Fall um deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Probenplatten handelt, aus denen die Proben ausgesägt wurden. Da aus einer Platte nur maximal 9 Proben für die Pull-out-Versuche zu gewinnen waren, waren für jede Wöhlerkurve immer mindestens zwei Platten notwendig, um auf die mindestens 15 Probekörper für die drei Laststufen mit je 5 Proben zu kommen.

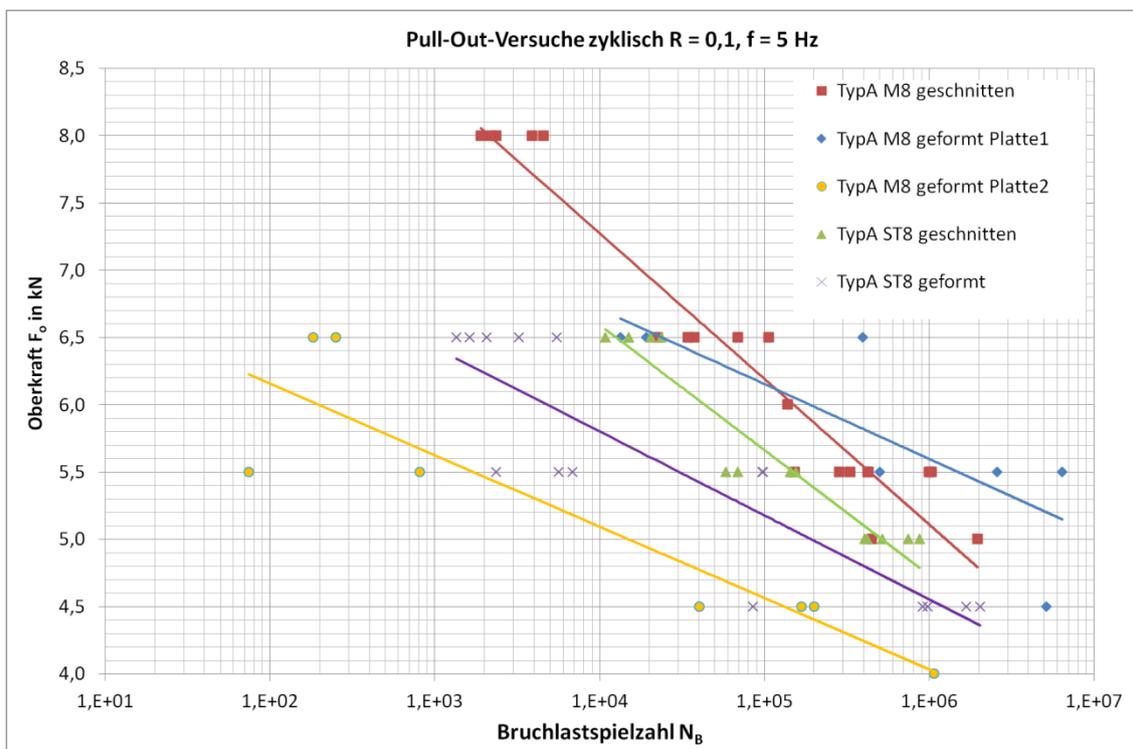


Abbildung 4.24: Logarithmisch aufgetragene Wöhler-Kurven der Pull-out-Versuche am quasiisotropen Laminat (Typ A) mit geteilter Darstellung der Kurven M8 geformt nach Probenplatte

In Abbildung 4.24 sind die identischen Ergebnisse wie in Abbildung 4.23 aufgetragen, allerdings sind die Versuche für das geformte metrische Gewinde in die beiden Platten unterteilt, aus denen sie stammen. Deutlich erkennbar ist, dass die Platte 2 in allen Laststufen nur eine geringe Schwingspielzahl erreicht, die Platte 1 hingegen unterhalb von 6 kN sogar von allen Versuchsreihen die höchsten Schwingspielzahlen erreicht.

Zur Qualitätskontrolle wurden alle Platten nach ihrer Herstellung mit dem Ultraschall-Gerät *Olympus Omniscan MX* untersucht. Ein Vergleich der beiden auffälligen Platten in Abbildung 4.25 zeigt, dass sie deutliche Unterschiede in den blau gekennzeichneten Störstellen um die geformten Gewinde herum aufweisen. Die farbliche Kodierung zeigt dabei die Stärke des Echos an, welches im Bereich der Rückseite der Platte reflektiert wird. Ein schwaches Echo, welches weiß bis blau gekennzeichnet ist, bedeutet, dass der Schall stark an Störstellen und anderen Inhomogenitäten gebrochen und reflektiert wird. Alle Platten mit geformtem Gewinde zeigen dieses schwache Echo im Bereich um die Gewinde. Der Bereich fällt je nach Platte unterschiedlich ausgeprägt aus, korreliert aber in den anderen Fällen nicht mit den Ergebnissen der Versuche. Die Unterschiede in den beiden in Abbildung 4.25 gezeigten Platten können daher eine Erklärung für die Differenzen liefern, die Korrelation ist aber nicht gesichert. Da von den Gewinden der beiden betreffenden Platten vor den Versuchen keine Schliffbilder angefertigt wurden, sind hier keine weiteren Aussagen zu gewinnen.

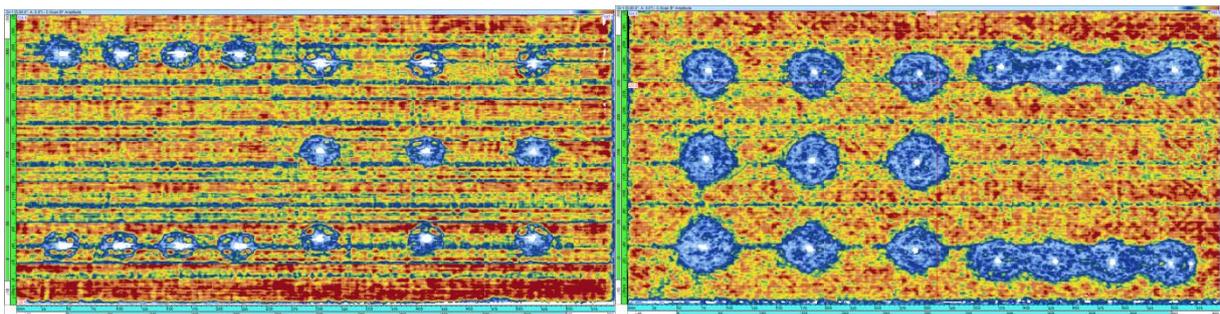


Abbildung 4.25: Ultraschall C-Scan der Platten 1 (links) und 2 (rechts) für die geformten metrischen Gewinde im quasiisotropen Laminat (Typ A) mit deutlich unterschiedlich großen Störstellen um die Gewinde herum

4.5.3.2 Ergebnisse der zyklischen Scher-Versuche

Abbildung 4.26 zeigt die Wöhlerkurven für die Scher-Versuche am Kreuzlaminat. Hierbei zeigen sich nur geringe Unterschiede zwischen den M8- und den ST8-Gewinden. Beide Kurven gleicher Herstellungsart liegen relativ dicht beieinander. Beim geschnittenen Gewinde ist wiederum das metrische Gewinde besser, der Vorteil aber geringer als bei den Pull-out-Versuchen.

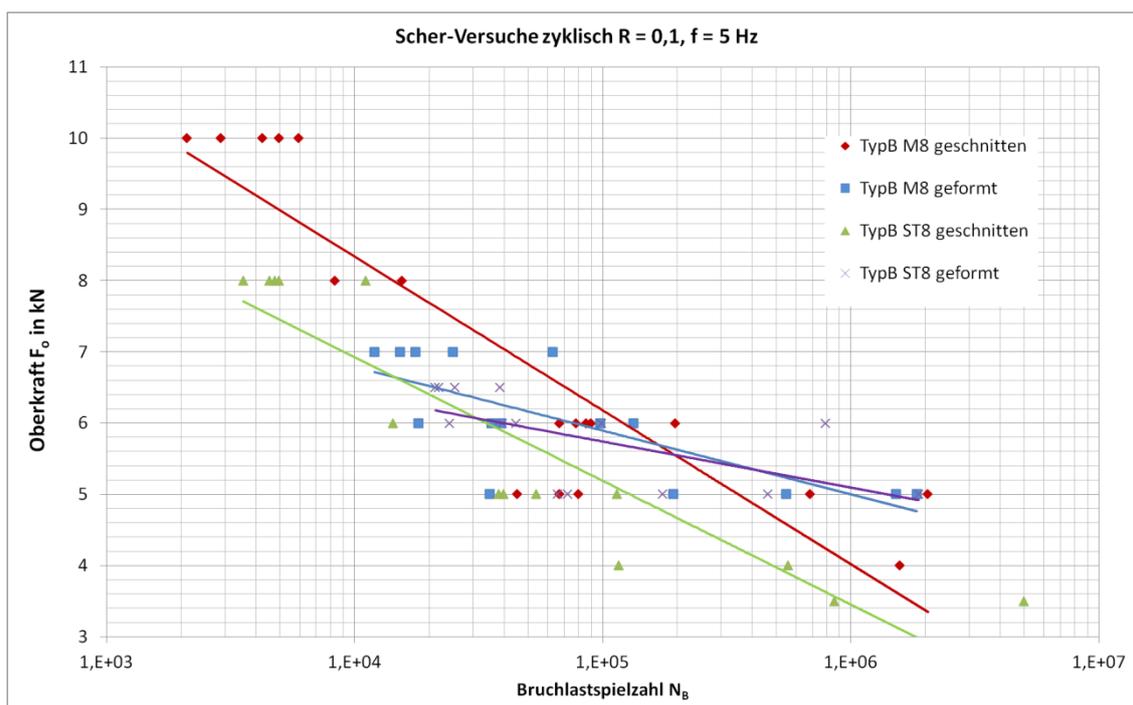


Abbildung 4.26: Logarithmisch aufgetragene Wöhler-Kurven der Scher-Versuche am Kreuzlaminat (Typ B)

Bei den geformten Gewinden ist kaum ein Unterschied vorhanden. Besonders deutlich wird hier, dass die Wöhlerkurven der geformten Varianten deutlich flacher verlaufen und so die geformten Gewinde bei niedrigen Lastniveaus wiederum höhere Schwingspielzahlen erreichen.

Bei den in Abbildung 4.27 gezeigten Ergebnissen zum quasiisotropen Laminat fallen die sehr schlechten Ergebnisse des geformten Gewindes M8 auf. Auch hier stammen die Proben aus zwei verschiedenen Platten, die in der Qualitätskontrolle aber beide unauffällig waren. Auch ist die Streuung innerhalb der Lastniveaus in der gleichen Größenordnung wie bei den anderen unauffälligen Versuchsreihen.

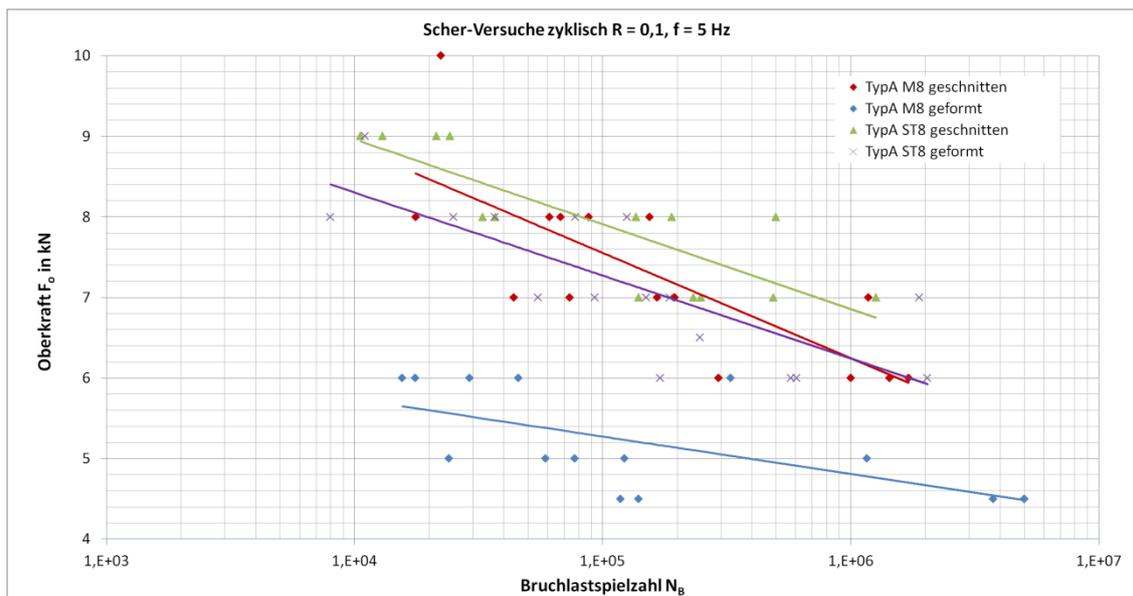


Abbildung 4.27: Logarithmisch aufgetragene Wöhler-Kurven der Scher-Versuche am quasiisotropen Laminat (Typ A)

4.5.4 Bewertung der in-situ-hergestellten Schraubenverbindung

Bei den quasistatischen Versuchen zeigt sich ein uneinheitliches Ergebnis in der Bewertung der Maximalkräfte. Bei der axialen Belastung der Schraube im Pull-out-Versuch ist die in-situ-hergestellte Verbindung in drei von vier Fällen schlechter. Umgekehrt ist das Ergebnis bei den Scherversuchen. Dort erreichen in drei Fällen die geformten Gewinde höhere Maximalkräfte.

Für die Anwendung in der Rotorglocke ist aus der Betriebslast die Scherfestigkeit entscheidend. Im regulären Betrieb entsteht keine relevante axiale Kraft. Aus diesem Grund bedeutet die in-situ-Herstellung der Gewinde im Mittel eine Erhöhung der Festigkeitsreserven. Unter Berücksichtigung dessen, dass bei der Rotorglocke im Bereich der Anbindung eher ein Lagenaufbau vorliegt, der dem Typ B entspricht, erzielt das geformte metrische Gewinde sogar absolut die besten Ergebnisse, auch im Pull-out-Versuch.

Bei der Betrachtung der Lebensdauer kommt es im Wesentlichen auf das anliegende Lastniveau an. In Abbildung 4.28 sind alle Steigungswerte zur mathematischen Beschreibung der ermittelten Wöhlerlinien sortiert aufgetragen. Dabei zeigt sich eine gute Trennung zwischen den geschnittenen Gewinden mit einer starken negativen

Steigung, in der Abbildung alle in Rot aufgetragen, und den geformten Gewinden in Blau. Diese weisen tendenziell eine geringe negative Steigung auf.

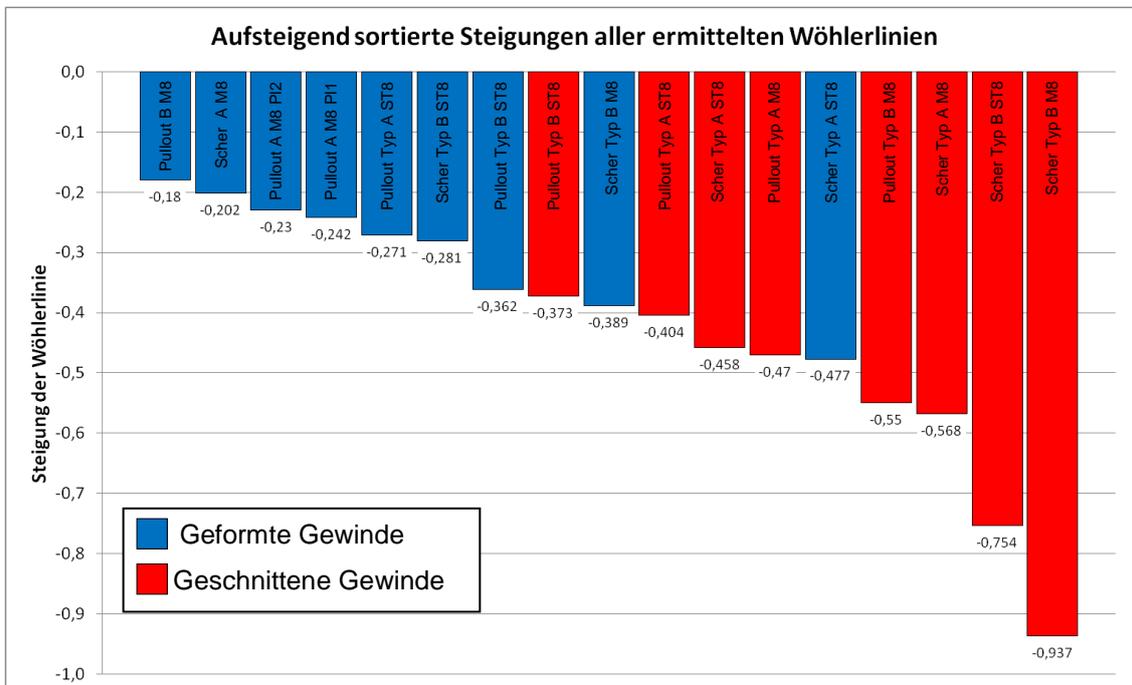


Abbildung 4.28: Aufsteigend sortierte Steigungswerte der Wöhlerlinien, geformte Gewinde in Blau, geschnittene in Rot

Der meist flachere Verlauf der Wöhlerlinien der geformten Gewinde sorgt dafür, dass sie theoretisch bei niedrigeren Lastniveaus höhere Lastspielzahlen ertragen als die geschnittenen Gewinde. Setzt man mathematisch die jeweiligen Paarungen gleich, lassen sich jeweils die Lastniveaus errechnen, bei denen beide die gleiche Schwingspielzahl erreichen. Die errechneten Kreuzungspunkte sind in Tabelle 4.2 aufgetragen. Bei niedrigerem Lastniveau sind in fast allen Fällen die geformten Gewinde im Vorteil. Einzig beim Pull-out-Versuch der ST8-Gewinde im Kreuzlaminat ist im technisch relevanten Bereich kein Schnittpunkt vorhanden. Hier bleibt das geschnittene Gewinde auch bei niedrigem Lastniveau besser. Beim Scherversuch der ST8-Gewinde im quasiisotropen Laminat ist ebenfalls kein technisch relevanter Schnittpunkt vorhanden; hier ist allerdings das geformte Gewinde immer besser.

Tabelle 4.2: Schnittpunkte der jeweiligen Wöhlergraden der Paarung von geformten und geschnittenen Gewinden

Versuchsart	Gewindetyp	Laminattyp	Schnittpunkt bei Oberkraft in kN
Pull-out-Versuch	M8	A Platte 1	6,11
		A Platte 2	3,02
		B	5,01
	ST8	A	4,19
		B	Kein Schnittpunkt
Scherver-such	M8	A	4,01
		B	5,68
	ST8	A	Kein Schnittpunkt
		B	6,06

Hinsichtlich der Lebensdauer der Verbindungen sind bei niedrigem Lastniveau die geformten Verbindungen fast immer im Vorteil. Mit Ausnahme einer Messreihe erreichten die geformten Gewinde bei einer Belastung unter 3 kN eine höhere Bruchlastspielzahl als die geschnittenen Gewinde. Da gemäß Kapitel 4.2.1 die maximale Belastung der einzelnen Schraube bei der Verwendung von 12 Schrauben bei etwa 606 N liegt, dürften sich die geformten Gewinde hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit als äußerst vorteilhaft erweisen. Ein solch geringes Lastniveau erreicht theoretisch Bruchlastspielzahlen, die weit außerhalb der in dieser Arbeit experimentell ermittelten Bereiche liegt. Unter der Voraussetzung, dass die Wöhlerlinien bis auf ein solch geringes Lastniveau linear extrapoliert werden können, ergeben sich am Beispiel der verschiedenen Verbindungsvarianten des Typs B die in Tabelle 4.3 angegebenen theoretischen Lastspielzahlen für die Scherfestigkeit. Für 606 N würden sich damit Vorteile für die geformte Variante von mehr als 3 Dekaden für die metrischen Gewinde, bzw. 5 Dekaden für das ST8 Gewinde ergeben. Eine solche extreme Extrapolation ist allerdings mit sehr großen Unsicherheiten verbunden, zumal diskutiert werden kann, ob bei solch einer geringen Last nicht auch bei den geschnittenen Gewinden bereits ein dauerfestes Niveau vorliegt. Die ermittelten Ergebnisse eröffnen dem Konstrukteur aber die Möglichkeit eine höhere Belastung pro Schraube vorzusehen. Sei es durch die Reduzierung der Anzahl der Schrauben,

oder beispielsweise durch das Berücksichtigen von Sicherheitsfaktoren, wie sie viele Auslegungsvorschriften vorsehen.

Tabelle 4.3: Anzahl der Zyklen – teilweise extrapoliert – bis zum Bruch beim Scherversuch am Kreuzlaminat Typ B bei unterschiedlicher Belastung pro Schraube

<i>Last pro Schraube:</i>	<i>0,606 kN</i>	<i>1,212 kN</i>	<i>1,818 kN</i>	<i>3,636 kN</i>	<i>5,454 kN</i>
M8 geschnitten	$3,84 \times 10^7$	$2,01 \times 10^7$	$1,05 \times 10^7$	$1,05 \times 10^7$	$3,13 \times 10^4$
M8 geformt	$7,94 \times 10^{10}$	$1,67 \times 10^{10}$	$3,52 \times 10^9$	$3,29 \times 10^7$	$2,87 \times 10^3$
ST8 geschnitten	$4,39 \times 10^7$	$1,96 \times 10^7$	$9,79 \times 10^6$	$7,89 \times 10^5$	$6,35 \times 10^3$
ST8 geformt	$8,58 \times 10^{12}$	$9,93 \times 10^{11}$	$1,15 \times 10^{11}$	$1,78 \times 10^8$	$4,28 \times 10^2$

Wird die Anzahl der Schrauben beispielsweise von 12 auf 6 reduziert und wird ein durchaus üblicher Sicherheitsfaktor von 3 herangezogen, dann muss der Konstrukteur mit einer theoretischen Querkraft pro Schraube von 3,636 kN auslegen, welche bereits nah an dem Kraftniveau liegt, welches in den Experimenten geprüft wurde und somit eine gute Vorhersagegenauigkeit erwarten lässt. Bei diesem Wert würde laut Wöhlerlinie bei nur geringer Extrapolation das geformte metrische Gewinde immerhin die etwa dreifache Anzahl an Schwingspielen bis zum Totalversagen ertragen. Beim ST8-Gewinde würde sich die Bruchlastspielzahl sogar von ca. 1 Millionen auf – extrapoliert – deutlich über 100 Millionen mehr als ver Hundertfachen.

Neben den Vorteilen beim Herstellungsprozess der Gewinde in der Rotorglocke zeigen sich daher bei der vorliegenden Scherbelastung sowohl bei der quasistatischen, ganz besonders aber hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu einem geschnittenen Gewinde, zusätzlich Verbesserungen der Verbindung. Dadurch kann die Betriebssicherheit signifikant erhöht werden, oder die Verbindung kann, bei gleicher Sicherheit, kostengünstiger gestaltet werden, indem beispielsweise weniger Schrauben verwendet werden können. Auch eine Verringerung der Schraubendimension ist denkbar, ist aber in dieser Arbeit experimentell nicht betrachtet worden. Ein unkritisches Übertragen der Ergebnisse auf andere Dimensionen sollte ohne zumindest ergänzende Experimente nicht erfolgen, insbesondere da der Vorteil nicht bei allen Lastniveaus vorliegt. Bei der Wahl der Herstellungsmethode muss zumindest der Schnittpunkt, bei dem die Vorteile wechseln, ausreichend sicher bekannt

sein. Tabelle 4.3 zeigt, dass bereits bei einer geringen Erhöhung der Last des Beispiels von 3,636 kN auf 5,454 kN, wie sie sich durch ein weiteres Reduzieren der Schraubenanzahl von 6 auf 4 ergibt, der Vorteil der geformten Gewinde sich zu einem Nachteil hinsichtlich der Bruchlastspielzahl wandelt. Die geformten Gewinde liegen eine Dekade unterhalb der Bruchlastschwingspielanzahl der geschnittenen Gewinde. Allerdings liegen auch letztere nur noch im Bereich von rund 10.000 Schwingspielen, was für viele Anwendungen in der Praxis ein eher geringer Wert wäre, da bei den meisten schwingend belasteten Anwendungen über die Lebensdauer deutlich größere Schwingspielzahlen zu erwarten sind. Die hier geprüfte Verbindung empfiehlt sich demnach fast immer, sobald größere Schwingspielzahlen anzunehmen sind.

5 Simulation des Lasteinleitungskonzeptes

5.1 Ausgangssituation

Um sowohl für die Rotorglocke als auch für zukünftige Simulationen von Bauteilen mit Verschraubungen als Lasteinleitung eine numerische Abschätzung der Festigkeit der Verbindung bereitstellen zu können, wird ein entsprechendes parametrisches FE-Modell erstellt und anhand der Messergebnisse aus Kapitel 4.5 validiert. Zur Kontrolle, ob die globalen Verformungen der Simulation denen der Messung entsprechen, werden die oberflächlichen Verformungen mit den Ergebnissen der ARAMIS-Messungen verglichen. Zur Abschätzung der Festigkeiten wird das Wirkebenen-Kriterium von Puck angewandt. Um die Vorhersage der Zwischenfaserbruchgrenze zu validieren, wird untersucht, ob das Zfb-Bruchkriterium mit dem Auftreten der ersten Ereignisse bei der Schallemissionsmessung übereinstimmt. Die Modellierung zielt nicht darauf ab, das Verhalten nach den ersten Schädigungen vorherzubestimmen, da dieser Zustand in der realen Anwendung zwingend zu vermeiden ist. Ziel der Modellierung ist ausschließlich die korrekte Abbildung und Eingrenzung des in der Praxis relevanten Bereiches der Belastung.

Zunächst wird die grundsätzliche Modellierung des Gewindebereiches beschrieben, welche für beide versuchsarten gilt. Anschließend wird auf die Unterschiede zwischen Pull-out- und Scherversuch eingegangen.

5.2 FE-Modellbildung

Für beide quasistatischen Prüfaufbauten, dem Pull-out-Versuch sowie dem Scherversuch, wird jeweils ein FE-Gesamtmodell erstellt, um die globalen Verformungen korrekt abzubilden und um die Beanspruchungen im GFK-Laminat zu ermitteln. Die einzelnen Laminatschichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen werden jeweils als unidirektionale (UD-) Schicht mit den zugehörigen transversalisotropen Elastizitätskennwerten modelliert. Dazu wird jede Laminatschicht als einzelner Volumenkörper erzeugt und die Schichten über Kontaktbedingungen miteinander verbunden, um so das GFK-Laminat abzubilden. Um die Komplexität und den Berechnungsaufwand in Grenzen zu halten, wird die Gewindegeometrie nicht im

Detail abgebildet, sondern durch einen einfachen Volumenkörper mit entsprechenden Steifigkeitseigenschaften beziehungsweise Kontaktbedingungen modelliert.

5.2.1 Modellierung der Gewindezone

Das wesentliche Unterscheidungsmerkmal bei der Modellierung des Gewindes für beide Versuchsarten, ist die Herstellungsmethode. Wie Abbildung 5.1 a) schematisch verdeutlicht, sind bei der Variante mit geschnittenem Gewinde die Endlosfasern am Gewindeloch durchtrennt, der Faservolumengehalt und die Faserorientierungen des Laminats sind jedoch unverändert. Dahingegen sind bei der Variante mit geformtem Gewinde, Abbildung 5.1 b), die Endlosfasern am Loch nicht durchtrennt sondern radial verdrängt, sodass der Faservolumengehalt und die Faserorientierungen des Laminats in einem gewissen Bereich um das Gewindeloch verändert sind. Die Fasern werden aus ihrer ursprünglichen Orientierung ausgelenkt, da sie um das Gewindeloch herumgeführt werden. Dabei entsteht vor und nach dem Gewindeloch ein Reinharzgebiet, während im Bereich links und rechts der Fehlstelle der Faservolumengehalt durch die verdrängten Fasern erhöht ist, mit einem Maximum an jener Stelle, an der sich die Fasern tangential an den Lochrand anlegen.

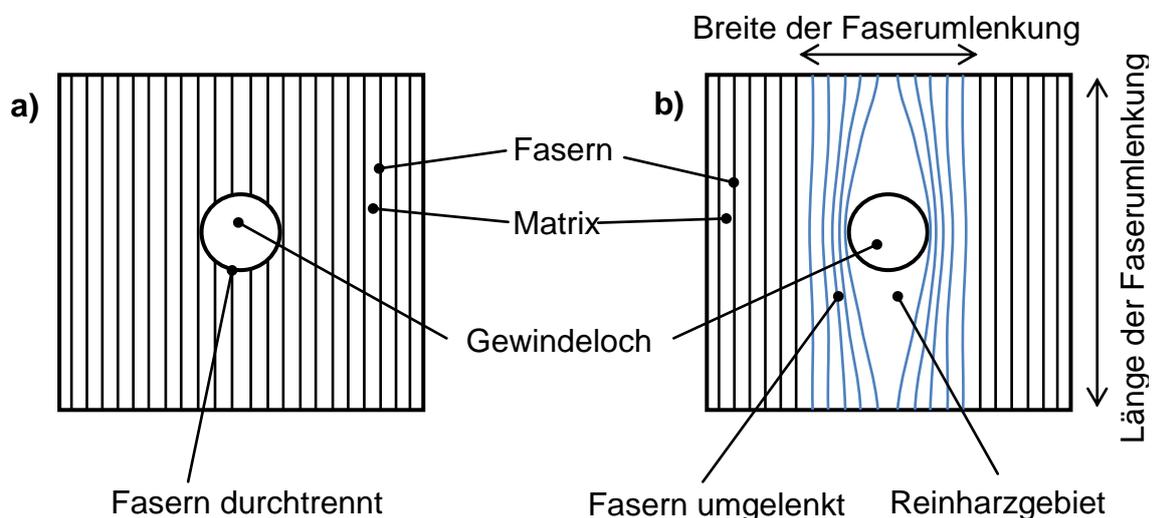


Abbildung 5.1: lokale Faserorientierung der Einzelschicht des a) geschnittenen Gewindes und b) geformten Gewindes

Die Breite und Länge der Zone, in denen die Fasern von ihrer idealisierten Richtung umgelenkt werden, ist nicht zuverlässig prognostizierbar. Für die Modellierung

werden die Werte daher an den vorhandenen Proben gemessen. Durch den relativ hohen Anteil an Querverstärkung in der Einzelschicht zur Fixierung der Filamente ist diese Zone hier relativ klein. Bei weniger stark fixiertem Material würde sie größer ausfallen.

Das Gewinde selbst wird in diesem eher globalen Modell nicht detailliert abgebildet. Es wird stattdessen über verschiedene Materialzonen berücksichtigt. Am Beispiel des Pull-out-Versuches in Abbildung 5.2 sind neben dem ungestörten GFK fünf weitere Zonen realisiert. Im Faserumlenkungsgebiet wurde das gleiche Materialmodell genommen wie beim ungestörten GFK. Lediglich die Orientierung der Fasern wurde mit einem Algorithmus für jedes Element dieser Zone an den gestörten Faserverlauf angepasst. Auf eine Berücksichtigung des Faservolumengehaltes wurde verzichtet, da dieser im entsprechenden Gebiet stark variiert und damit an vielen Stellen ermittelt werden müsste.

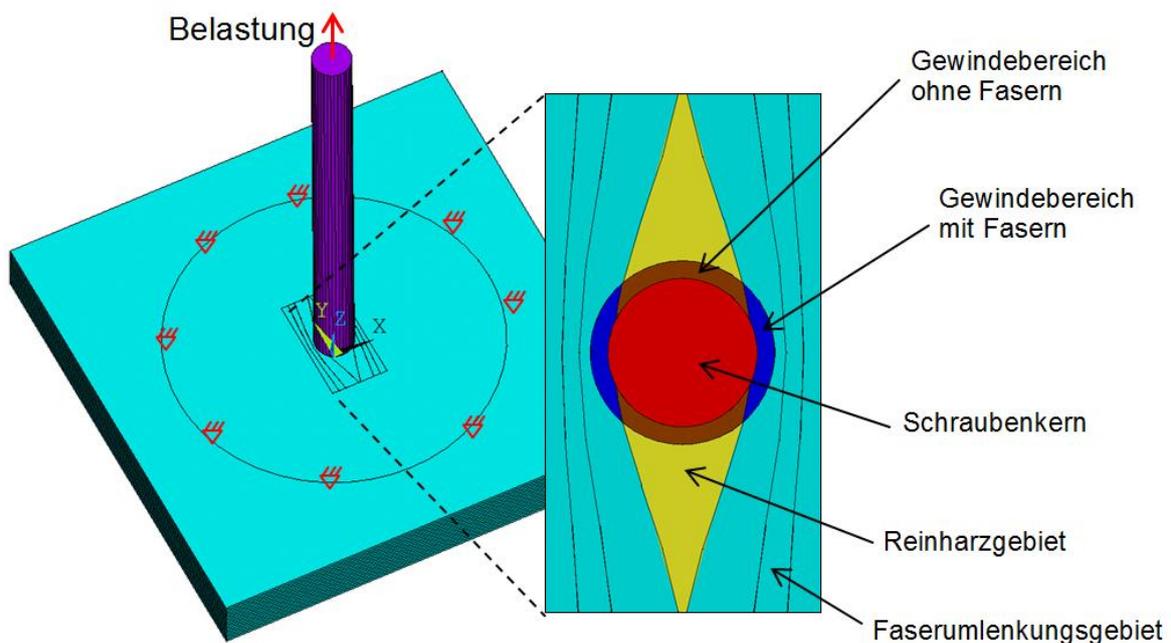


Abbildung 5.2: Modellierung der Verbindungszone über verschiedene Materialzonen am Beispiel des Pull-out-Versuches

Für das Reinharzgebiet wurden die Materialkennwerte des Harzes angesetzt. Der Schraubenkern erhält die isotropen Steifigkeiten von Stahl. Darüber hinaus gibt es zwei Mischzonen, zum einen den Bereich, in dem sich Fasern im Schraubengewinde befinden, zum anderen die Kombination Schraubengewinde mit Harz. Die Materialkennwerte des GFK sind im Kapitel 3.1.1 beschrieben, ergänzt um die abgeschätz-

ten Schubmoduli von 5.300 MPa für E_{12} und E_{13} sowie 5.330 MPa für E_{23} . Alle anderen verwendeten Materialkennwerte sind in Tabelle 5.1 aufgelistet.

Tabelle 5.1: Für die numerische Simulation verwendete Materialkennwerte mit Ausnahme der bereits in Kapitel 3 beschriebenen Kennwerte für GFK

Material (-kombination)	Kennwert	Einheit	Wert
Stahl (Schraubenkern)	Elastizitätsmodul E_{St}	[MPa]	210.000
	Querkontraktionszahl ν_{St}	[1]	0,3
Harz	Elastizitätsmodul E_H	[MPa]	3.400
	Schubmodul τ_H	[MPa]	1.259
	Querkontraktionszahl ν_H	[1]	0,35
Gewinde/GFK	Elastizitätsmodul E_{GG1}	[MPa]	41.517
	Elastizitätsmodul E_{GG2}	[MPa]	100
	Elastizitätsmodul E_{GG3}	[MPa]	210.000
	Schubmodul $\tau_{GG12} / \tau_{GG13}$	[MPa]	5.300
	Schubmodul τ_{GG22}	[MPa]	5.330
	Querkontraktionszahl ν_{GG}	[1]	0,01
Gewinde/Harz	Elastizitätsmodul E_{GH1} / E_{GH2}	[MPa]	100
	Elastizitätsmodul E_{GH3}	[MPa]	210.000
	Schubmodul $\tau_{GG12} / \tau_{GG13}$	[MPa]	5.300
	Schubmodul τ_{GG22}	[MPa]	5.330
	Querkontraktionszahl ν_{GH}	[1]	0,01

Dabei sind die Kennwerte für die Mischzonen so abgeschätzt, dass in Schraubenlängsrichtung eine hohe Steifigkeit vorliegt, in der Querschnittsebene jedoch eine geringe Steifigkeit, um das Gleiten der Gewindekontaktflächen abzubilden. Dies ist notwendig, da eine zu hohe Quersteifigkeit den Effekt hätte, als ob das Laminat an der Schraube verklebt wäre wodurch sich vor allem beim Pull-out-Versuch eine unrealistische S-förmige Verformung des Laminates einstellen würde, wie sie in der linken Hälfte von Abbildung 5.3 skizziert ist. In der Realität löst sich das Laminat von der Schraube und es stellt sich die in der rechten Hälfte skizzierte stetige Biegelinie ein.

Bei der Kombination eines hohen und niedrigen Elastizitätsmoduls in einem Material muss die Querkontraktionszahl stark herabgesetzt werden, um irrealer Quer-/Längsdehnungsverzerrungen zu vermeiden.

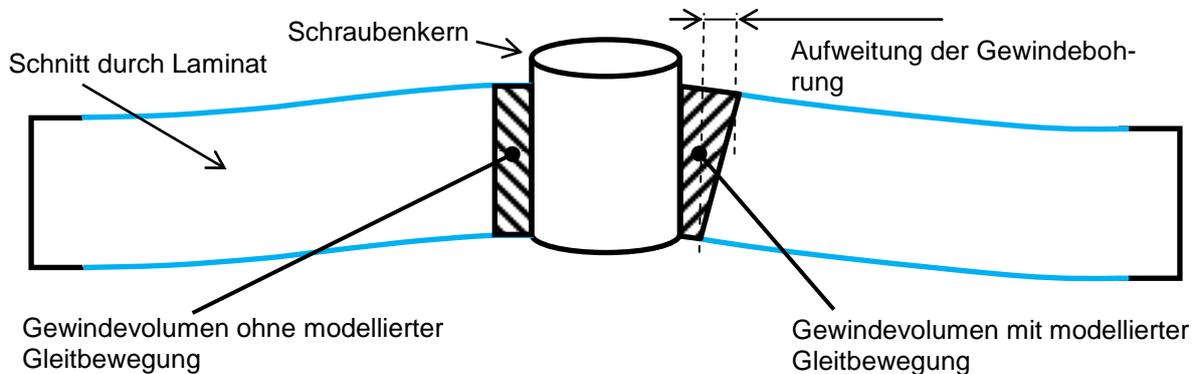


Abbildung 5.3: Verformung des Laminats mit (rechte Hälfte) und ohne (linke Hälfte), Berücksichtigung der Gleitbewegung durch Steifigkeitsreduzierung

Ein Netz für das FE-Modell mit geschnittenem Gewinde zu erzeugen, ist unproblematisch. Wie in Abbildung 5.4 realisiert, wird durch Größenvorgaben auf dem Lochrand und den Außenkanten der Laminatschichten eine feine Elementierung am Lochrand erreicht. Abseits des Loches reichen größere Elemente aus, da dort nur geringe Spannungen und Verformungen zu erwarten sind. Die Vernetzung kann hier über alle Schichten kongruent erfolgen, einzig die Elementkoordinatensysteme werden entsprechend der Faserorientierung der jeweiligen Schicht ausgerichtet.

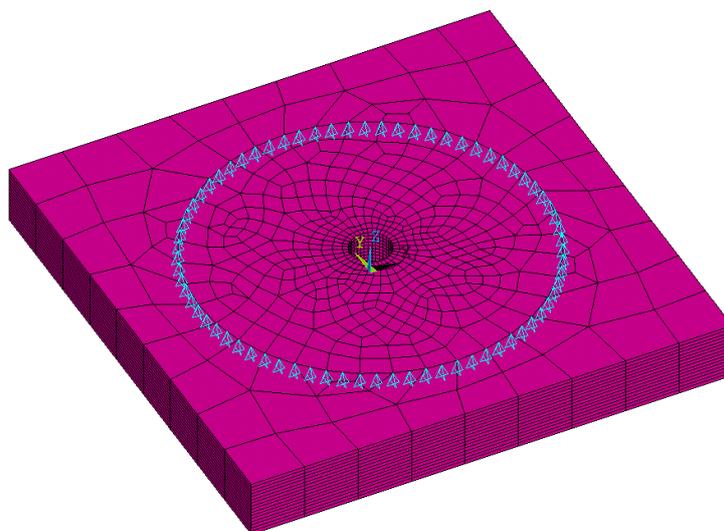


Abbildung 5.4: Vernetzung des Laminates mit geschnittenem Gewinde am Beispiel des Pull-out-Versuches

Für das FE-Modell mit geformtem Gewinde ist die Netzgenerierung aufwändiger, da die verschiedenen Materialmodelle der Verschraubungszone einzeln vernetzt werden müssen. Durch eine Unterteilung des Faserumlenkungsgebiets des GFK in verschiedene Flächen verlaufen die Kanten der erzeugten Elemente näherungsweise entlang der lokalen Faserorientierung – siehe Abbildung 5.5 –, wodurch das Modell der realen kontinuierlichen Änderung der Faserumlenkung und damit der richtungsabhängigen mechanischen Kennwerte gut angenähert werden kann. Das Elementkoordinatensystem jedes einzelnen Elementes wird hierzu – abhängig von seiner Position – so gedreht, dass zusammen mit dem orthotropen Materialmodell seine Hauptsteifigkeitsrichtung der Faserorientierung an dieser Position entspricht. Durch die Asymmetrie ist zwischen den Schichten kein kongruentes Netz mehr möglich. Deshalb müssen die Schichten im Gegensatz zum Modell des geschnittenen Gewindes zwingend mit Kontaktelementen verbunden werden.

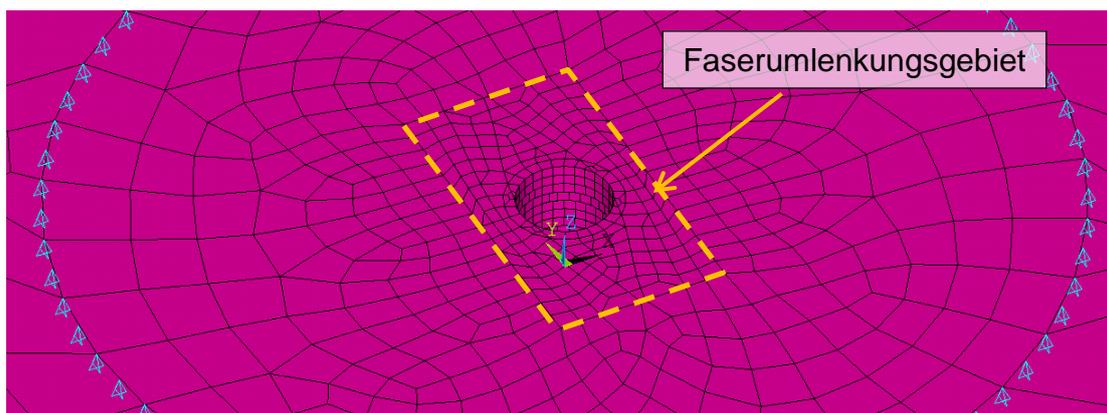


Abbildung 5.5: Vernetzung des Laminates mit geformtem Gewinde am Beispiel des Pull-out-Versuches

5.2.2 Modellierung des Scher-Versuches

Wie bereits erläutert, wurde das Gewinde durch einen glattwandigen Volumenkörper modelliert. Beim Modell zur Untersuchung der Scherbelastung ist dies ein Zylinder, der den Schraubenbolzen darstellt und über einen reibungsbehafteten Kontakt Kräfte auf das Gewindeloch überträgt, siehe Abbildung 5.6. Da in Schraubenlängsrichtung eine formschlüssige Kraftübertragung zwischen Schrauben- und Plattengewinde stattfindet, findet eine Relativbewegung anfangs nur aufgrund der elastischen

Verformung statt. In Umfangsrichtung liegt eine reibschlüssige Kraftübertragung im Gewinde vor. Hier wurde angenommen, dass aufgrund der Reibung der Schraubenverbindung keine Drehung der Schraube, also keine Relativbewegung zwischen Schrauben- und Plattengewinde auftritt. Der Kontakt wurde in ANSYS dementsprechend als „rough contact“ definiert, bei welchem per Definition keine Gleitbewegungen der Kontaktflächen auftreten, solange der Kontakt geschlossen ist. Ein Öffnen des Kontaktes normal zur Kontaktfläche ist jedoch möglich und in diesem Zustand sind auch Relativbewegungen der Kontaktflächen möglich.

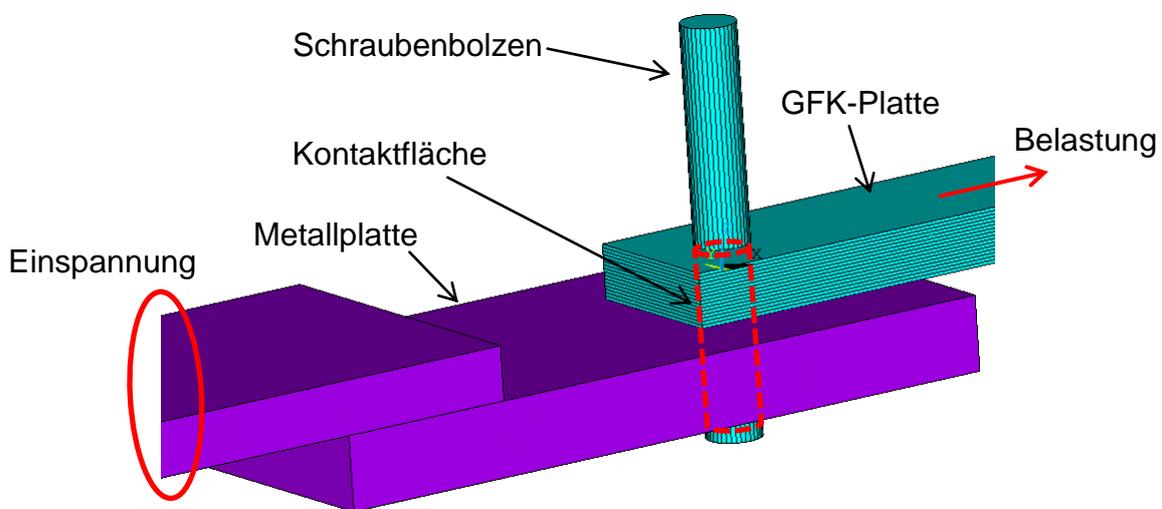


Abbildung 5.6: FE-Modell des Scher-Versuches

5.2.3 Modellierung des Pull-out-Versuches

Für das Modell zur Untersuchung der Ausziehfestigkeit bei Normalkraftbelastung wird die Schraube durch einen Zylinder abgebildet, der den Schraubenkern darstellt und einen Hohlzylinder, welcher die Gewindepaarung Schraube-Platte darstellt, siehe Abbildung 5.2. Der Kontakt zwischen Schraube und Platte wird nicht durch Kontaktbedingungen abgebildet, stattdessen sind diese Körper über das Netz fest miteinander verbunden. Da das Laminatmodell aus mehreren, über Kontakte miteinander verbundenen UD-Schichten besteht, wird auch das Schraubenmodell aus mehreren über Kontaktbedingungen verbundenen Schichten aufgebaut. Für die Modellierung des Schraube-Platte-Kontaktes wurde dem Hohlzylinder ein orthotropes Materialmodell zugewiesen, so dass in Schraubenlängsrichtung eine hohe

Steifigkeit vorliegt und radial zur Schraube eine geringe Steifigkeit. Hintergrund dieses Vorgehens ist die korrekte Abbildung der Verformung, wie sie in Kapitel 5.2.1 beschrieben ist. Das Modell des Pull-out-Versuches ist – allerdings ohne Schraube – bereits in Abbildung 5.4 gezeigt.

5.2.4 Verwendete Elementtypen

5.2.4.1 Strukturelemente

Für die GFK-Laminatschichten kommen erneut die bereits in Kapitel 3.2.1.3 beschriebenen Solid186-Elemente als „layered structural solid“ zum Einsatz. Für die Schraube wird, analog zu den Strukturelementen des Rotorglockenmodells, welche nicht aus GFK sind, das gleiche Element als „homogeneous structural solid“ verwendet.

5.2.4.2 Kontaktelemente der GFK-Laminatschichten

Der Kontakt zwischen den UD-Schichten im Laminat wird über einander zugeordnete Contact- und Target-Elemente hergestellt. Dies ist zum einen für die Kraftübertragung bei nicht kongruenten Netzen notwendig, zum anderen kann für die Kontakte ein Kohäsiv-Materialmodell definiert werden, welches zur Abbildung von Delaminationen benötigt wird.

Für das GFK-Laminat werden die für die Solid186-Elemente der Laminatschichten geeigneten Conta174- sowie Targe170-Elemente verwendet. Diese Elemente befinden sich auf den Oberflächen der Solid186-Elemente und haben dieselben geometrischen Eigenschaften wie die Elementoberfläche, mit der sie verknüpft sind. Da die Laminatschichten ausreichend fein vernetzt sind, wurde ein asymmetrischer Kontakt verwendet, das heißt auf einer der beiden zugeordneten Kontaktflächen befinden sich die Conta174-Elemente, auf der anderen die Targe170-Elemente. Da die Kontaktflächenpartner der Laminatschichten geometrisch gleich sind und dieselbe Steifigkeit besitzen, spielt die Reihenfolge der Zuordnung keine Rolle. Als Contact-Element-Oberfläche wurde jeweils der obere, als Target-Element-Oberfläche der untere Kontaktflächenpartner gewählt. Über die Keyoptions des Conta174-Elementtyps und durch das den Contact- und Target-Elementen zugewiesene Realset werden die gewünschten Kontakteigenschaften definiert.

5.2.5 Modellierung der Schädigungsmechanismen

Nach der VDI 2014 lassen sich die Versagensformen im Laminat in den Zwischenfaserbruch Zfb, der Delamination, welche eine Sonderform des Zfb ist und dem Faserbruch Fb einteilen [60]. Das Eintreten von Faserbruch geht in der Regel – zumindest langfristig – mit dem strukturellen Versagen der Verbindung einher. Eine Simulation der Verbindung über diesen Punkt hinaus ist daher hauptsächlich für Crash-Modellierungen interessant, bei denen es um die Energieaufnahme geht.

Bei vielen Anwendungen ist dagegen der Zwischenfaserbruch toleriert. Insbesondere die Scher-Versuche zeigen jedoch, dass das komplette Versagen der Verbindung alleine auf Zwischenfaserbrüchen basieren kann. Immer führen die Zwischenfaserbrüche zu der in Kapitel 2.2.1 beschriebenen Degradation der mechanischen Eigenschaften des Laminates. Dies führt je nach Belastungsart zu einer Verringerung der Steifigkeit des Bauteils oder – in diesem Fall – der Verbindung. Daher ist je nach Anwendungsfall zu überlegen, ob die Zwischenfaserbruchgrenze überschritten werden darf oder nicht. Eine gute numerische Vorhersage dieser Grenze ist daher für die Entscheidung, welche Belastung zulässig ist, eine wichtige Grundlage.

5.2.5.1 Versagensform Zwischenfaserbruch

Um auftretende Zwischenfaserbrüche in der numerischen Simulation zu berücksichtigen, wird das Wirkebenenkriterium nach *Puck* verwendet [9]. Dazu werden nach der numerisch erfolgten Spannungsberechnung extern in einer von *Magin* programmierten FORTRAN-Routine die Anstrengungen berechnet [118]. Der Degradationsfaktor η wird dabei nicht in Abhängigkeit mit der tatsächlichen Höhe der Anstrengung festgelegt, da dies mehrere nichtlineare Recheniterationen notwendig gemacht hätte. Stattdessen haben sich feste Degradationsfaktoren von 0,2 für die Steifigkeiten quer zu Faserrichtung E_2 und E_3 sowie ein Faktor von 0,6 für alle Schubmoduln als praktikabel erwiesen. Für alle Elemente, die eine Zwischenfaserbruchanstrengung f_{Zfb} größer 1 aufweisen, wird das Materialmodell entsprechend mit den degradierten Steifigkeiten modifiziert und die Lösung des Modells anschließend erneut berechnet.

5.2.5.2 Versagensform Delamination

Durch Zuweisung eines Kohäsiv-Materialmodells zu den Eigenschaften der Kontakt-Elemente kann die Delamination der Laminatschichten ermöglicht werden. Das

Kontaktverhalten wird über die sogenannten Keypoints und den Realsets definiert. Hier wird der Status „bonded“ zusammen mit einem Kohäsiv-Materialmodell verwendet. Bei diesem Kontaktverhalten sind die Kontaktflächen in normaler und tangentialer Richtung fest verbunden, allerdings ermöglicht das Kohäsiv-Materialmodell bei Überschreiten einer vorgegebenen Zug- oder Schubspannung das Öffnen des Kontakts, in diesem Fall also eine Delamination der Schichten. Es wurde der Modus „mixed-mode-debonding“ verwendet, also die Möglichkeit für Zug- und Schubversagen zwischen den Schichten. Für das Delaminations-Kontaktverhalten muss entweder der Augmented-Lagrange- oder der Pure-Penalty-Kontaktalgorithmus verwendet werden. Es wurde der Augmented-Lagrange-Algorithmus gewählt, da hier ein Toleranzwert für die zulässige Durchdringung der Kontaktflächen relativ zur Elementdicke im Kontakt vorgegeben werden kann, wohingegen beim Pure-Penalty-Algorithmus eine passende Kontaktsteifigkeit ermittelt werden müsste, um die Durchdringung auf einen gewünschten Wert zu begrenzen. Um einen sinnvollen Toleranzwert mit möglichst geringer Rechenzeit zu verwenden, wird anhand der Querkzugfestigkeit und dem Querkzug-E-Modul der GFK-UD-Schicht eine theoretische Bruchdehnung berechnet, da für die Bruchdehnung im Versuch nicht genügend valide Werte gemessen wurden. Die zulässige relative Durchdringung wird auf 5 % dieses Wertes festgelegt, siehe Tabelle 5.2. Dadurch wird theoretisch eine Genauigkeit der berechneten Beanspruchungen von 5 % der Querkzugfestigkeit erreicht. Aus den Festigkeitswerten wird die Querkzugfestigkeit zur Berechnung des Toleranzwertes deshalb gewählt, weil sich für diesen Kennwert die geringste theoretische Bruchdehnung ergibt und er deshalb zum Erreichen der gewünschten Genauigkeit der Ergebnisse maßgeblich ist. In gleicher Weise wie für die Durchdringung können für das Gleiten der Kontaktflächen Vorgaben gemacht werden. Um hier die gleiche Berechnungsgenauigkeit wie bei der Durchdringung zu erreichen, wurde das zulässige relative Gleiten der zugelassenen relativen Durchdringung gleichgesetzt.

Tabelle 5.2: Zugelassene relative Durchdringung und Gleiten der Laminatschichten

theoretische Bruchdehnung bei Querkzug	$\varepsilon_{B\perp}^t = \frac{R_{\perp}^t}{E_{\perp}^t} = \frac{82 \text{ MPa}}{6.626 \text{ MPa}} \approx 1,24 * 10^{-2}$
zugelassene relative Durchdringung	$\varepsilon_D = 5\% * \varepsilon_{B\perp}^t \approx 6,19 * 10^{-4}$
zugelassenes relatives Gleiten	$\varepsilon_G = \varepsilon_D = 6,19 * 10^{-4}$

Für das Kohäsiv-Materialmodell der Kontakte zwischen den UD-Schichten müssen die interlaminaire Zug- und Schubfestigkeit sowie die normale Rissöffnung und die tangentielle Rissverschiebung bei der Delamination vorgegeben werden. Die Festigkeitswerte sind aus den Messungen der UD-Schicht bekannt. Die normale Rissöffnung und die tangentielle Rissverschiebung wurden zu Null gesetzt, sodass sich die Verformungen nur aufgrund der vorherrschenden Spannungen im Laminat einstellen. Außerdem wurde tangenciales Gleiten bei Schubversagen auch bei vorhandener Druck-Kontaktspannung zugelassen.

Wenn Delamination an einer Stelle im FE-Modell auftritt, werden dort wieder Standard-Kontaktbedingungen verwendet. Für die Kontakte der UD-Schichten müssen deshalb Einstellungen für das reibungsbehaftete Kontaktverhalten nach der Delamination gemacht werden. Dazu wurde für das Kohäsiv-Materialmodell zusätzlich ein Reibwert von 0,4 definiert. Außerdem wurde in den Kontakteinstellungen eine maximale Haft-Reibspannung „TAUMAX“ von 82 MPa definiert, was der UD-Querzugfestigkeit entspricht, sowie eine Kohäsionsspannung „COHE“ von 1 MPa. Die Kohäsionsspannung gibt die ertragbare Haft-Reibspannung bei 0 MPa Druckspannung zwischen den Kontaktflächen an. Zwischen diesen Werten steigt die ertragbare Haft-Reibspannung τ proportional zur vorliegenden Kontakt-Druckspannung p an, siehe Abbildung 5.7. Wenn die Reibspannung die ertragbare Haft-Reibspannung übersteigt, tritt Gleiten der Kontaktflächen auf.

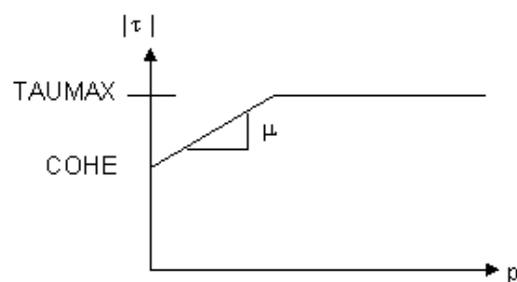


Abbildung 5.7: Kontakt-Gleit-Widerstand in Abhängigkeit von der Druckspannung [119]

5.2.5.3 Versagensform Faserbruch

Die Faserbruchanstressungen f_{Fb} können mit der gleichen Vorgehensweise wie bei den Zwischenfaserbruchanstressungen ermittelt werden. Das Erreichen dieser Grenze bedeutet das Ende des sinnvollen Bereiches der Simulation, da ein Nach-

bruchverhalten mit der verwendeten impliziten Lösung nicht betrachtet werden kann und für den hier vorliegenden Anwendungsbereich der Verbindung nicht relevant ist.

5.3 Ergebnisse und Validierung der numerischen Simulation

An allen quasistatischen Versuchsreihen wurde ein Vergleich zwischen den Versuchen und den numerischen Modellen durchgeführt. Dazu wurde aus jeder Versuchsreihe ein Versuch ausgewählt, dessen Kraft-Weg-Verlauf etwa dem Mittel aller Versuche aus der Versuchsreihe entspricht. Verglichen wird dabei die Verformung der Probe, soweit sie vom ARAMIS-Messsystem erfasst werden konnte, unter der Annahme, dass die Spannungen im Bauteil bei korrekter Vorhersage der Verformung gut abgebildet werden. Die aufgebrachte Last ist dabei bei der Simulation und bei der ausgewerteten Stufe des Versuches identisch. Am interessantesten sind die Lastniveaus, bei denen bereits Schädigungen im Laminat aufgetreten sind. Dies ist an der Stelle in der Kraft-Weg-Kurve der Fall, an welcher der lineare Bereich endet. Zusätzlich zur Kraft-Weg-Kurve werden die Daten des Schallemissionssystems ausgewertet. Zwar treten nach *Schürmann* bereits bei sehr geringer Last einzelne Schädigungen im Laminat aufgrund von Imperfektionen auf [3], was auch im Beispiel einer Messung in Abbildung 5.8 als vereinzelte akustische Events ab ca. 1 kN zu erkennen ist. Werden die akustischen Events kumuliert aufgetragen, wie in Abbildung 5.9 geschehen, so ist erkennbar, dass die Kurve der kumulierten Ergebnisse ab ca. 50 Sekunden einen deutlichen Anstieg der Anzahl der auftretenden Events anzeigt. Dieser Punkt ist nahezu identisch mit dem Ende des linearen Bereiches der Kraft-Kurve. Dieses Kraftniveau wird für den Vergleich herangezogen.

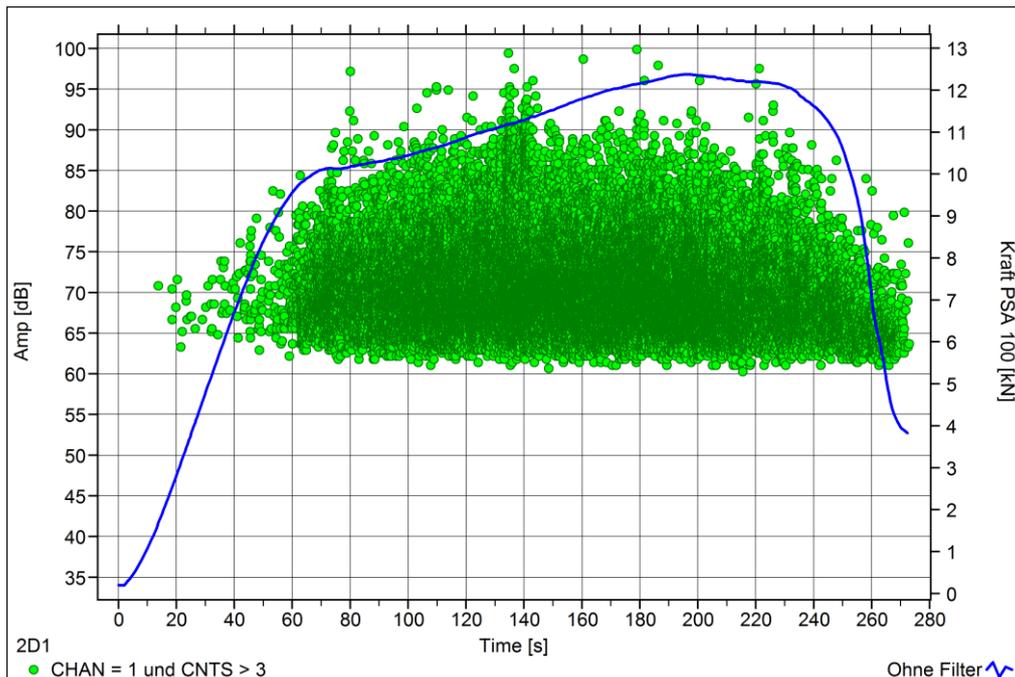


Abbildung 5.8: Auftreten von akustischen Ereignissen beim Pull-out-Versuch der Probe 4 aus Platte 2 mit dem Laminattyp B und geschnittenem Gewinde ST8, dargestellt als grüne Punkte im Kraft-Zeit-Diagramm, korreliert mit dem Kraftsignal als blaue Kurve

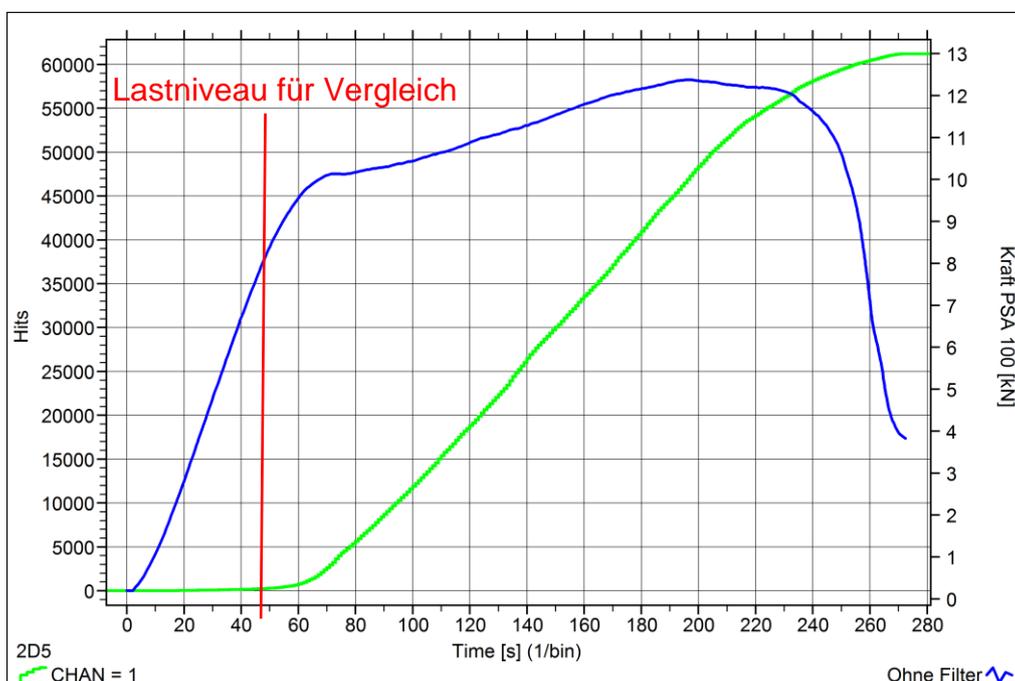


Abbildung 5.9: Kumulierte akustische Ereignisse beim Pull-out-Versuch der Probe 4 aus Platte 2 mit dem Laminattyp B und geschnittenem Gewinde ST8, dargestellt als grüne Linie im Kraft-Zeit-Diagramm, korreliert mit dem Kraftsignal als blaue Kurve

5.3.1 Ergebnisse und Validierung der Simulation der Pull-out-Versuche

Für den Vergleich der Verformung bei den Pull-out-Versuchen wurde die Hochwölbung der Probenoberfläche in Z-Richtung mit dem ARAMIS-Messsystem erfasst und berechnet. Innerhalb des durch Sichtbehinderung eingeschränkten Messbereiches, da beide Kameras das Muster erfassen müssen, werden zwei Auswertediagonalen ausgewählt, welche zu den x- und y-Koordinatenachsen um 45° gedreht sind, vergleiche Abbildung 5.10 und Abbildung 5.11. Da die Probe unter der Niederhalteplatte ebenfalls um 45° gedreht ist, ergibt sich so eine Diagonale, die parallel und eine, die quer zu den 90° -Lagen verläuft. Da beim Kreuzlaminat die oberflächliche Verformung die Form einer Ellipse annimmt, werden auf diese Weise der Längs- und der Querschnitt der Ellipse gemessen. So repräsentieren diese beiden Richtungen den Minimal- und Maximalwert der Verformung und können so beide mit der Simulation abgeglichen werden.

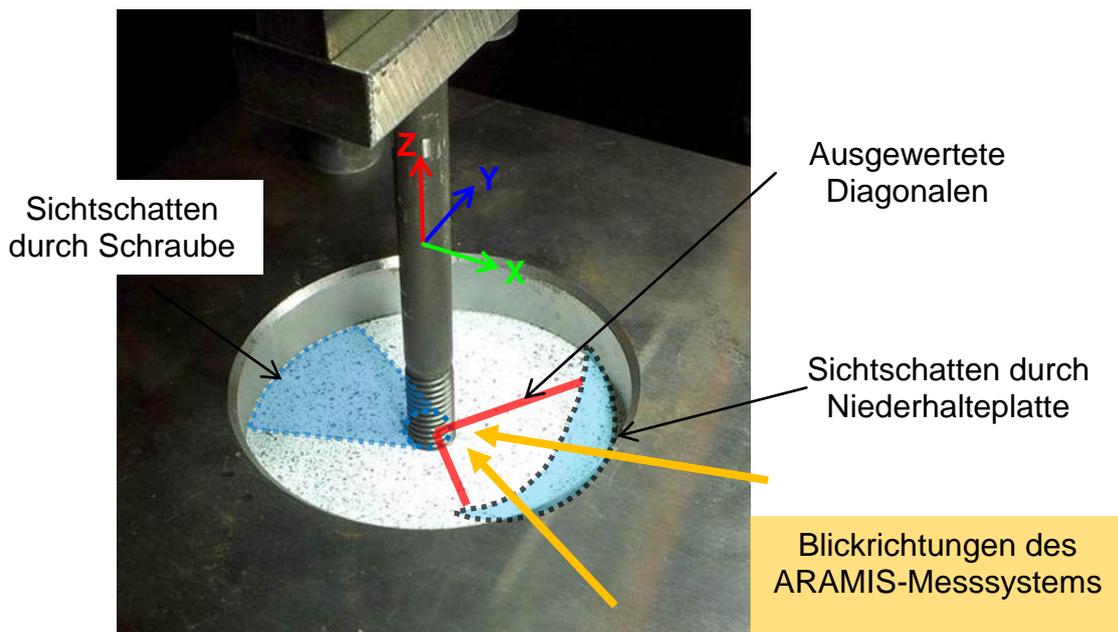


Abbildung 5.10: Bereich der Verformungsmessung beim Pull-out-Versuch

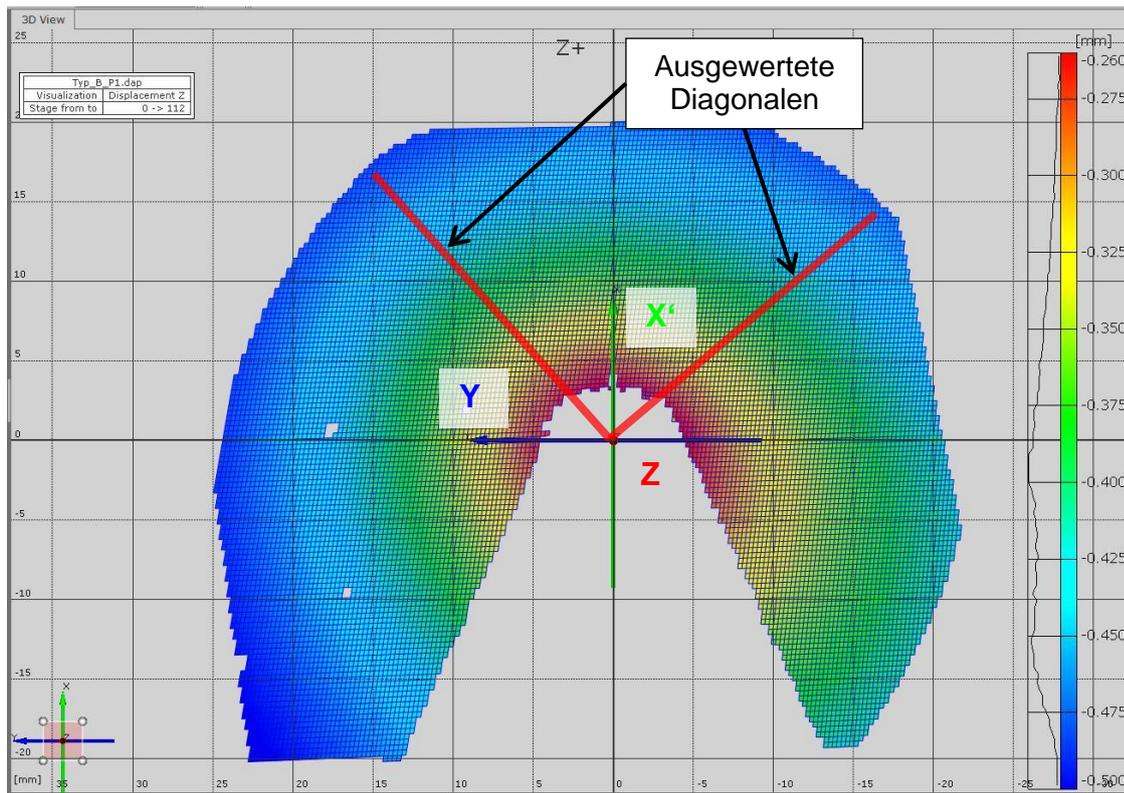


Abbildung 5.11: Draufsicht einer ARAMIS-Auswertung, Position der Diagonalen bei der Z-Verformung am Beispiel der Probe „Typ B M8 geschnitten“

Im Simulationsmodell wurden die Knoten auf den Diagonalen und der Oberfläche der Probe gewählt und ihre Z-Verschiebung ausgelesen. Abbildung 5.12 zeigt den für die Probe 1 vom „Typ B M8 geschnitten“ durchgeführten Vergleich bei 6,88 kN. Dabei zeigen die Verformungen in Z-Richtung aus dem Versuch und der Simulation abseits der Schraube eine sehr gute Übereinstimmung. Sowohl die Differenz zwischen der parallelen Orientierung und der Querrichtung sowie die Verformungskurve sind nahezu identisch. Nahe an der Schraube, so in etwa innerhalb des Abstands von 5 mm, weisen die Kurven der Versuche eine größere Verformung auf als die Kurven der Simulation. Dabei nimmt allerdings die Qualität der Messung zur Schraube hin ab, da das zur Messung benötigte stochastische Muster am Schraubenrand durch zu große Verformung zerstört wird. So stoppen die Messungen mit einem Abstand von gut 1 mm zur Schraube, da das Muster unmittelbar an der Schraube bereits nicht mehr auswertbar ist.

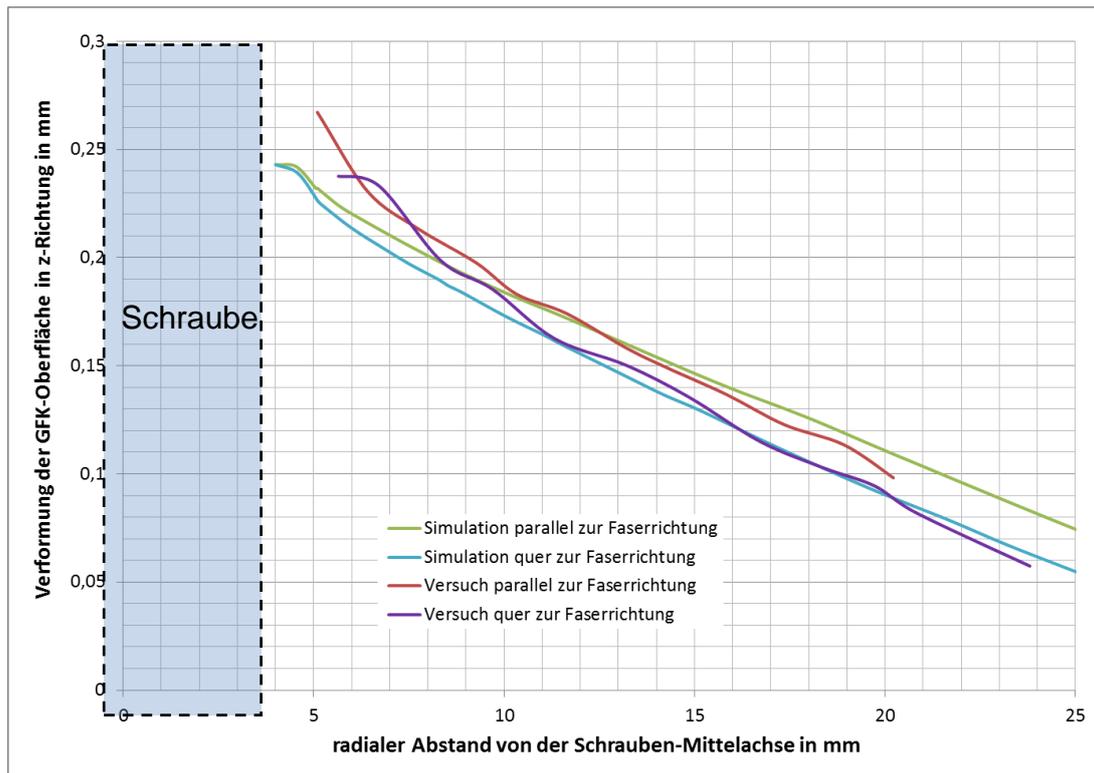


Abbildung 5.12: Vergleich der Verschiebung in Z-Richtung (Belastungsrichtung) quer und parallel zur Orientierung der obersten Faserschicht am Beispiel der Messergebnisse der Probe 1 vom Typ B M8 geschnitten und der entsprechenden Simulation bei 6,88 kN

Dennoch ist anzunehmen, dass das Simulationsmodell unmittelbar an der Schraube eine zu hohe Steifigkeit aufweist. Über eine Anpassung der Degradationsparameter könnte dies korrigiert werden, allerdings liegt dafür nach derzeitigem Stand keine physikalische Begründung vor. Andererseits ist die Abweichung des Modells nur gering. Der Unterschied bei der Verformung in Z-Richtung beträgt zwischen Modell und Versuch maximal etwa 0,02 mm quer und etwa 0,03 mm parallel zur Faserrichtung.

Der Vergleich der Verformung beim geformten Gewinde unterscheidet sich nicht wesentlich von den Ergebnissen des geschnittenen Gewindes.

Werden die Anstrengungen nach *Puck* der beiden Gewinde-Herstellungsarten miteinander verglichen, siehe Abbildung 5.13, so weist das geformte Gewinde eine maximale Zwischenfaserbruchanstrengung von 3,18 auf, während das geschnittene Gewinde 3,77 erreicht. Dabei ist die Zone, die einen Wert größer 1 aufweist, und demnach degradiert wird, beim geschnittenen Gewinde ebenfalls leicht größer.

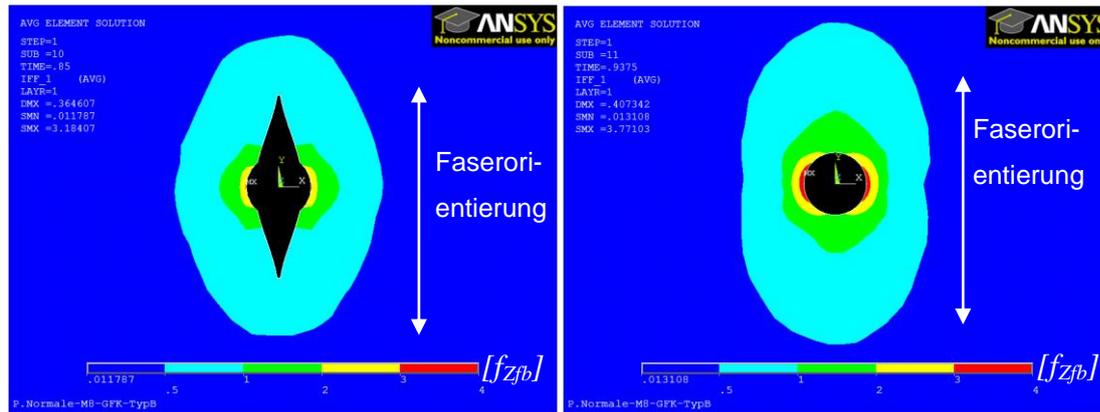


Abbildung 5.13: Vergleich der Zwischenfaserbruchanstrengung nach Puck in der obersten, am höchsten belasteten Lage beim Typ B M8; links: geformtes Gewinde, rechts: geschnittenes Gewinde

Der Vergleich der Faserbruchanstrengung in Abbildung 5.14 zeigt ein ähnliches Bild. Sie ist beim geschnittenen Gewinde mehr als doppelt so groß wie beim geformten Gewinde. Allerdings liegt die Zone mit der höchsten Anstrengung in einem Bereich, bei dem im geformten Gewinde keine Faserbruchanstrengung ausgewertet werden kann, da an dieser Stelle gar keine Fasern vorkommen, hier liegt das Reinharzgebiet. Es erfolgt laut Simulation keine Umlagerung der Spannung in die anderen Gebiete. Dies könnte ein Ansatz für die Begründung sein, warum die geformten Versionen beim Pull-out-Versuch eine geringere Festigkeit erreichen.

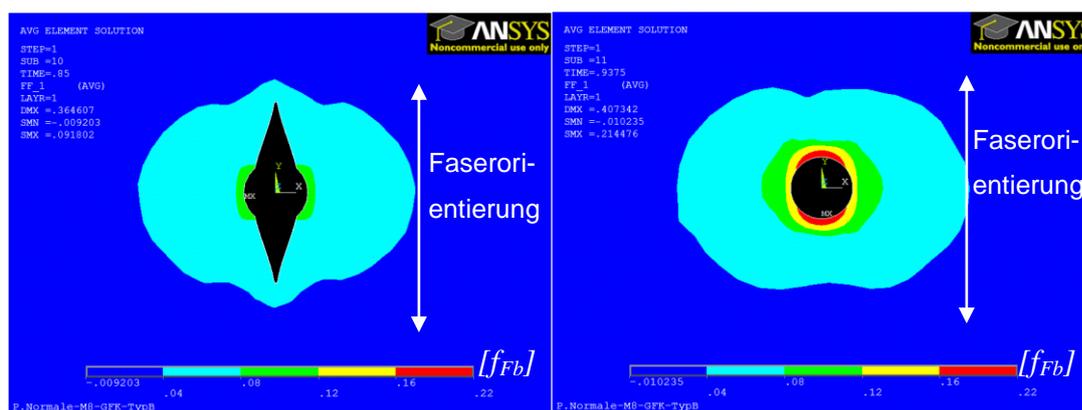


Abbildung 5.14: Vergleich der Faserbruchanstrengung nach Puck in der obersten, am höchsten belasteten Lage beim Typ B M8. Links: geformtes Gewinde, rechts: geschnittenes Gewinde

5.3.2 Ergebnisse und Validierung der Simulation der Scher-Versuche

Bei den Scher-Versuchen findet die Dehnung überwiegend in der Plattenebene statt. Die Dehnungsverteilung ist komplexer als beim Pull-out-Versuch. Daher wird statt einer linienförmigen Auswertung die Dehnung des kompletten messbaren Bereiches für den Vergleich herangezogen. Dabei wird sowohl die Dehnung in X-Richtung, also der Belastungsrichtung, als auch in Y-Richtung, quer zur Belastungsrichtung, ausgewertet. Am in Abbildung 5.15 dargestellten Beispiel ist erkennbar, dass die ARAMIS-Messung keine homogene Spannung anzeigt. Insbesondere an den Rändern des Messbereiches kommt es zu Fehlern, meist in Form von Dehnungsüberhöhungen, die nicht realistisch sind. Dennoch lassen sich gut verschiedene Zonen erkennen. Die Zone „A“, in Belastungsrichtung unmittelbar vor der Schraube im Bereich der Lochleibungsspannung, zeigt eine im Mittel negative Dehnung in X-Richtung. Das trifft auch auf die Zonen „C1“ und „C2“ seitlich von der Schraube zu. Diagonal zur Schraube, in den Zonen „B1“ und „B2“, liegen dagegen im Mittel positive Dehnungen an.

Vergleicht man die Spannungsverteilung mit den Ergebnissen der Simulation in Abbildung 5.16, so sind die gleichen Dehnungszonen erkennbar. Neben der qualitativen Verteilung der Dehnung stimmen auch die quantitativen Werte gut überein, wenn auch die Messung inhomogen ist und daher nur eine Bandbreite innerhalb einer Zone verglichen werden kann.

Der Vergleich der Dehnung in Y-Richtung, siehe Abbildung 5.17 für die gemessene und Abbildung 5.18 für die errechnete Dehnung, zeigt eine sehr gute qualitative und quantitative Übereinstimmung der Ergebnisse.

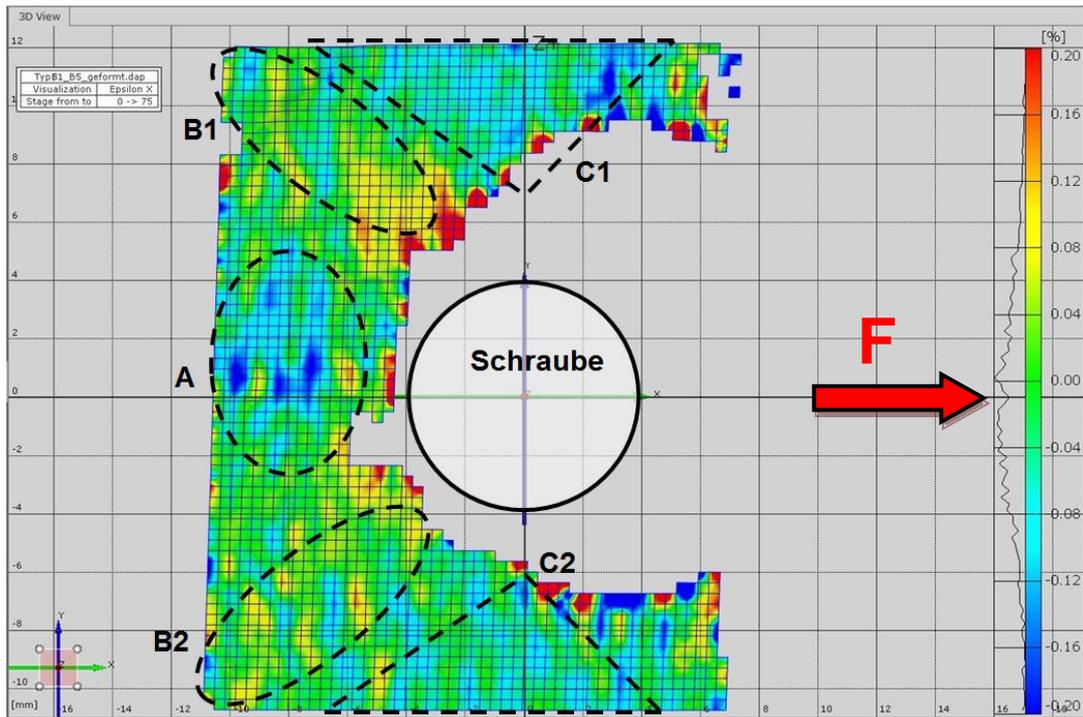


Abbildung 5.15: ARAMIS-Messwerte der Dehnung in X-Richtung am Beispiel Typ B M8 geformt

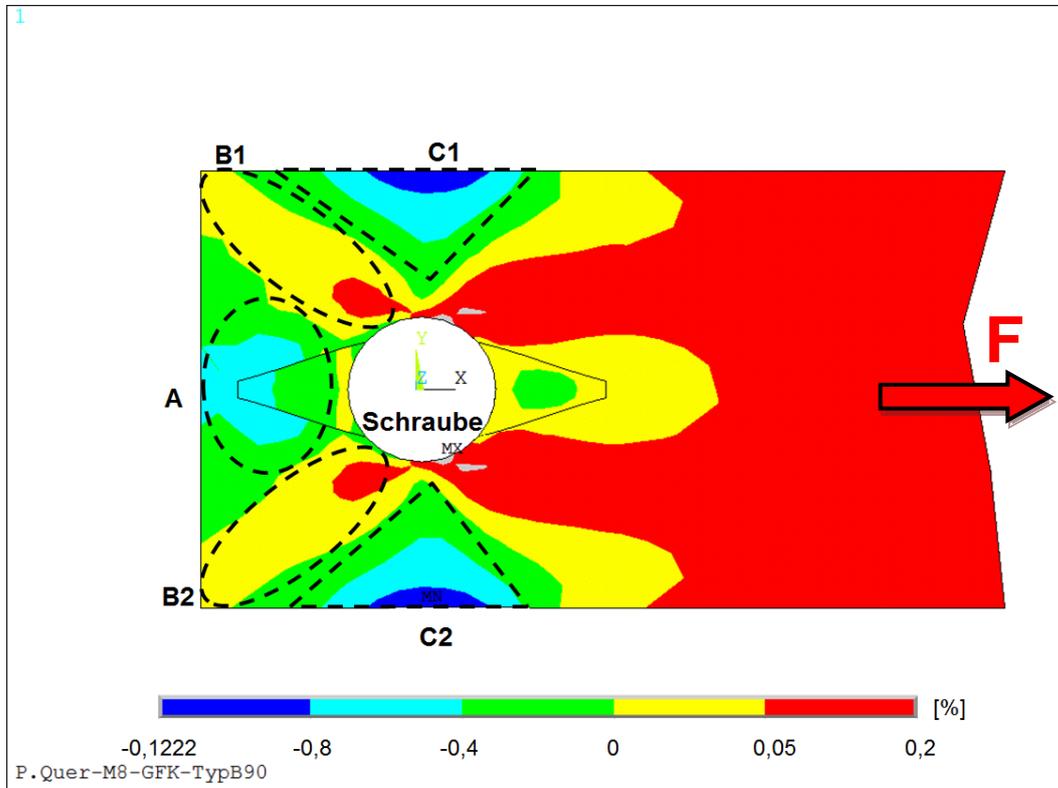


Abbildung 5.16: Simulationsergebnis der Dehnung in X-Richtung am Beispiel Typ B M8 geformt

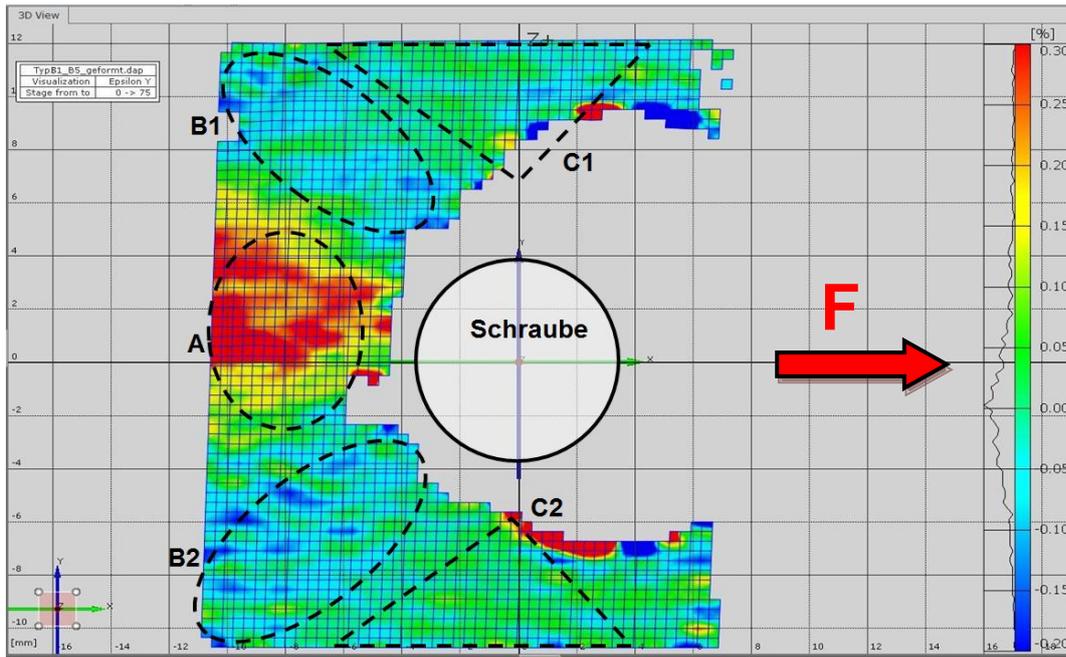


Abbildung 5.17: ARAMIS-Messwerte der Dehnung in Y-Richtung am Beispiel Typ B M8 geformt

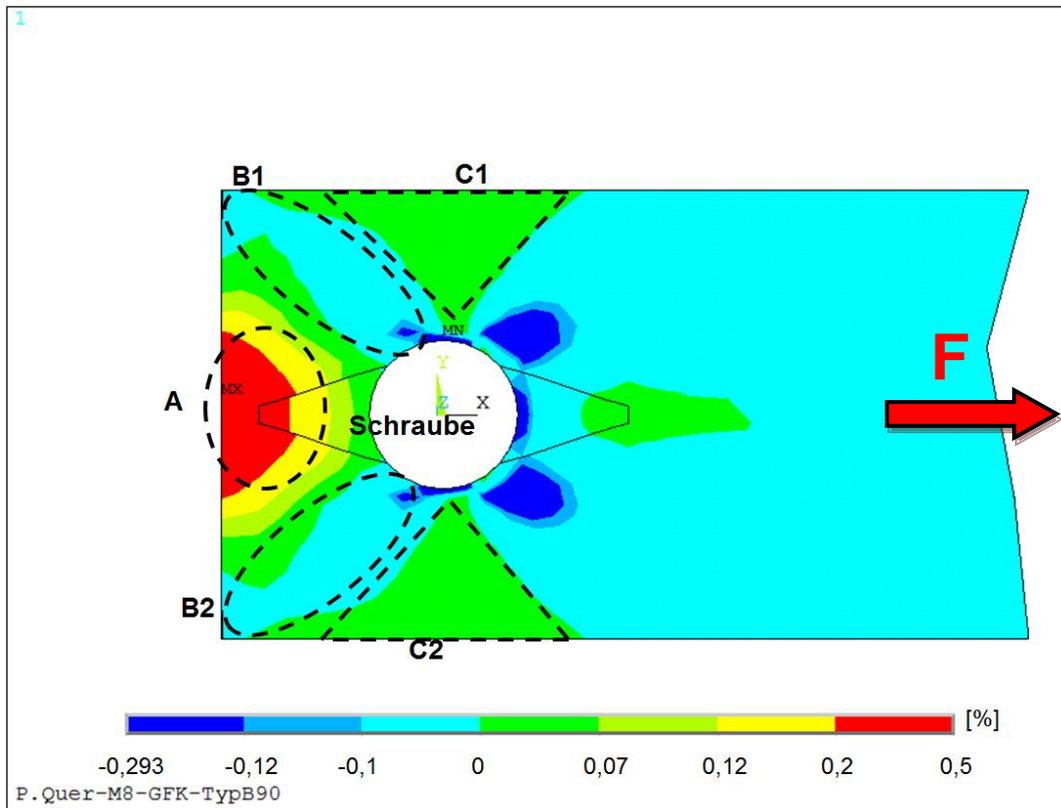


Abbildung 5.18: Simulationsergebnis der Dehnung in Y-Richtung am Beispiel Typ B M8 geformt

Die Auswertung der Zwischenfaserbruchanstrengung in den 0° -Schichten der Simulation der Scherprobe Typ B mit metrischem, geformtem Gewinde, siehe Abbildung 5.19, zeigt, dass die Anstrengung bei fast 1 liegt. Da die in der Simulation aufgebrauchte Last wiederum dem Punkt entspricht, wo im Kraft-Weg-Diagramm des Versuchs der Übergang vom linearen in den nichtlinearen Bereich ist, kann die Simulation diesen Übergang gut voraussagen. Schließlich ist davon auszugehen, dass die Zwischenfaserbrüche die wesentliche Ursache für das Ende des linearen Bereiches sind.

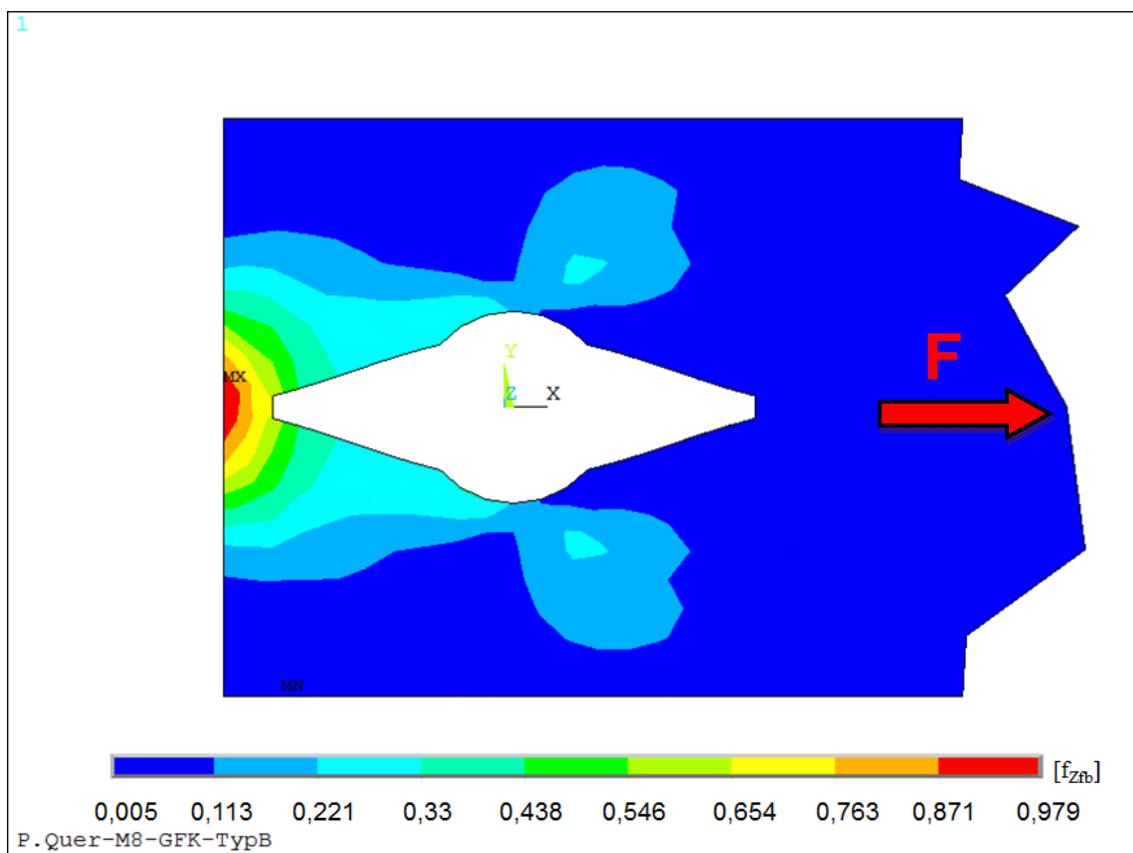


Abbildung 5.19: Zwischenfaserbruchanstrengung in der obersten 0° -Schicht in der Simulation des Scherversuches vom Typ B M8 geformt.

Die Faserbruchanstrengung liegt bei dem Lastniveau nur bei rund 0,1. Es findet aber auch im Versuch kein Versagen der Fasern statt. Schlussendlich führt der Zwischenfaserbruch aufgrund von Schub in den 0° -Schichten zum Versagen der Verbindung.

6 Zusammenfassung und Diskussion

Die vorliegende Arbeit hat aufgezeigt, dass die gewünschte Limitierung der radialen Verformung des Rotors unter Fliehkraft allein durch den Laminataufbau mit GFK nicht erreicht werden kann. Selbst bei reiner Umfangslagenbewicklung wäre die Dehnung aufgrund der Eigenmasse des Laminates bei der gegebenen faserparallelen Steifigkeit des Verbundes größer als die Zielvorgabe. Durch die zusätzlichen Massen der Magnetrings wird die Problematik weiter verstärkt. Die experimentellen Untersuchungen zu den Anbindungskonzepten und dem Materialverhalten konnten zeigen, dass die Verwendung von Shape Memory Alloys eine Möglichkeit darstellt, der radialen Verformung soweit entgegenzuwirken, dass der Zielwert erreicht werden kann. Es wurde ein Anbindungskonzept gefunden, welches die dazu nötigen Kräfte des SMA-Drahtes erträgt und somit eine Anbindung auf die Rotorglocke erlaubt. Mit Hilfe von negativen Wärmeausdehnungskoeffizienten wurde ein Materialmodell für die numerische Simulation entwickelt, welches es erlaubt, die Wirkung der Drahtaktuatorik auf die Rotorstruktur abschätzen zu können. Diese numerisch relativ einfache Vorgehensweise erlaubt es auch zukünftig die Wirkung der Aktuatorik in anderen strukturellen Anwendungen simulativ abschätzen zu können. Gleichwohl zeigen die Untersuchungen nur das Potential der SMA-Drähte in der Anwendung. Für den vorliegenden Fall ist im derzeitigen Entwicklungsstand der Einsatz nicht praktikabel, da die hohen Kosten für den Draht und die relativ komplexe Anbindung des Drahtes an den Rotor einer wirtschaftlichen Anwendung in der Großserie entgegen stehen. Überhaupt nicht Gegenstand der Betrachtung war darüber hinaus die Ansteuerung der Aktuatorik in der Anwendung. Weder die elektrische Kontaktierung für das aktive Aufheizen der Drähte an der rotierenden Struktur noch die dazugehörige Mess- und Regelungstechnik wurden betrachtet. Ob die gewünschte Limitierung der Aufweitung unter Fliehkraft den dafür notwendigen Entwicklungsaufwand und die Fertigungskosten rechtfertigt, kann in dieser Arbeit nicht geklärt werden. Eine einfachere Alternative, wenngleich ohne die Möglichkeit der gezielten Einstellung der Aufweitung, wäre die Verwendung einer elektrisch nicht leitenden Fasertypen mit einer höheren spezifischen Steifigkeit.

Von größerer praktischer Relevanz sind die Untersuchungen im Bereich der Lastübertragung von der Rotorglocke in die Abtriebswelle. Die Arbeit hat gezeigt, dass es

bei dickwandigem GFK durchaus eine Alternative ist, das Gewinde im Verbund selbst, ohne die Verwendung von Inserts oder ähnlichem, vorzusehen. Zunächst einmal ergeben sich daraus Kostenvorteile bei der Fertigung. Der Fokus der Arbeit liegt hierbei jedoch beim Festigkeits-Vergleich der Herstellungsmethoden der Gewindegänge im Laminat. Bisherige in der Literatur veröffentlichte Untersuchungen legen den Schluss nahe, dass das Formen der Gewinde im Laminat, im Gegensatz zum spanabhebenden Bohren und Schneiden der Gewinde, keine Vorteile bezüglich der Festigkeit mit sich bringt. Vorteile werden hier vor allem in der Fertigungstechnik gesehen, insbesondere im Hinblick auf Kosten, aber auch der Prozesssicherheit. Die Untersuchungen in dieser Arbeit bestätigen die Literaturangaben in so weit, dass beim quasistatischen Pull-out-Versuch bei drei von vier Messreihen die geformten Gewinde nur etwa drei Viertel der Festigkeit der geschnittenen Gewinde erreichten. Bei einer Messreihe, bei der Verwendung der metrischen Schraube im Kreuzlaminat, wies jedoch die geformte Variante eine höhere Festigkeit auf. Umgekehrt verhält es sich jedoch bei den quasistatischen Scherversuchen. So zeigen sich hier bei drei von vier Versuchsreihen bei den geformten Gewinden Festigkeitssteigerungen von bis zu 18 % gegenüber den geschnittenen Varianten. Warum auch hier eine Messreihe, die Variante mit der ST8-Schraube im quasiisotropen Laminat, ein anderes Ergebnis zeigt, konnte nicht abschließend geklärt werden. Schliiffbilder und Ultraschall-Untersuchungen lassen vermuten, dass die Fertigungsqualität uneinheitlich ist und einen maßgeblichen Einfluss auf das Prüfergebnis hat. So wurden die Gewinde mit von Hand eingedrehten angespritzten Schrauben geformt. Durch das nur einseitige Werkzeug konnten dabei die Fasern dem Druck der Schraube auch axial ausweichen, was zu einer mehr oder weniger starken Hochwölbung des Laminates um die Schraube herum geführt hat.

Dieser große Einfluss der Fertigungsqualität zeigte sich auch in den zyklischen Ermüdungsversuchen. Da hier die Probekörper für eine Messreihe aus mindestens zwei verschiedenen Probenplatten stammten, konnte untersucht werden, ob innerhalb der Messreihe eine Korrelation zwischen den Messergebnissen und der Probenplatte zu finden war. Dies konnte für die Messreihe der Pull-out-Versuche mit metrischem Gewinde im quasiisotropen Laminat nachgewiesen werden. Die erreichten Schwingspielzahlen lagen bei den beiden Platten ca. drei Dekaden (!) auseinander. Ultraschall-Bilder der beiden Platten zeigen dabei Unterschiede in den akusti-

schen Echos unmittelbar um die Schraube herum. Die Platte mit den weit geringeren erreichten Schwingspielzahlen weist deutlich vergrößerte Störstellen auf, was beispielsweise auf einen höheren Porengehalt hindeutet. Die Fertigungsprotokolle selbst lassen jedoch keine Unterschiede in den Fertigungsparametern erkennen, die die Unterschiede erklären könnten. Da alle Proben der beiden Platten geprüft wurden und nach der Prüfung in den Proben um die Schraube herum eine hohe Riss sättigung vorlag, konnten Schliffbilder keine weiteren Erkenntnisse über die Probenqualität liefern.

Über die Unterschiede in den genannten Probenplatten hinaus zeigten die zyklischen Lebensdauerversuche jedoch, dass die geformten Gewinde gegenüber den geschnittenen Gewinden fast durchgängig einen weit flacheren Verlauf der Wöhlerlinien aufweisen. Dies gilt dabei sowohl für die Pull-out- als auch die Scherversuche bei beiden Schraubenarten. Dieser flachere Verlauf führt dazu, dass die erreichten Schwingspielzahlen bei den geformten Gewinden bei hoher Oberkraft zwar geringer sind als bei den geschnittenen Gewinden, bei geringerer Oberkraft ab einem gewissen Kreuzungspunkt jedoch das geformte Gewinde höhere Schwingspielzahlen erreicht. Der Kreuzungspunkt liegt bei den ermittelten Messreihen der Pull-out-Versuche im Mittel bei etwa 50 % der quasistatischen Festigkeit, bei den Scherversuchen bei etwa 30 %. Je nach angestrebtem Sicherheitsfaktor bei der Auslegung der Verbindung bedeutet dies, dass beim Pull-out bereits ab einem Sicherheitsfaktor von 2 gegenüber der quasistatischen Festigkeit das Ermüdungsverhalten der geformten Gewinde vorteilhaft gegenüber den geschnittenen Gewinden ist. Für die Scherversuche gilt dies ab einem Sicherheitsfaktor von etwa 3.

Für die Praxis, wo in der Regel höhere Sicherheitsfaktoren verlangt sind, bedeutet dies, dass bei schwingender Beanspruchung im hier gemessenen Zugschwellbereich die geformten Gewinde fast immer den geschnittenen vorzuziehen sind. Ist in der Anwendung dagegen die Verbindung auf hohe quasistatische Lasten auszulegen, so scheinen die Ergebnisse des Pull-out-Versuches darauf hinzudeuten, dass hier ein geschnittenes Gewinde Vorteile hinsichtlich der Festigkeit bietet. Dominiert allerdings die quasistatische Scherbelastung, so ist auch hier das geformte Gewinde im Vorteil. Diese Erkenntnisse, insbesondere hinsichtlich der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit bei eher niedrigen Zugschwellbelastungen bedeuten eine signifikante Verbesserung hinsichtlich des Standes der Technik. Im konkreten Anwendungsfall der

Rotorglocke bedeutet dies eine Erhöhung der ertragbaren Lastspielzahl je nach Schraubenanzahl und damit Last pro Schraube um zwei bis fünf Dekaden.

Hinsichtlich der simulativen Vorhersage des quasistatischen Verhaltens der Gewinde wurde gezeigt, dass die globale Verformung sehr gut abgebildet werden kann. Auch die Unterschiede in der Verformung zwischen dem geformten und geschnittenen Gewinde konnten aufgezeigt werden. Allerdings zeigte sich auch, dass die vereinfachte Abbildung ohne Gewindegänge die lokalen Spannungen im Material nicht genau genug berechnen kann, um zuverlässig die Belastungshöhe, bei der das vollständige Versagen der Verbindung eintritt, vorhersagen zu können. Insbesondere die Unterschiede in der Festigkeit zwischen geformten und geschnittenen Gewinde können so nicht abgebildet werden. Um diese Spannungsunterschiede in der Mesoebene einschätzen zu können, ist eine weit detailliertere Betrachtung mittels eines Submodelles notwendig, welches auch die Spannungen im Gewindegrund abbildet. Die hier verwendete gröbere Modellierung kann aber sehr wohl im Rahmen der Standardabweichung der Messreihen erste Schädigungen im Laminat vorhersagen. Da dies in der Regel in der Praxis bereits vermieden werden muss, eignet sich das Modell sehr gut, um unter Hinzunahme eines ausreichend hohen Sicherheitsfaktors eine Empfehlung für die maximal erlaubte Belastung eines derartigen Lasteinleitungskonzeptes zu treffen. Für die Zukunft erscheint es sinnvoll, die gewonnenen Erkenntnisse dahingehend zu überprüfen, inwieweit sie sich beispielsweise auf andere Materialien, wie CFK oder eine thermoplastische Matrix übertragen lassen. Sinnvollerweise ist dabei auch die Fertigungstechnologie zu überdenken, damit der Prozess reproduzierbarer ist und Fehler, wie ein zu starker axialer Druck der Schraube beim Eindrehen, vermieden werden kann. So ist ein geschlossenes oder zumindest beidseitiges Werkzeug, wie es ja bei der Fertigung des GroAx-Rotors auch konzeptionell vorgesehen ist, eine Maßnahme, deren Einfluss es zu untersuchen gilt. Da davon auszugehen ist, dass ein stabilerer und gesicherter Prozess des Einformens der Schraube in das Laminat die entsprechenden Festigkeiten sogar verbessert, könnte dies die bisherigen bereits aufgezeigten Vorteile des geformten Gewindes weiter herausstellen.

Literaturverzeichnis

- [1] Lässig, R., et al.: Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen – Perspektive für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau. Studie, VDMA und Roland Berger Strategy Consultants, 2012.
- [2] Airbus A350 XWB in production. Reinforced Plastics, Vol. 54, 2010, S. 8.
- [3] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin: Springer-Verlag, 2005.
- [4] Gross, D., Hauger, W., Schnell, W.: Technische Mechanik 2 - Elastostatik. 7., neubearb. Auflage, Berlin: Springer-Verlag, 2002.
- [5] Holzmann, G.; Meyer, H.; Schumpich, G.: Technische Mechanik - Festigkeitslehre, Springer Vieweg, Springer Fachmedien Wiesbaden 2014, ISBN 978-3-658-06040-4
- [6] Moser, K.: Faser-Kunststoff-Verbund. Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1992.
- [7] Himmel, N.: Verbundwerkstoffbauweisen. Vorlesungsmanuskript, Technische Universität Kaiserslautern, 2005.
- [8] Nahas, M. N.: Analysis of Non-Linear Stress-Strain Response of Laminated Fibre-Reinforced Composites. Fibre Science and Technology, Vol. 20, 1984, pp. 297 – 313.
- [9] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten – Modelle für die Praxis. ISBN 3-44618194-6. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1996.
- [10] Himmel, N.: Faserkunststoffverbund-Bauweisen. Habilitationsschrift, Technische Universität Kaiserslautern, 2003 (IVW-Schriftenreihe Bd. 39, Hrsg. Prof. Dr.-Ing. A. Schlarb).
- [11] Flemming, M., Roth, S.: Faserverbundbauweisen. Eigenschaften. ISBN 3-540-00636-2. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag, 2003.
- [12] Jones, R. M.: Mechanics of composite materials. ISBN 1-56032712-X. New York: Hemisphere Publishing Corporation, 1975.
- [13] Michaeli, W., Huybrechts, D., Wegener, M.: Dimensionieren mit Faserverbundkunststoffen. Einführung und praktische Hilfen. ISBN 3-44617659-4. München, Wien: Hanser, 1994.

-
- [14] Reifsnider, K. L.: Fatigue of Composite Materials. Composite Materials Series, Volume 4. Reifsnider, K. L. (Ed). Elsevier, Amsterdam, 1991.
- [15] Schulte, K.: Faserverbundwerkstoffe mit Polymermatrix. Aufbau und mechanische Eigenschaften. DLR Institut für Werkstoff-Forschung. Köln, 1992.
- [16] Neitzel, M., Mitschang, P.: Handbuch Verbundwerkstoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. München, Wien: Hanser, 2004.
- [17] Hahn., O.: Mechanisches Fügen und Kleben. Tagungsband, 10. Paderborner Symposium Fügetechnik, 11. – 12. September 2003. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. O. Hahn, ISBN 3-9805447-9-6, Laboratorium für Werkstoff und Fügetechnik, Universität Paderborn, 2003.
- [18] Noll, T.: Beitrag zur Entwicklung punktueller Lasteinleitungen und Verbesserung der Versagensanalyse für Faser-Kunststoff-Verbund-Strukturen unter zyklischer Belastung. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb, IVW-Schriftenreihe, Bd. 81, ISBN 3-934930-77-8, Institut für Verbundwerkstoffe, 2008.
- [19] Handl, A.: Einführung in die Statistik mit R, online: www.wiwi.uni-bielefeld.de/lehrbereiche/emeriti/jfrohn/Upload/statskript.pdf (27.11.2016)
- [20] Brockmann, W., Geiss, P. L., Klingen, J.: Klebtechnik. Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren: Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren. 1. Auflage. ISBN 3-5273109-1-6, Wiley-VCH Verlag, Weinheim, 2005.
- [21] Habenicht, G.: Kleben. Grundlagen, Technologien, Anwendungen. 5., erweiterte und aktualisierte Auflage. ISBN 3-5402627-3-3, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2005.
- [22] Parmley, R.: Standard Handbook of Fastening and Joining. 3rd Edition. ISBN 0-0704858-9-5, McGraw-Hill Professional, New York, 1996.
- [23] Pizzi, A., Mittal, K.: Handbook of Adhesive Technology. 2nd Edition. ISBN 0-8247098-6-1, CRC, Marcel Decker, New York, 2003.
- [24] Giese, M.: Fertigungs- und werkstofftechnische Betrachtung zum Vibrations-schweißen von Polymerwerkstoffen. ISBN 3-9802740-7-1, Dissertation, Universität Erlangen, 1995.
- [25] Rudolf, R.: Entwicklung einer neuartigen Prozess- und Anlagentechnik zum wirtschaftlichen fügen von thermoplastischen Faser-Kunststoff-Verbunden. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. M.

- Neitzel, IVW-Schriftenreihe, Bd. 10, ISBN 3-934930-06-9, Institut für Verbundwerkstoffe, 2000.
- [26] Schlarb, A. K. H.: Zum Vibrationsschweißen von Polymerwerkstoffen. ISBN 3-88122-512-9, Dissertation, Universität-Gh Kassel, 1989.
- [27] Ehrenstein, G. W.: Mit Kunststoffen konstruieren. Eine Einführung. 2. Auflage. ISBN 3-4462129-5-7, Carl Hansa Verlag, München, Wien, 2001.
- [28] Michaeli, W., Brinkmann, T., Lessenich-Henkeys, V.: Kunststoff-Bauteile werkstoffgerecht konstruieren. ISBN 3-4461753-5-0, Carl Hansa Verlag, München, Wien, 1995.
- [29] Erhard, G.: Konstruieren mit Kunststoffen. 2. Auflage. ISBN 3-4462101-6-4, Carl Hansa Verlag, München, Wien, 2004.
- [30] Bonten, Ch.: Kunststofftechnik für Designer. 1. Auflage, ISBN 3-4462215-8-1, Carl Hansa Verlag, München, Wien, 2002.
- [31] Weimer, C.: Zur nähtechnische Konfektion von textilen Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. M. Neitzel, IVW-Schriftenreihe, Bd. 31, ISBN 3-934930-27-1, Institut für Verbundwerkstoffe, 2002.
- [32] Molnár, P., Ogale, A., Mitschang, P.: Incorporation of Functional Elements into the Fibre Reinforced Polymer Structure by Means of Tailoring Technology. Reinforced Plastics 2004 - International Balaton Conference, May 25 – 27, Balatonvilágos, Hungary, 2004.
- [33] Roth, A.: Strukturelles Nähen: Ein Verfahren zur Armierung von Kraffteinleitungen für Sandwichstrukturen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb, IVW-Schriftenreihe, Bd. 61, ISBN 3-934930-57-3, Institut für Verbundwerkstoffe, 2006.
- [34] Scharr, G., Ebert, J., Uhlenbrock, S.: Einfluss von Z-Verstärkungen auf die Eigenschaften von CFK-Laminaten. 3. Workshop Konstruktionstechnik, Shaker Verlag, Aachen, 2001.
- [35] Kelly, G.: Joining of Carbon Fiber Reinforced Plastics for Automotive Applications. Doctoral Thesis. Department of Aeronautical and Vehicle Engineering, ISBN 91-7283-824-8, KTH Stockholm, Sweden: 2004.

- [36] Quinn, W. J.; Matthews, F. L.: The Effect of Stacking Sequence on the Pin-Bearing Strength in Glas Fiber Reinforced Plastics, *Journal of Composite Materials*, Vol. 11, S. 139-145, Elsevier, 1977.
- [37] Whitworth, H. A., et al: Application of the point stress criterion to the failure of composite pinned joints, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, S. 1829 – 1839, 2008.
- [38] Sen, F., et al: Experimental failure analysis of mechanically fastened joints with clearance in composite laminates under preload, *Materials & Design*, Vol. 29, S. 1159 – 1169, 2008.
- [39] Garbo, S. P., Ogonowski, J. M.: Effect of Variances and Manufacturing Tolerances on the Design Strength and Life of Mechanically Fastened Composite Joints, Air Force Wriugh Aeronautical Laboratories, 1981.
- [40] Kiral, B. G.: Effect of the clearance and interference-fit on failure of the pin-loaded composites, *Materials & Design*, Vol. 31, S. 85 – 93, 2010.
- [41] *Structural Materials Handbook*. ESA PSS-03-203, Iss. 1, Vol. 1. European Space Agency, Paris, 1994.
- [42] Tan, S. C.: *Stress Concentrations in Laminated Composites*. Technomic Publishing Company Inc., Lancaster, Pennsylvania, U.S.A., ISBN 1-56676-077-1, 1994.
- [43] De Jong, Th.: Stresses around pin-loaded holes in elastically orthotropic and isotropic plates. *Journal of Composite Materials*, Vol. 11, 1977. pp 313 – 331.
- [44] De Jong, Th.: On the calculation of stresses in pin-loaded anisotropic plates. Dissertation. Technische Universität Delft. 1987.
- [45] McCarthy, M.A., McCarthy, C.T.: Finite Element Analysis of the effects of Clearance on Single-Shear, Composite Bolted Joints. *Journal of Plastics, Rubber and Composites*. Vol. 32, No. 2. Institute of Materials, London, UK. 2003. pp. 65 – 70.
- [46] Perugini, P., Riccio, A., Scaramuzzino, F.: Three-Dimensional Progressive Damage Analysis of Composite Joints. In: *Proceedings of the 8th International Conference on Civil and Structural Engineering Computing*. Civil-Comp Press, 18 – 21 September 2001.
- [47] Riccio, A., Scaramuzzino, F.: Influence of damage onset and propagation on the tensile structural behaviour of protruding composite joints. Presented at:

- 4th GRACM Congress on Computational Mechanics, Patras, Greece, 27 – 29 June 2002.
- [48] Lin, H.; Tsai, C.: Failure analysis of bolted connections of composites with drilled and moulded-in hole. *Composite Structures*, Vol. 30, S. 159–68, 1993.
- [49] Durante, M.; Langella, A.: Bearing Behavior of Drilled and Molded-in Holes. *Applied Composite Materials*, Vol. 16, S. 297–306, 2009.
- [50] H.J. Lin; Y.J. Lee: Strength of composite laminates with continuous fiber around a circular hole. *Composite Structures*, Vol. 21, S. 155–62, 1992.
- [51] Datenblatt, http://saertex.de/fileadmin/user_upload/PDFs_etc/Standards/9592_E.pdf, Stand: 12 März 2014
- [52] Datenblatt, <http://www.swiss-composite.ch/pdf/t-Araldite-LY1564-Aradur3486-3487-e.pdf>, Stand: 12 März 2014
- [53] DIN 65562 – Faserverstärkte Kunststoffe. Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit, 1991.
- [54] ASTM D 5961/ D 5961 M-08 – Standard Test Method for Bearing Response of Polymer Matrix Laminates. American Society for Testing and Materials, 2008.
- [55] ASTM D 7332/D 7332M-07 – Standard Test Method for Measuring the Fastener Pull-Through Resistance of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite. American Society for Testing and Materials, 2009.
- [56] Lagoudas, D. C.: *Shape Memory Alloys – Modelling and Engineering Applications*, Springer, New York, 2008.
- [57] Kaack, M.: *Elastische Eigenschaften von NiTi-Formgedächtnis-Legierungen*. Dissertation, Universität Bochum, Fakultät für Physik und Astronomie, 2002.
- [58] SmartFlex Wire. SAES Getters Group. Mailand. 2009. Datenblatt
- [59] UHU PLUS ENDFEST 300. UHU GmbH & Co. KG. Bühl (Baden). Datenblatt
- [60] VDI 2014, Blatt 3: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Berechnungen. Verein Deutscher Ingenieure, September 2006.
- [61] Müller, T.: *Lastgerechte Integration von aktiven Formgedächtnislegierungselementen in Faserkunststoffverbunde*. Kaiserslautern, Universität, Institut für Verbundwerkstoffe, IVW Bericht 13-070, 2013
- [62] Hübler, M.: *Methodik zur Auslegung und Herstellung von aktiven SMA-FKV-Hybridverbindungen*, Dissertation, Technische Universität Kaisers-

- lautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. U. Breuer, IVW-Schriftenreihe, Bd. 118, Institut für Verbundwerkstoffe, 2016.
- [63] Collings, T.A.: Experimentally Determinated Strength of Mechanically Fastened Joints. In: Joining Fibre-Reinforced Plastics. ISBN 1-85166-019-4. Ed.: F.L. Matthews. Elsevier Applied Science, London, New York. 1987.
- [64] Abrao A., et al.: The effect of cutting tool geometry on thrust force and delamination when drilling glas fibre reinforced plastic composite, *Materials & Design*, Vol. 1, S. 508-513, 2007.
- [65] Schürmann, H.; Elter, A.: Beitrag zur Gestaltung von Schraubenverbindungen bei Laminaten aus Faserkunststoffverbunden, *Konstruktion*, Vol. 2013-1/2. S. 62-66, 2013.
- [66] Ehrenstein, G. W.: *Polymer-Werkstoffe. Struktur, Eigenschaften, Anwendung*. 2. Auflage, München, Wien: C. Hanser Verlag, 1999.
- [67] Domininghaus, H.: *Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften*. 6. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2005.
- [68] Friedrich, C.; Hubbertz, H.: Friction behavior and preload relaxation of fastening systems with composite structures, *Composite Structures*, Vol. 110, S. 335 – 341, 2014.
- [69] Shivakumar, K. N.; Crews, J. H.: Bolt clampup relaxation in a graphite/epoxy laminate, *ASTM Symposium on the long-term behavior of composites*, 1982.
- [70] Caccese, V.; et al.: Influence of stress relaxation on clamp-up force in hybrid composite-to-metal bolted joints, *Composite Structures*, Vol. 89-2, S. 285 – 293, 2009.
- [71] *Composite Materials Handbook MIL-HDBK-1F*. Vol. 3: Polymer Matrix Composites – Material Usage, Design and Analysis. Department of Defence, Lancanster, U.S.A.. 2002.
- [72] Hart-Smith, L. J.: Design and Empirical analysis of Bolted or Riveted Joints. In: *Joining Fibre-Reinforced Plastics*. ISBN 1-85166-019-4. Ed.: F.L. Matthews. Elsevier Applied Science, London, New York. 1987.
- [73] Budde, L.: *Neue Füge- und Befestigungstechniken*. Fachhochschule Osnabrück, Fakultät GuT. Informationsveranstaltung Firma Kampmann GmbH. 28. April 2005. Lingen. 2005.

- [74] Gewinde für Kunststoffe. Produktdatenblatt Nr. 30. Kerb-Konus-Vertriebs GmbH. www.kerbkonus.de. Stand: 31.05.2007.
- [75] Technische Daten. Drahtgewindeeinsatz FILTEC. König Verbindungstechnik GmbH. www.kvt-koenig.de. Stand: 31.05.2007.
- [76] Ehrenstein, G.W.: Verbindungstechnik. KUNSTSTOFFE, 07/2004, Carl Hanser Verlag, München: 2004, S. 28 – 34.
- [77] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Schraubverbindungen an Kunststoffbauteilen. VDI Berichte Nr. 770, VDI-Verlag, Düsseldorf: 1989, S. 193 – 207.
- [78] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Mechanisches Verbinden von Bauteilen aus SMC mit umpressten Gewindeeinsätzen. 21. AVK-Tagung, Mainz: 1987, S. 19-1 – 19-7.
- [79] Ehrenstein, G.W., Mohr, H.: Gewindeformende Schrauben für Kunststoffbauteile. VERBINDUNGSTECHNIK, 10. Jahrgang, Heft 11, 1978.
- [80] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Festigkeiten von Direktverschraubungen mit gewindeerzeugenden Metallschrauben an Bauteilen aus SMC und GMT. 23. AVK-Tagung, Mainz: 1990, S. A16-1 – 16-9.
- [81] Tome, A., Ehrenstein, G.W.: Direktverschraubungen in GMT. Tagungsbeitrag. 2. AVK-TV Tagung, Baden-Baden.1999.
- [82] Tome, A., Ehrenstein, G.W.: Vorspannkraftrelaxation von Kunststoff-Direktverschraubungen – Konstante und zyklische Temperaturen. VDI Berichte Nr. 1644, VDI-Verlag, Düsseldorf: 2001, S. 147 – 159.
- [83] Trinter, F., Ehrenstein, G.W.: Schraubenverbindungen mit Gewindeeinsätzen und gewindeerzeugenden Schrauben an Bauteilen aus faserverstärkten Fließpresswerkstoffen. VDI Berichte Nr. 852, VDI-Verlag, Düsseldorf: 1991, S. 493 – 510.
- [84] Tome, A., Ehrenstein, G.W., Dratschmidt, F.: Günstig auf lange Sicht ?. PLASTVERARBEITER, 49. Jahrgang, Nr. 11, Heidelberg: 1998, S. 124 – 127.
- [85] Pult, M.: Verbesserung der Prozesssicherheit bei der Kunststoffdirektverschraubung. KONSTRUKTION, Heft 4, April. Springer VDI-Verlag. 2005.
- [86] Weinert, K., Kempmann, C.: Gewindefertigung in faserverstärkten Kunststoffen. KUNSTSTOFFE, 07/2004, Hanser Verlag, München: 2004, S. 44 – 48.

- [87] Weinert, K.; Kempmann, C.: Wear development and drill hole quality when drilling textile reinforced polymer material. In: Production Engineering. Research and Development, Vol. 10, 2003. pp. 61 – 64.
- [88] Weinert, K.; Kempmann, C.; Mayer, M.: Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Qualitätsmerkmale. Prozesssichere Bearbeitung von Verbundwerkstoffen. In: VDI-Z Integrierte Produktion Special, 2003. pp. 75 – 78.
- [89] Weinert, K.; Kempmann, C.: Bohrbearbeitung von textilverstärkten Polymerwerkstoffen. Konferenz-Einzelbericht: Schriftenreihe Werkstoffe und werkstofftechnische Anwendungen, Vol. 11, 2002. pp. 57 – 64.
- [90] Spur, G.; Klocke, F.; Wunsch, U. E.: Herstellen und Bearbeiten von Bauteilen aus Faserverbund-Werkstoffen mit Kunststoffmatrix. In: ZWF, Vol. 78 (12), 1983. pp. 549 – 556.
- [91] Quan, Y.; Yu, Q.; Xie, L.: Study on the adaptability of thick film diamond tool to cutting composites. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, 2002. pp. 501 – 504
- [92] Weinert, K.: Prozessgestaltung in der spanenden Fertigung. Konferenz-Einzelbericht: Zerspanen im modernen Produktionsprozess, Begleitband zum Fachgespräch zwischen Industrie und Hochschule, 2001. S. 3 – 16.
- [93] Won, M. S.; Dharan, C. K. H.: Drilling of aramid and carbon fiber polymer composites. In: Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, 2002. pp. 778 – 783.
- [94] Klocke, F.; Würtz, C.: Einsatz von PKD bei der Bearbeitung von Faserverbundwerkstoffen. In: Industrie Diamanten Rundschau, Ausg. 32, 1998. S. 36 – 41.
- [95] Mayer, M.; Kempmann, C.; Weinert, K.: Ein Problemfall für Bohrwerkzeuge – Teil 2. In: Technica, Rapperswil, Vol. 52 , 2003. S. 10 – 13.
- [96] Lin, S. C., Shen, J. M.: Drilling Unidirectional Glass Fiber-Reinforced Composite Materials at High-Speed. Journal of Composite Materials, Vol. 33, 1999. pp. 827 – 851.
- [97] Neitzel, M.; Breuer, U.: Die Verarbeitungstechnik der Faser-Kunststoff-Verbunde, Hanser, München, 1997.
- [98] Miaris, A.: Experimental and Simulative Analysis of the Impregnation Mechanics of Endless Fiber Rovings. Dissertation. Technische Universität Kaiserslau-

- tern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer, IVW-Schriftenreihe, Bd. 102, ISBN 978-3-934930-98-8, Institut für Verbundwerkstoffe, 2012.
- [99] Azzi, V. D., Tsai, S. W.: Anisotropic Strength of Composites. *Journal of Experimental Mechanics*. 1965. pp. 283 – 288.
- [100] Tsai, S. W., Wu, E. M.: A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *Journal of Composite Materials*, Vol. 5. 1971. pp. 58 – 80.
- [101] Hashin, Z.: Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 47. 1980. pp. 329 – 334.
- [102] Yamada, S. E., Sun, C. T.: Analysis of Laminate Strength and its Distribution. *Journal of Composite Materials*, Vol. 12. 1978. pp. 275 – 284.
- [103] Puck, A., Schürmann, H.: Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. Special issue, *Composites Science and Technology*, Vol. 62. 2002. pp. 1633 – 1662.
- [104] Hinton, M. J., Soden, P.D.: Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites, Part A. Special issue, *Composites Science and Technology*, Vol. 58. 1998.
- [105] Hinton, M. J., Kaddour, A. S., Soden, P.D.: Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites, Part C. Special issue, *Composites Science and Technology*, Vol. 64. 2004.
- [106] Knops, M.: Sukzessives Bruchgeschehen in Faserverbundlaminaten. D82, Dissertationsschrift, RWTH Aachen, Aachen, Verlag Mainz: 2003.
- [107] Himmel, N., Kienert, M.: Fatigue behaviour and life simulation of torsion loaded glass fiber/vinylester tubes. Proceedings ‚Recent Advances in Mechanics of Aerospace Structures and Materials‘, Sankar, B. V. (ed.), International Mechanical Engineers Congress and Exhibition, Anaheim, Ca., USA, Nov. 15 – 20, 1998, AD-Vol. 56, pp. 75 – 84.
- [108] DIN 50 100: Dauerschwingversuch. Beuth Verlag: Berlin. 1978.
- [109] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. ISBN 3-18400828-2. VDI-Verlag: Düsseldorf. 1989.
- [110] Bach, C.: Beitrag zur Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von endlos kohlenstofffaserverstärkten Vinylester-Matrixsystemen. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern. 2007.

- [111] Pagano, N.J., Pipes, B.R.: Interlaminar Response of Composite Materials. Composite Materials Series, Vol. 5. Ed.: N.J. Pagano, Series Ed.: R.B. Pipes. Elsevier: Amsterdam, Oxford, New York. ISBN 0-444-87284-X. 1989.
- [112] Newaz, G.M.: Delamination in Advanced Composites. Technomic Publishing: Lancaster, PEN, U.S.A.. ISBN 87762-753-3, 1991.
- [113] DIN EN ISO 527-4, 1997-07: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe, 1997.
- [114] DIN EN ISO 14126, 2000-12: Faserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der Druckeigenschaften in der Laminebene, 2000.
- [115] DIN EN ISO 14130, 1998-02: Faserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzem Balken, 1998.
- [116] VDI-Richtlinie 2230: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen. Zylindrische Einschraubverbindungen. VDI-Gesellschaft Entwicklung Konstruktion Vertrieb, Fachbereich Konstruktion. VDI-Verlag, Düsseldorf: 1986.
- [117] Huth, H.: Zum Einfluss der Nietnachgiebigkeit mehrreihiger Nietverbindungen auf die Lastübertragungs- und Lebensdauervorhersage; Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Bericht Nr. FB-172. 1984.
- [118] Magin, M.: Schadensfortschrittsentwicklung durch zyklische Belastung und deren numerische Modellierung unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffgesetze bei endlosfaserverstärkten Polymerwerkstoffen. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern. Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer, IVW-Schriftenreihe, Bd. 99, ISBN 978-3-934930-95-7, Institut für Verbundwerkstoffe, 2012.
- [119] ANSYS Release 13.0 Documentation.

Eigene Veröffentlichungen

- [120] Bücken, M.: Experimental Study and Ply-based Simulation of Path-Dependencies of FRP Strength, IVW-Kolloquium, Kaiserslautern, 6.-7. November 2012
- [121] Bücken, M., Magin, M.: Testing of the strength of an alternative manufacturing Method for bolted joints used in a GFRP-rotor of an axial-flux electric motor for serial production in automotive, 16. European Conference for Composite Materials ECCM16, Sevilla, Spain, 22. – 26. Juni 2014.
- [122] Bücken, M., Magin, M., Hausmann, J., Hammann, N.: Adaptive Control of the Radial Expansion of a GFRP-Rotor with SMAs, IVW-Kolloquium, Kaiserslautern, 11.-12. Juni 2015.
- [123] Bücken, M., Hausmann, J., Motsch, N.: Experimental and numerical investigation of molded-in threads as a new solution for load transfer in thick-walled GFRP applications, 17. European Conference for Composite Materials ECCM17, München, 26. – 30. Juni 2016, abstract accepted

Liste betreuter Studien- und Abschlussarbeiten

- [124] Breyll, S.: Simulation der Verbindungsfestigkeit von Schrauben in dickwandigem Glasfaser verstärktem Kunststoff bei geschnittenen und geformten Gewindegängen. Diplomarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 14-005. 2014.
- [125] Skorupski, R.: Experimentelle Untersuchung von Wegabhängigkeiten des statischen Festigkeitsverhaltens von FKV. Diplomarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 11-029. 2011.
- [126] Eller, U.: Experimentelle Untersuchung der Verbindungsfestigkeit von Schrauben und dickwandigem Glasfaser verstärktem Kunststoff bei geschnittenen und geformten Gewindegängen. Studienarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 14-077. 2014.
- [127] Hammann, N.: Untersuchung von Shape-Memory-Alloys zur adaptiven Einstellung des Luftspaltes eines Elektromotors aus Glasfaser verstärktem Kunststoff. Studienarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 15-024. 2015.
- [128] Hammann, N.: Numerische Simulation und Bewertung einer Bauweisenstudie eines großserientauglichen Hochdruckbehälters. Studienarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 15-076. 2015.
- [129] Tandogan, M.: Experimenteller Vergleich der Festigkeiten von in Glasfaser verstärktem Kunststoff geschnittenen und geformten groben Gewindegängen. Studienarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 16-004. 2016.
- [130] Krisch, T.: Experimentelle Untersuchung von Wegabhängigkeiten des statischen Festigkeitsverhaltens von FKV, Projektarbeit. Institut für Verbundwerkstoffe. Interner Bericht IVW 12-058, 2012